

Министерство народного образования Белорусской ССР
Белорусский ордена Трудового Красного Знамени
политехнический институт

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Основан в 1973 году

ВЫПУСК 15

Минск
"Вышэйшая школа"
1988

УДК 620.9(082)

МЗЧ

А.В. Кочетков (гл. редактор), А.Д. Качан (зам. гл. редактора), В.И. Тимошпольский (отв. секретарь), В.М. Бладыко, В.С. Ермаков, Л.И. 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 промышленной теплоэнергетики, теплофизики, а также рационального использования электроприводов, 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.

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

Н 2301000000 – 142 136 – 88
МЗ04 (03) – 88

© Издательство "Высшая школа", 1988

1. ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ЭНЕРГЕТИКИ

УДК 621.315.1.072

Г.Е. ПОСПЕЛОВ, В.Т. ФЕДИН,
М.С. ЧЕРНЕЦКИЙ

МАТЕМАТИЧЕСКИЙ ПОДХОД К ОПРЕДЕЛЕНИЮ БАЗОВОГО ЗНАЧЕНИЯ ИСКОМОГО ПАРАМЕТРА ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

При проектировании компактных воздушных линий электропередачи анализ возможности использования того или иного метода теории подобия для оптимизации параметров линий требует учета математической структуры составляющих исходного экономического уравнения, связей между параметрами, специфики конструктивного исполнения, опыта проектирования линий и др. С одной стороны, это создает определенные трудности при решении задач оптимизации, а с другой — требует решения данной задачи в конкретной форме, позволяющей исследовать любые параметры в зависимости от напряжения, конструкции и условий работы линии.

Исходя из этого, рассмотрим один из методов теории подобия — метод базовых точек, который, на наш взгляд, наиболее приемлем при оптимизации конструктивных параметров воздушных линий электропередачи со сближенными проводами расщепленных фаз. Наиболее существенным недостатком этого метода является то, что выбор базового значения искомого параметра выполняется на основании опыта проектирования традиционных линий электропередачи или вообще интуитивно [1, 2]. Такой подход допустим при оптимизации линий электропередачи, когда исследователь отчетливо представляет возможный диапазон изменения искомого параметра. При проектировании воздушных линий электропередачи новой конструкции установить диапазон изменения искомого параметра невозможно, а поэтому необходима математически строгая методика определения его базового значения. Актуальность такого подхода подтверждается тем, что значение базового параметра влияет на количество критериев подобия искомого уравнения, а при определении базового параметра, близкого к оптимальному значению искомого параметра, существенно сокращаются время расчетов на ЭВМ, трудозатраты и улучшаются технико-экономические показатели.

Нами предлагается методика определения базовых значений искомого параметра, основанная на использовании исходной минимизируемой функции, представленной в абсолютных величинах составляющих затрат:

$$K = nm (k_{из}^c + k_{тр}^c + k_M^c + k_{из}^\Phi + k_{тр}^\Phi + k_M^\Phi), \quad (1)$$

где n – количество опор на 1 км линии электропередачи при оптимальном значении параметра; m – количество стоек в одной опоре воздушной линии; $k_{из}^c, k_{тр}^c, k_M^c, k_{из}^\Phi, k_{тр}^\Phi, k_M^\Phi$ – соответственно затраты на изготовление, транспортировку и монтаж стоек опор и фундаментов. Достаточно учесть основные составляющие функции, от которых зависят затраты на сооружение воздушной линии электропередачи.

Составляющие выражения (1), определяющие затраты, необходимые для изготовления, транспортировки или монтажа стоек опор, можно записать:

$$k_i^c = \alpha_i^c \left(h_r + \frac{\gamma l^2}{8\sigma} + a\lambda + (b-1)c \right), \quad (2)$$

где α_i^c – удельный экономический показатель, зависящий от вида работ; h_r – габарит от нижней точки провисания провода до земли; γ – приведенная нагрузка, принимаемая в зависимости от марки провода и климатических условий; l – длина пролета линии; σ – напряжение в проводе, которое принимается в зависимости от действующих в пролете нагрузок; a – количество гирлянд длиной λ , закрепленных друг под другом; b – число проводов, закрепленных в вертикальной плоскости; c – минимально допустимое расстояние по вертикали между соседними проводами.

Удельный экономический показатель, определяющий затраты на изготовление и монтаж стойки опоры, определяется следующим образом:

$$\alpha_{из(м)}^c = \frac{V_{из(м)}^c c_V^c}{H^c}, \quad (3)$$

где $V_{из(м)}^c$ – объем материала, необходимого для изготовления стойки; c_V^c – стоимость единицы объема материала; H^c – высота стойки опоры.

При определении затрат на единицу монтажа стойки в формулу (3) вместо c_V^c необходимо взять затраты на единицу монтажа конструкции (c_M^c).

Удельные затраты на транспортировку стойки опоры определяются

$$\alpha_{тр}^c = \frac{G_{тр}^c c_G^c}{H^c},$$

где $G_{тр}^c$ – масса стойки опоры; c_G^c – стоимость транспортировки единицы массы.

Затраты на изготовление, транспортировку и монтаж фундаментов под опоры линий электропередачи определяем с помощью выражения

$$k_i^\Phi = \alpha_i^\Phi \left((\sigma_{гр} - \frac{F(h_r + \frac{\gamma l^2}{8\sigma} + a\lambda + (b-1)c)}{W}) A - N \right), \quad (4)$$

где α_i^Φ – удельный экономический показатель, определяющий затраты на изготовление, транспортировку и монтаж фундаментов; $\sigma_{гр}$ – предельное напряжение грунта; F – горизонтальная равнодействующая сил; W – момент сопро-

тивления сечения фундамента; A — площадь сечения фундамента; N — продольная сила, действующая на фундамент.

Удельный экономический показатель, определяющий затраты на изготовление и монтаж единицы объема фундаментов, определяем по формуле

$$\alpha_{из(м)}^{\Phi} = \frac{V_{из(м)}^{\Phi} c_{из(м)}^{\Phi}}{G^{\Phi}}, \quad (5)$$

где $V_{из(м)}^{\Phi}$ — объем изготовления или монтажа фундамента; $c_{из(м)}^{\Phi}$ — стоимость единицы объема при изготовлении или монтаже фундамента; G^{Φ} — масса фундамента.

При определении удельного показателя, характеризующего затраты на транспортировку фундаментов, необходимо в формуле (5) взять вместо $c_{из(м)}^{\Phi}$ стоимость транспортировки единицы объема. Подставим значения составляющих (2), (4) в исходное критериальное уравнение (1) и после преобразований получим

$$K = \frac{1 + l_6}{l_6} m \left(\alpha^{оп} \left(h_{\Gamma} + \frac{\gamma l_6^2}{8\sigma} + a\lambda + (b-1)c \right) + \alpha^{\Phi} (\sigma_{гр} A - \right. \\ \left. - \frac{FA \left(h_{\Gamma} + \frac{\gamma l_6^2}{8\sigma} + a\lambda + (b-1)c \right)}{W} - N \right), \quad (6)$$

где l_6 — базовый пролет искомого параметра; $\alpha^{оп}$, α^{Φ} — удельные экономические показатели, учитывающие затраты на единицу изготовления, транспортировки, монтажа конструкций соответственно стойки опоры и фундамента:

$$\alpha^{оп} = \alpha_{из}^c + \alpha_{тр}^c + \alpha_{м}^c; \quad \alpha^{\Phi} = \alpha_{из}^{\Phi} + \alpha_{тр}^{\Phi} + \alpha_{м}^{\Phi}.$$

Уравнение (6) включает составляющую базового пролета (l_6), так как оптимизируемым параметром является пролет исследуемой компактной воздушной линии электропередачи, а поэтому покажем, как определяется базовое значение оптимального пролета.

Получим выражение для определения базового пролета, для чего уравнение (6) продифференцируем по l_6 и приравняем дифференциал нулю, т. е.

$\frac{dK}{dl_6} = 0$. После соответствующих преобразований получим уравнение вида

$$\left(\frac{\alpha^{оп} \gamma}{4\sigma} - \frac{\alpha^{\Phi} FA \gamma}{4\sigma W} \right) l_6^3 + \left(\frac{\alpha^{оп} \gamma}{8\sigma} - \frac{\alpha^{\Phi} FA \gamma}{8\sigma W} \right) l_6^2 - (\alpha^{оп} (h_{\Gamma} + a\lambda + \\ + (b-1)c) + \alpha^{\Phi} (\sigma_{гр} A - \frac{FA (h_{\Gamma} + a\lambda + (b-1)c)}{W} - N) = 0. \quad (7)$$

Полученное выражение позволяет определять конкретное значение базово-

го пролета в зависимости от основных исходных данных воздушной линии электропередачи.

В том случае, когда опоры линии электропередачи устанавливаются непосредственно в грунт, выражение (7) упрощается:

$$l_6^3 + 0,5 l_6^2 - \frac{4\sigma}{\gamma} (h_r + a\lambda + (b - 1)c) = 0. \quad (8)$$

Уравнения (7), (8) позволяют определять конкретное численное значение базового пролета воздушных линий электропередачи в зависимости от напряжений линий, их конструкции, климатических условий района трассы и характера грунтов.

Таким образом, следует отметить, что предлагаемая методика определения базового значения искомого параметра позволяет оптимизировать конструктивные параметры новых воздушных линий электропередачи, для которых отсутствуют статистические данные и опыт эксплуатации, а также существенно упростить процесс оптимизации и определения искомого параметра компактных воздушных линий и сократить трудозатраты.

ЛИТЕРАТУРА

1. Михайлов В.В. Критериальное уравнение оптимального пролета ЛЭП // Электричество. - 1967. - № 8. - С. 17-20.
2. Арсеньев Ю.Д. Теория подобия в инженерных экономических расчетах. - М.: Высш. шк., 1967. - 262 с.

УДК 62-50:62-83

В.И. ПАНАСЮК

ПРИНЦИП МАКСИМУМА ДЛЯ ЗАДАЧ С НЕМОНОТОННЫМ ИЗМЕНЕНИЕМ АРГУМЕНТА

Изучается задача оптимального управления, в которой в результате замены времени t на одну из фазовых переменных течение этого нового "времени" немонотонно. Для таких задач доказан основной результат принципа максимума Л.С. Понтрягина. Указан класс практических задач из области электропривода, где возникает такая ситуация.

Рассматривается устойчивый объект управления, динамика которого описывается обыкновенными дифференциальными уравнениями:

$$\frac{d\bar{x}}{dt} = \bar{f}(\bar{x}, u, t); \quad \bar{x} \in R^n; \quad u \in U \subset R^r, \quad t_0 \leq t \leq T. \quad (1)$$

На решениях системы (1) необходимо доставить минимум интегралу

$$I = \int_{t_0}^T \bar{f}_0(\bar{x}, u, t) dt, \quad (2)$$

удовлетворив при этом граничным условиям:

$$\bar{x}(t_0) = \bar{x}_n; \quad \bar{x}(T) = \bar{x}_k, \quad (3)$$

где \bar{x}_n , \bar{x}_k – начальная и конечная точки траектории.

Полагаем, что функции $\bar{f}(\bar{x}, u, t)$ и $\bar{f}_0(\bar{x}, u, t)$ из выражений (1), (2) непрерывны по совокупности переменных и непрерывно дифференцируемы по \bar{x} , а в качестве допустимых управлений рассматриваются кусочно-непрерывные функции $u(t)$, $t_0 \leq t \leq T$, и область U ограничена и замкнута.

Дополним фазовые координаты системы (1) переменными \bar{x}_0 и $\bar{x}_{n+1} = t$, законы изменения которых подчинены уравнениям:

$$\frac{d\bar{x}_0}{d\bar{x}_{n+1}} = \bar{f}_0(\bar{x}, u, \bar{x}_{n+1}); \quad \frac{d\bar{x}_{n+1}}{d\bar{x}_{n+1}} = 1 \quad (4)$$

и граничным условиям:

$$\bar{x}_0(t_0) = 0; \quad \bar{x}_{n+1}(t_0) = 0; \quad \bar{x}_{n+1}(T) = T, \quad (5)$$

которые дополняют граничные условия (3).

Для упрощения решения задачи проведем в системе уравнений (1), (4) замену аргумента $\bar{x}_{n+1} = t$ новым аргументом, в качестве которого выберем одну из переменных задачи \bar{x}_l , $l \in [1, n]$. Получим

$$\frac{d\bar{x}_i}{d\bar{x}_l} = \bar{f}_i(\bar{x}, u, \bar{x}_{n+1}) / \bar{f}_l(\bar{x}, u, \bar{x}_{n+1}), \quad i = 0, 1, \dots, l-1, l+1, \dots, n+1. \quad (6)$$

Перенумеруем переменные от 0 до n , исключив \bar{x}_l и обозначив $\tau = \bar{x}_l$, $\bar{x}_l(t_0) = \tau_n$, $\bar{x}_l(T) = \tau_k$ в уравнениях (1) и (6), получим

$$\frac{dx_i}{d\tau} = f_i(x, u, \tau), \quad i = \overline{0, n}. \quad (7)$$

Новый "аргумент" τ может изменяться немонотонно.

Составим функцию Понтрягина для решения задачи [1]:

$$H = (f(x, u, \tau), \psi(\tau)), \quad (8)$$

где (\cdot, \cdot) – скалярное произведение.

Имеют место также соотношения [1]:

$$\frac{d\psi}{d\tau} = -\frac{\partial H}{\partial x}; \quad \frac{dx}{d\tau} = \frac{\partial H}{\partial \psi}. \quad (9)$$

Обозначим $\{\tau_n, \tau_k\}$ – совокупность всех неустановившихся значений τ в оптимальном процессе; $\{\tau_n, \tau_k\}_+$ – совокупность значений τ в оптимальном процессе на участках возрастания τ ; $\{\tau_n, \tau_k\}_-$ – совокупность значений τ в

оптимальном процессе на участках уменьшения τ ; \mathbf{H} – гамильтониан, т. е. значения функции Понтрягина (8) в оптимальном процессе.

Для формального сведения неавтономной по τ задачи к автономной дополним фазовые переменные системы (7) переменной $x_{n+1} = \tau$, а систему (7) – уравнением

$$\frac{dx_{n+1}}{dx_{n+1}} = 1.$$

Тогда выражения (8) и (9) дополнятся следующими соотношениями:

$$\tilde{H} = H + \psi_{n+1}; \quad \frac{d\psi_{n+1}}{dx_{n+1}} = - \frac{\partial \tilde{H}}{\partial x_{n+1}}. \quad (10)$$

Обозначим гамильтониан функции Понтрягина \tilde{H} через \tilde{H} . Полагаем, что оптимальный процесс в задаче существует, обозначим его через $\{x(\cdot), u(\cdot)\}$.

Теорема. Для оптимальности $x(\tau), u(\tau), \tau \in \{\tau_n, \tau_k\}$ необходимо существование такой непрерывной ненулевой вектор-функции $\psi(\tau)$ из выражений (8), (9), (10), что:

а) для любого $\tau \in \{\tau_n, \tau_k\}_+$ $\tilde{H} = \max_{u \in U} \tilde{H}$ и для любого $\tau \in \{\tau_n, \tau_k\}_- \tilde{H} = \min_{u \in U} \tilde{H}$;

б) для любого $\tau \in \{\tau_n, \tau_k\}$ гамильтониан \mathbf{H} неавтономной системы непрерывен.

Эта теорема обосновывает основной результат принципа максимума для случая немонотонного изменения аргумента.

Приведенная модификация принципа максимума эффективна, например в задачах оптимального управления позиционным электроприводом [2–6], уравнения движения которого имеют вид:

$$\frac{dx}{dt} = f(x, u, v), \quad x \in R^n, \quad u \in U \subset R^r;$$

$$\frac{dv}{dt} = \mu(x, u, v) - \mu_n;$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = v,$$

а критерий оптимальности (энергопотери) можно записать в виде

$$Q = \int_0^T f_0(x, u, v) dt \rightarrow \min,$$

где x – электромагнитные переменные электропривода (ЭП); u – управления (напряжения, частоты и т. д.); v, α – скорость вращения и угол поворота вала ЭП; μ, μ_n – электромагнитный и нагрузочный моменты.

В качестве нового "времени" выберем скорость v , тогда имеем:

$$\frac{dx_0}{dv} = \frac{f_0(x, u, v)}{\mu(x, u, v) - \mu_H}; \quad \frac{dx}{dv} = \frac{f(x, u, v)}{\mu(x, u, v) - \mu_H};$$

$$\frac{d\alpha}{dv} = \frac{v}{\mu(x, u, v) - \mu_H}; \quad \frac{dt}{dv} = \frac{1}{\mu(x, u, v) - \mu_H};$$

$$H = \frac{f_0(x, u, v) \psi_0 + (f(x, u, v), \psi) + v \psi_{n+1} + \psi_{n+2}}{\mu(x, u, v) - \mu_H};$$

$$\frac{d\psi_i}{dv} = -\frac{\partial H}{\partial x_i}; \quad i = \overline{0, n}; \quad \frac{d\psi_{n+1}}{dv} = -\frac{\partial H}{\partial \alpha}; \quad \frac{d\psi_{n+2}}{dv} = -\frac{\partial H}{\partial t}.$$

На участках разгона оптимальное управление определяется следующим образом:

$$u^0 = \text{Arg max}_{u \in U} H \quad \text{при } \mu(x, u, v) - \mu_H > 0,$$

а на участках торможения

$$u^0 = \text{Arg min}_{u \in U} H \quad \text{при } \mu(x, u, v) - \mu_H < 0,$$

что приводит к результатам, близким к полученным в работах [2–5] при $H = F^*$ и $\psi = \lambda$. Подход, изложенный в [2–5], оказался эффективным при решении задач оптимального управления электроприводом. Он позволил найти аналитическое решение для задач указанного типа в тех случаях, когда другими процедурами оптимизации аналитическое решение не получалось [2–4].

Таким образом, основной результат принципа максимума сформулирован для задач оптимального управления с немонотонным изменением аргумента, которые появляются при замене реального времени t на новое "время", в качестве которого может выступать одна из координат системы, имеющая в общем случае в оптимальном процессе немонотонное изменение. Эта замена эффективна, например, в задачах оптимального по энергопотерям позиционирования электроприводов. Она позволяет повысить информативность основной процедуры принципа максимума – экстремизации по управлению функции Понтрягина.

Доказательство теоремы. Не ограничивая общности, полагаем, что оптимальный процесс состоит из одного участка прямого течения "времени" τ (разгона) и следующего за ним участка обратного течения "времени" τ (торможения). Считаем пока, что правый конец траектории x_{κ} свободен.

Проварьируем управление $u(\tau)$ игольчатой вариацией малой длительности ϵ и конечного изменения управления Δu с одной особенностью: действие вариации при прямом течении "времени" τ будет заканчиваться в момент $\bar{\tau}$, а появляться – в момент $\bar{\tau} - \epsilon$, $\epsilon = \delta$, $\delta > 0$; при обратном течении "времени" τ действие вариации будет заканчиваться также в момент $\bar{\tau}$, а появляться – в

момент $\bar{\tau} - \epsilon$, $\epsilon = -\delta$, $\delta > 0$. Такая конструкция вариации необходима, чтобы результат действия вариации можно было рассматривать в момент $\bar{\tau}$ по истечении "времени" ϵ ее воздействия на систему, т. е.

$$\begin{aligned} \epsilon &= \delta && \text{при прямом течении "времени" } \tau, \\ \epsilon &= -\delta && \text{при обратном течении "времени" } \tau. \end{aligned} \quad (11)$$

Далее, с учетом того что при торможении $d\tau$ отрицательно, доказательство ничем не отличается от приведенного, например, в учебном пособии [7] на стр. 96–99, за исключением конечных выражений на стр. 99, вместо которых имеем

$$\sum_{i=0}^{n+1} \psi_i(\bar{\tau}) (f_i(x(\bar{\tau}), \tilde{u}(\bar{\tau}), \bar{\tau}) - f_i(x(\bar{\tau}), u(\bar{\tau}), \bar{\tau})) \epsilon \leq 0,$$

откуда окончательно получим с учетом условий (11) $\tilde{H}(\psi, x, \tilde{u}) \leq \tilde{H}(\psi, x, u)$ для прямого течения "времени" τ и $\tilde{H}(\psi, x, \tilde{u}) \geq \tilde{H}(\psi, x, u)$ для обратного течения "времени" τ .

Таким образом доказан п. а) утверждение теоремы. Доказательство утверждения п. б) теоремы для участка прямого течения "времени" τ не отличается, например, от приведенного в [8, с. 59], на участке обратного течения "времени" τ доказательство аналогично за исключением того, что знаки неравенства меняются на противоположные. В точке переключения с разгона на торможение $\tau = \tau_n$ (и возможно наоборот) доказательство непрерывности имеет особенности. Рассматривается зона процесса разгона от момента $\tau_n - \Delta\tau$ до τ_n ($\Delta\tau > 0$) и зона торможения от момента τ_n до $\tau_n - \Delta\tau$. Однако при торможении в этом интервале необходимо рассматривать попятное движение системы от момента $\tau_n - \Delta\tau$ до τ_n . В этом режиме уравнения движения запишутся

$$\frac{dx}{dx_{n+1}} = -f(x, u, \tau), \quad \frac{d\psi}{dx_{n+1}} = \frac{\partial \tilde{H}}{\partial x},$$

а выражение п. а) теоремы для этого режима опять же будет иметь вид $\mathbf{H} = \max_{u \in U} H$, вместо $\mathbf{H} = \min_{u \in U} H$, как при обычном торможении. Теперь в этой

составной зоне в окрестности τ_n обоснование непрерывности \mathbf{H} не отличается от доказательства непрерывности для внутренней точки участка разгона, т. е. прямого течения "времени". По этой же схеме аналогично [1] доказывается теорема и при полностью или частично закрепленном x_k .

ЛИТЕРАТУРА

1. Математическая теория оптимальных процессов / Л.С. Понтрягин, В.Г. Болтянский, Р.В. Гамкрелидзе, Е.Ф. Мищенко. – М.: Наука, 1976. – 392 с.
2. Панасюк А.И., Панасюк В.И. Асимптотическая магистральная оптимизация управляемых систем. – Мн.: Наука и техника, 1986. – 296 с.
3. Панасюк В.И. Оптимальное управление электроприводом при одновременном воздействии на ток и поток двигателя // Электричество. – 1983. – № 9. – С. 35–38.
4. Панасюк В.И., Политыко Э.Д., Петренко Ю.Н. Оптимальное частотное управление асинхронным двигателем в позиционном процессе //

Изв. вузов. Электромеханика. – 1984. – № 10. – С. 96–100. 5. П а н а с ю к В.И. Снижение энергопотерь в регулируемых электроприводах // Изв. вузов. Энергетика. – 1986. – № 8. – С. 8–13. 6. П е т р о в Ю.П. Оптимальное управление электроприводом с учетом ограничений по нагреву. – Л.: Энергия, 1971. – 144 с. 7. И в а н о в В.А., Ф а л д и н Н.В. Теория оптимальных систем автоматического управления. – М.: Наука, 1981. – 336 с. 8. Г а б а с о в Р., К и р и л л о в а Ф.М. Принцип максимума в теории оптимального управления. – Мн.: Наука и техника, 1974. – 272 с.

УДК 62–50

А.А. МОСКАЛЕНКО, В.И. ЛИТВИНЕЦ

МНОГОСВЯЗНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ С АНАЛИТИЧЕСКОЙ АДАПТАЦИЕЙ

Большинство объектов автоматизации в теплоэнергетике характеризуются не только многопараметрической зависимостью "вход–выход", но и нестационарностью динамических свойств при изменении нагрузки в широких пределах. В таких условиях построение системы регулирования на принципах автономности контуров не отвечает требованиям оптимального ведения технологии процесса и оптимизация отдельных сепаратных контуров автоматической системы регулирования (АСР) не обеспечивает (в общем случае) оптимизации режима установки в целом [1].

Рассмотрим типовую для промышленных объектов задачу, в которой структура многосвязной системы управления задана соответственно технологическому алгоритму частично, известны ограничивающие факторы и исходные динамические характеристики объекта. Необходимо определить взаимосвязи контуров регулирования, диапазон изменения основных параметров настройки для обеспечения требуемых динамических свойств (точности и быстродействия) системы в переменных условиях. При этом предполагается изменение статических и динамических параметров объекта в процессе эксплуатации и в зависимости от уровня нагрузки, а также наличие переменного запаздывания.

Анализ поставленной задачи применительно к многомерным стационарным объектам с запаздыванием позволяет выделить группу способов достижения цели: обеспечение координированной работы взаимосвязанных контуров регулирования при выполнении программы управления; обеспечение автономности основных контуров при характерных возмущениях, что соответствует классическому методу расчета и оптимизации многосвязных систем регулирования, функционирование которых определяется показателями качества, одновременно зависящими от ряда управляемых величин; использование теории упреждения запаздывания и компенсации инерционности с применением векторной оптимизации; использование алгебраических модификаций рассогласования модели и объекта для адаптации системы в целом; комбинирование двух последних способов оптимизации АСР [2].

Проектирование сложных систем промышленных многомерных объектов производится, как правило, по результатам оценки динамического и статического факторов связности отдельных каналов регулирования, после чего рекомендуется [1, 3] исключить контуры, резко отличающиеся от заданных рабочих частот, и выделить добротные двух-трехсвязные подсистемы, комбини-

руемые по иерархическому принципу. Синтез структуры выделенных таким образом n -связных подсистем целесообразно выполнить на базе матричной модели объекта управления, динамические характеристики которого определены в виде передаточных функций. Степень взаимосвязи контуров, соотношения параметров настройки регуляторов и перекрестных связей подсистем в общем случае получаем, используя приведенную в [4] рекуррентную формулу, пригодную для линеаризованных промышленных объектов практически в любом диапазоне их характеристик:

$$R_q(p) (E \pm \sum_{i=1}^n V_{iq}(p)) = \sum_{i=1}^n A_{iq}(p) / |G_{ij}(p)|, \quad (1)$$

где $R_q(p)$ – передаточная функция регуляторов q -контура; E – единичная матрица; $V_{iq}(p)$ – передаточный вектор обратных связей q -контура n -связной системы; $A_{iq}(p)$ – алгебраическое дополнение q -строки матрицы объекта $G_{ij}(p)$.

Полагая наличие в объекте переменного запаздывания

$$G_{ij}(p) = G_{ij}^*(p) \exp(-p \tau_{ij})$$

от j -входа к i -выходу, введем вектор упределителей $Pr_m(p)$, сопряженный с матрицей модели запаздываний

$$P_{Gm}(p) = \exp(-p \tau_{im}),$$

определим наиболее простой вариант адаптивной системы (рис. 1), создающей предпосылки для повышения быстродействия и точности регулирования по крайней мере m -параметров ($m \leq n$) системы управления. Тогда результаты A

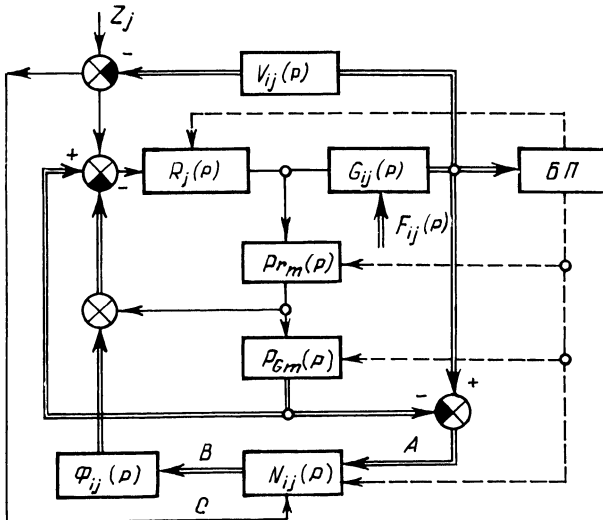


Рис. 1. Структурная схема многосвязной системы управления с оптимизацией параметров регулятора, упределителя, модели объекта и нелинейного модуля

проверки адекватности объекта и модели могут быть использованы для организации аналитического контура адаптации многосвязной системы. Соответственно принципу локализации модель объекта с упредителем формируется только для тех контуров m -переменных, которые входят в векторный критерий оценки качества работы системы. Причем названному принципу отвечают алгоритмы с вектором скорости в управлении и достижением больших коэффициентов усиления при подавлении существенных возмущений.

В таком случае основой аналитических контуров адаптации многосвязной системы (рис. 1) является нелинейный модуль $N_{ij}(p)$, пропускающий сигнал B на матрицу форсирования $\Phi_{ij}(p)$ с учетом рассогласования входной C координаты $\Delta x_{вх}$, оцениваемой для оптимальных по быстродействию систем характером приращений во времени на активном фронте кривых разгона. Для нестационарных объектов, в системе уравнений которых присутствуют переменные параметры (времена запаздывания, постоянные времени, коэффициенты передачи), изменяющиеся медленно по сравнению с временем переходного процесса, производится коррекция настройки регулятора и упредителя, а также модели запаздываний и нелинейного модуля. При этом блок подстройки БП осуществляет циклическую проверку соответствия модели и объекта.

Достигнутые в заданных условиях показатели качества работы системы сохраняются практически во всех нестандартных режимах, включая возмущения $F_{ij}(p)$ и колебания статических характеристик объекта, парируемые работой БП [2] (вероятностная адаптация).

Детерминированная (или жесткая) адаптация системы также может быть выполнена следующим образом. Экспериментально определенные переходные функции контуров объекта после соответствующей обработки помещаются в память вычислительной машины (ППЗУ микроЭВМ), тем самым задаются исходные условия работы аналитического алгоритма [5]. Получая информацию об уровне нагрузки или о значении какого-либо наиболее важного параметра посредством дешифратора производится извлечение из памяти требуемых констант, характеризующих динамику объекта. После этого по заданным критериям производится расчет и коррекция параметров динамической настройки контуров системы. Уточнение и внесение исправлений в ППЗУ производится анализатором по результатам тестовой проверки данных о динамике объекта, в качестве которых могут быть использованы и экспериментальные возмущения.

Адаптивная система может быть реализована как гибридная с использованием серийной аппаратуры ГСП и микроЭВМ (цифроаналоговая), так и в цифровом исполнении на базе существующих микроЭВМ, например "Электроника-60М".

Построение системы управления многомерным объектом на основе изложенных материалов позволяет при расчете настройки традиционных элементов схемы пользоваться упрощенными методами, так как коррекция режима за счет работы аналитических контуров адаптации приводит к оптимальному ведению переходных процессов. При этом вычисление значений параметров настройки системы производится по алгоритмам, выведенным из рекуррентной формулы (1), что определяет унимодальный характер выбранных в качестве критерия оптимизации функций.

ЛИТЕРАТУРА

1. Моеров М.В., Литвак Б.Л. Оптимизация систем многосвязного управления. — М.: Наука, 1972. — 344 с. 2. А. с. 1174902 СССР, G 05 B 5/00. Адаптивная система управления. 3. V i r n s t i e l H. Zur Projektierung von Mehrgrößenregelungen bei geringer und besser Streckenkennnis // Messen—Steuern—Regeln. — (21) 1978. — N. 4. — S. 209—214. 4. Литвинец В.И. К вопросу синтеза многосвязных систем автоматического регулирования // Изв. вузов. Энергетика. — 1981. — № 5. — С. 114—115. 5. А. с. 1224503 СССР, G 05 B 5/00. Автоматическая система регулирования температуры пара котлоагрегата.

УДК 621.311.1

Г.Л. СБРОДОВ

УПРАВЛЯЕМОСТЬ ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЯ

Под управлением электропотреблением понимается совокупность организационно-технических мероприятий, направленная на принудительное ограничение потребителей по мощности и энергии. Целесообразно выяснить, управляемо ли электропотребление в буквальном смысле, т. е. может ли оно рассматриваться как объект управления, перемещаемый по заданной траектории под воздействием управляющего устройства.

Процессы производства и потребления электроэнергии совпадают во времени, но разобщены в пространстве (географически и агрегатно). Поэтому целесообразно ввести три пространства (множества) — временное, географическое и агрегатное. Технологический расход электроэнергии на ее производство, передачу и распределение не учитывается.

Под временным пространством понимается двухмерный континуум, одна из осей которого является осью времени, а другая — осью активных нагрузок. Таким образом, временное пространство совпадает с плоскостью графика электропотребления или генерирования электроэнергии.

В работе [1] показано, что на продолжительных интервалах времени $(0, T)$ графики нагрузок $P(t), 0 \leq t \leq T$, могут отождествляться с дифференциальным законом распределения электропотребления во времени, т. е.

$$P(t) = \frac{dW(t)}{dt}, \quad 0 \leq t \leq T. \quad (1)$$

Интегрирование этого уравнения приводит к интегральному закону распределения электропотребления во времени

$$W(t) = \int_0^t P(t) dt, \quad 0 \leq t \leq T.$$

Таким образом $W(t)$ тождественно электроэнергии, потребленной на интервале $(0, t)$ с переменным верхним пределом $t, 0 \leq t \leq T$.

Поскольку никаких ограничений на T не накладывается (вплоть до $T \rightarrow \infty$), то условие нормировки плотности электропотребления во времени может быть записано в виде

$$W = \int_0^T P(t) dt = 1. \quad (2)$$

Но условие (2) соблюдается лишь при нормировке $W(t)$ по W . Так как нормировка "в точке" смысла не имеет, то переходя в уравнении (1) к конечным приращениям, получим

$$p(\Delta t_i) = \frac{\Delta W_i^n}{W_T^n \Delta t_i}, \quad W_T^n = \sum_{i=1}^n \Delta W_i^n, \quad \sum_{i=1}^n \Delta t_i = T, \quad i = \overline{1, n},$$

где $p(\Delta t_i)$ — плотность электропотребления во времени; ΔW_i^n — электроэнергия, потребленная за i -й шаг дискретизации Δt_i оси времени; W_T^n — электроэнергия, потребленная на интервале времени $(0, T)$.

При равномерной дискретизации оси времени шаг дискретизации Δt_i можно считать единичным: $\Delta t_1 = \Delta t_2 = \dots = \Delta t_i = \dots = \Delta t_n = 1$. Тогда вместо $p(\Delta t_i)$ можно ввести переменную

$$x_i^n = \frac{\Delta W_i^n}{W_T^n}, \quad i = \overline{1, n}, \quad 0 \leq x_i^n \leq 1, \quad \sum_{i=1}^n x_i^n = 1, \quad (3)$$

имеющую смысл доли суммарного потребления электроэнергии, приходящейся на i -й шаг дискретизации.

Из соотношений (3) видно, что значение x_i^n может быть истолковано как вероятность потребления электроэнергии на данном шаге дискретизации. Поэтому ничто не препятствует считать последовательность этих переменных некоторым конечным распределением вероятностей $X^n = (x_1^n, x_2^n, \dots, x_i^n, \dots, x_n^n)$

и дать численную оценку энтропии этого распределения $H(X^n) = - \sum_{i=1}^n x_i^n \log_2 x_i^n$, $i = \overline{1, n}$.

Абсолютное значение энтропии $H(X^n)$ пропорционально равномерности графика электропотребления и для графика, нивелированного на уровне "среднее за период" $\bar{P} = T^{-1} \int_0^T P(t) dt$, $0 \leq t \leq T$, достигает своего максимального значения $H(X^n) = \log_2 n = \max$.

Аналогичные рассуждения для графика генерирования электроэнергии приводят к соотношениям:

$$x_i^r = \frac{\Delta W_i^r}{W_T^r}; \quad i = \overline{1, n}; \quad 0 \leq x_i^r \leq 1; \quad \sum_{i=1}^n x_i^r = 1,$$

$$X^r = \{x_1^r, x_2^r, \dots, x_i^r, \dots, x_n^r\},$$

$$H(X^r) = - \sum_{i=1}^n x_i^r \log_2 x_i^r, \quad i = \overline{1, n},$$

где x_i^r — вероятность генерирования электроэнергии на данном шаге дискретизации; ΔW_i^r — электроэнергия, генерированная за i -й шаг дискретизации Δt_i оси времени; W_T^r — электроэнергия, генерированная на интервале времени $(0, T)$; X^r — распределение вероятностей генерирования электроэнергии по временной оси; $H(X^r)$ — энтропия распределения вероятностей X^r .

Из условий баланса генерирования и потребления электроэнергии следует, что

$$-\sum_{i=1}^n x_i^n \log_2 x_i^n = -\sum_{i=1}^n x_i^r \log_2 x_i^r, \quad i = \overline{1, n}.$$

Известно [2], что разнообразие состояний произвольной системы может быть ограничено введением в нее некоторого дополнительного разнообразия. В технических системах это достигается добавлением элемента, выполняющего роль ограничителя (фильтра) разнообразия.

По современным представлениям в системе "производство электроэнергии — потребление электроэнергии" в качестве фильтров разнообразия состояний могут использоваться только буферные накопители электрической энергии (емкостные или индуктивные, линейные или шунтовые). В отсутствие таких накопителей управление электропотреблением со стороны энергосистемы сводится к принудительным ограничениям потребителей по мощности и энергии и тем самым не может рассматриваться как управление в буквальном смысле.

Под географическим пространством понимается двухмерный континуум площадью S , имитирующий территорию энергорайона и состоящий из попарно непересекающихся площадок ΔS_j , $j = \overline{1, m}$, имитирующих территории предприятий электрических сетей (ПЭС).

Таким образом,

$$\bigcup_{j=1}^m \Delta S_j = S, \quad \bigcap_{j=1}^m \Delta S_j = \emptyset, \quad j = \overline{1, m}.$$

Площадке ΔS_j , $j = \overline{1, m}$, можно поставить в соответствие плотность нагрузки Δp_j^n , $j = \overline{1, m}$, и плотность генерирующей мощности Δp_j^r , $j = \overline{1, m}$. Не имеет значения, что для некоторых (возможно, многих) площадок ΔS_j , $j = \overline{1, m}$, переменная $\Delta p_j^r = 0$.

Нормируя плотность нагрузки Δp_j^n , $j = \overline{1, m}$, по установленной мощности потребителей на всей территории S ($P_S^n = \sum_{j=1}^m \Delta p_j^n$, $j = \overline{1, m}$), а плотность генерирующей мощности Δp_j^r , $j = \overline{1, m}$, по установленной мощности генераторов на этой же территории ($P_S^r = \sum_{j=1}^m \Delta p_j^r$, $j = \overline{1, m}$), получим

$$y_j^n = \frac{\Delta p_j^n}{P_S^n}, \quad j = \overline{1, m}, \quad 0 \leq y_j^n \leq 1, \quad \sum_{j=1}^m y_j^n = 1; \quad (4)$$

$$y_j^r = \frac{\Delta p_j^r}{P_S^r}, \quad j = \overline{1, m}, \quad 0 \leq y_j^r \leq 1, \quad \sum_{j=1}^m y_j^r = 1. \quad (5)$$

Переменная $y_j^r, j = \overline{1, m}$, имеет смысл доли суммарной мощности потребителей P_S^r , приходящейся на j -ю площадку $\Delta S_j, j = \overline{1, m}$, а $y_j^r, j = \overline{1, m}$, — доли суммарной генерирующей мощности P_S^r , приходящейся на эту же площадку.

Соотношения (4) и (5) позволяют истолковать значения переменных как вероятности принадлежности мощностей потребителей ($y_j^r, j = \overline{1, m}$) и генераторов ($y_j^r, j = \overline{1, m}$) площадке $\Delta S_j, j = \overline{1, m}$. Такое толкование в свою очередь позволяет считать последовательность $y_j^r, j = \overline{1, m}$, и $y_j^r, j = \overline{1, m}$, некоторыми конечными распределениями вероятностей

$$Y^r = (y_1^r, y_2^r, \dots, y_j^r, \dots, y_m^r);$$

$$Y^r = (y_1^r, y_2^r, \dots, y_j^r, \dots, y_m^r)$$

и дать численные оценки энтропии этих распределений:

$$H(Y^r) = - \sum_{j=1}^m y_j^r \log_2 y_j^r, \quad j = \overline{1, m},$$

$$H(Y^r) = - \sum_{j=1}^m y_j^r \log_2 y_j^r, \quad j = \overline{1, m}. \quad (6)$$

Централизация производства электрической энергии намного превышает централизацию ее потребления. Поэтому в уравнении (6) большинство слагаемых будет равно нулю. Действительно, поскольку $y_j^r \geq 0, j = \overline{1, m}$, то $y_j^r \rightarrow 0+$ и $\lim_j^r \log_2 y_j^r = 0$. Кроме того, для тех $\Delta S_j, j = \overline{1, m}$, для которых $y_j^r \neq 0$, имеет место неравенство $y_j^r \geq y_j^r$, $j = \overline{1, m}$. Это приводит к тому, что

$$H(Y^r) \geq H(Y^r).$$

Условие необходимого разнообразия для географического пространства примет вид

$$- \sum_{j=1}^m y_j^r \log_2 y_j^r \geq - \sum_{j=1}^m y_j^r \log_2 y_j^r, \quad j = \overline{1, m}. \quad (7)$$

Смысл уравнения (7) в том, что на фиксированной территории генерирующие мощности распределены гораздо неравномернее мощностей потребителей. Изменить знак неравенства в уравнении (7) на обратный можно лишь путем увеличения избыточности энергосистемы по мощности. Только в этом случае электропотребление станет управляемым в буквальном смысле. Но в избыточной энергосистеме (без учета обязательств по поставкам энергии за ее пределы) необходимость управления электропотреблением отпадает.

Под агрегатным пространством понимается совокупность двух множеств – множества потребляющих агрегатов и множества генераторов электростанций.

Исходные равенства будут иметь вид

$$P_{l_1}^{\Pi} = \sum_{k_1=1}^{l_1} \Delta p_{k_1}^{\Pi}, \quad P_{l_2}^{\Gamma} = \sum_{k_2=1}^{l_2} \Delta p_{k_2}^{\Gamma}, \quad P_{l_1}^{\Pi} = p_{l_2}^{\Gamma},$$

где $P_{l_1}^{\Pi}$ – суммарная мощность потребляющих агрегатов; $\Delta p_{k_1}^{\Pi}$, $k_1 = \overline{1, l_1}$ – мощность k_1 -го потребляющего агрегата; $P_{l_2}^{\Gamma}$ – суммарная мощность генерирующих агрегатов; $\Delta p_{k_2}^{\Gamma}$, $k_2 = \overline{1, l_2}$ – мощность k_2 -го генерирующего агрегата.

Нормируя единичные мощности агрегатов по их суммарной мощности, получим относительные переменные:

$$z_{k_1}^{\Pi} = \frac{\Delta p_{k_1}^{\Pi}}{P_{l_1}^{\Pi}}, \quad k_1 = \overline{1, l_1}, \quad 0 \leq z_{k_1}^{\Pi} \leq 1, \quad \sum_{k_1=1}^{l_1} z_{k_1}^{\Pi} = 1,$$

$$z_{k_2}^{\Gamma} = \frac{\Delta p_{k_2}^{\Gamma}}{P_{l_2}^{\Gamma}}, \quad k_2 = \overline{1, l_2}, \quad 0 \leq z_{k_2}^{\Gamma} \leq 1, \quad \sum_{k_2=1}^{l_2} z_{k_2}^{\Gamma} = 1.$$

Переменные $z_{k_1}^{\Pi}$, $k_1 = \overline{1, l_1}$, и $z_{k_2}^{\Gamma}$, $k_2 = \overline{1, l_2}$, имеют смысл долей соответствующих суммарных мощностей $P_{l_1}^{\Pi}$ и $P_{l_2}^{\Gamma}$, заключенных в конкретных k_1 -м и k_2 -м агрегатах и могут быть истолкованы как вероятности концентрации мощности в этих агрегатах. Тогда можно считать последовательности этих переменных некоторыми конечными распределениями вероятностей

$$Z^{\Pi} = (z_1^{\Pi}, z_2^{\Pi}, \dots, z_{k_1}^{\Pi}, \dots, z_{l_1}^{\Pi}),$$

$$Z^{\Gamma} = (z_1^{\Gamma}, z_2^{\Gamma}, \dots, z_{k_2}^{\Gamma}, \dots, z_{l_2}^{\Gamma})$$

и дать численные оценки энтропии этих распределений

$$H(Z^{\Pi}) = - \sum_{k_1=1}^{l_1} z_{k_1}^{\Pi} \log_2 z_{k_1}^{\Pi}, \quad k_1 = \overline{1, l_1},$$

$$H(Z^{\Gamma}) = - \sum_{k_2=1}^{l_2} z_{k_2}^{\Gamma} \log_2 z_{k_2}^{\Gamma}, \quad k_2 = \overline{1, l_2}.$$

Условие необходимого разнообразия для агрегатного пространства примет вид

$$-\sum_{k_1=1}^{l_1} z_{k_1}^{\Pi} \log_2 z_{k_1}^{\Pi} \geq -\sum_{k_2=1}^{l_2} z_{k_2}^{\Gamma} \log_2 z_{k_2}^{\Gamma}, \quad k_1 = \overline{1, l_1}, \quad k_2 = \overline{1, l_2}, \quad (8)$$

потому, что $z_{k_1}^{\Pi} < z_{k_2}^{\Gamma}$, а $l_1 \geq l_2$.

Смысл неравенства (8) в том, что агрегатное разнообразие электроустановок потребителей значительно превышает агрегатное разнообразие генераторов энергосистемы. Изменить знак неравенства на обратный здесь невозможно.

Знак равенства достигим только при условиях

$$l_1 = l_2 = l, \quad k_1 = k_2 = k, \quad z_k^{\Pi} = z_k^{\Gamma}, \quad \forall k \in (1, l),$$

которые выполняются при изоморфизме множеств потребляющих и генерирующих агрегатов, т. е. при совпадении источника и потребителя электроэнергии в одном агрегате.

ЛИТЕРАТУРА

1. D a l c h a u J. Ein einfaches Verfahren zur Auswertung von Registrierstreifen // Elektrotechnische Zeitschrift. – 1933. – N 11. – P. 24–29. 2. Э ш б и У.Р. Введение в кибернетику. – М.: Изд-во иностр. лит., 1959. – 432 с.

УДК 621:311

Е.Н. СЕНЧУК

ПЛАНИРОВАНИЕ ЛИМИТА ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ С УЧЕТОМ НЕОДНОВРЕМЕННОСТИ МАКСИМУМОВ НАГРУЗКИ

Одной из задач текущего управления потреблением электроэнергии является планирование разрешенного лимита мощности промышленных предприятий в момент максимума нагрузки энергосистемы.

В настоящее время планирование осуществляется путем расчета совмещенного максимума энергосистемы [1], т. е. считается, что значения максимальной мощности P_{\max} всех потребителей совпадают во времени. В действительности же происходит некоторое несовпадение максимумов отдельных предприятий. За счет этого энергосистема располагает некоторым резервом мощности, который из-за несовершенства существующего метода планирования не используется потребителем.

Таким образом происходит чрезмерное ограничение лимитируемых промышленных предприятий, что приводит к нарушению нормального ритма работы потребителей и по мере денежных средств энергосистемой. Указанный недостаток текущего управления можно устранить путем использования в алгоритме планирования разрешенного лимита мощности коэффициента (a_{it}),

учитывающего максимально заявленную мощность, приходящуюся на моменты времени,

$$\alpha_{it} = P_{it}/P_{\max i}, \quad (1)$$

где P_{it} — текущая мощность i -го потребителя в момент времени t ($t = \overline{0, m}$; $i = \overline{1, n}$); $P_{\max i}$ — максимальная заявленная мощность i -го потребителя.

Проводя расчет по (1) для любого контролируемого момента времени графика нагрузки промышленного предприятия, получим ряд, характеризующий график нагрузки долевыми коэффициентами α_{it} .

Обозначив отношение максимальной заявленной мощности потребителя ($P_{\max i}$) к максимальной разрешенной мощности энергосистемы (P_{\max}^c) через β_i : $\beta_i = P_{\max i}/P_{\max}^c$, можно получить выражение мощности потребителя в момент времени через значение максимальной разрешенной мощности энергосистемы

$$P_{it} = \alpha_{it}\beta_i P_{\max}^c. \quad (2)$$

Исходя из того что в момент времени t текущая мощность предприятий не должна превышать максимальную разрешенную мощность энергосистемы, запишем:

$$\sum_{i=1}^n P_{it} \leq P_{\max}^c$$

или с учетом выражения (2)

$$\sum_{i=1}^n \alpha_{it}\beta_i P_{\max}^c \leq P_{\max}^c; \quad \sum_{i=1}^n \alpha_{it}\beta_i \leq 1.$$

Для удобства дальнейшего рассмотрения предлагаемого алгоритма построим матрицу A размером $n \times m$, элементами которой являются произведения коэффициентов α_{it} в соответствующий момент времени t и β_i [2]

$$A = \begin{vmatrix} \alpha_{1t1}\beta_1 & \alpha_{1t2}\beta_1 & \dots & \alpha_{1tm}\beta_1 \\ \alpha_{2t1}\beta_2 & \alpha_{2t2}\beta_2 & \dots & \alpha_{2tm}\beta_2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \alpha_{nt1}\beta_n & \alpha_{nt2}\beta_n & \dots & \alpha_{ntm}\beta_n \end{vmatrix}, \quad (3)$$

где m — количество замеров текущей мощности.

Таким образом, в соответствии с условием (3) сумма элементов столбца матрицы не должна превышать 1.

На практике при суммировании заявленных суточных лимитов мощности промышленных предприятий полученное значение заявленного лимита мощности превышает разрешенную, т. е. в некоторые моменты времени t условие (3) нарушается, и в отдельных столбцах матрицы сумма элементов столбца превышает единицу. Назовем эти столбцы "небалансными".

Дальнейшее решение задачи сводится к ограничению на Δ_i тех элементов "небалансных" столбцов матрицы A , у которых $\alpha_{it} = 1$. Физически это означа-

ет, что ограничиваются предприятия, у которых в данный момент времени будет максимум нагрузки

$$\Delta_i = \frac{\beta_i}{\sum_{i=1}^n \beta_i} (\sum_{i=1}^n \beta_i - 1).$$

Новое значение коэффициента β_i^H определяется как

$$\beta_i^H = \beta_i - \Delta_i.$$

Затем пересчитываются коэффициенты a_{it} тех строк, в которых было скорректировано β_i таким образом, чтобы $a_{it}\beta_i = a_{it}^H\beta_i^H$. Таким образом, получим новую матрицу A^H .

Для получения искомого значения разрешенного лимита мощности промышленных предприятий в определенный момент времени t необходимо элементы матрицы A^H умножить на P_{\max}^c

Изложенное планирование максимальной разрешенной мощности промышленных предприятий в момент максимума нагрузки энергосистемы позволяет: установить индивидуально каждому предприятию обоснованный лимит мощности исходя из заявленного суточного лимита, его графика нагрузки и возможностей (максимальной мощности) энергосистемы с учетом неодновременности максимумов нагрузки потребителей; дать рекомендации предприятию по организации оптимального графика нагрузки; более рационально организовать работу потребителей-регуляторов; более эффективно организовать текущее управление электропотреблением и решить вопросы, которые раньше выносились в оперативный контур.

Предложенный метод планирования программно реализован на языке BASIC. Расчет проводится на микроЭВМ ТАП-34. Продолжительность расчета зависит от количества промышленных предприятий в энергосистеме и составляет 0,5–1 ч при автоматизированном сборе информации о нагрузке.

ЛИТЕРАТУРА

1. Головкин П.И. Энергосистема и потребители электрической энергии. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 359 с.
2. Ильин В.А., Позняк Э.Г. Линейная алгебра. – М.: Высш. шк., 1984. – 294 с.

УДК 621.311:681.3

М.В. НЕГНЕВИЦКИЙ

ПРИМЕНЕНИЕ ЭВМ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ЗНАНИЙ И САМООБУЧЕНИЯ ДИСПЕТЧЕРСКОГО ПЕРСОНАЛА ЭНЕРГОСИСТЕМ

Укрупнение современных энергосистем, увеличение единичных мощностей энергоблоков и электростанций, ввод новых линий электропередач приводят к повышению сложности оперативного управления энергосистемами. Между

тем именно в этих условиях существенно возрастает ответственность оперативно-диспетчерского персонала, от которого требуется высокая скорость и точность принятия решений и их реализации. Как показывает опыт, крупные системные аварии нередко возникают по вине оперативного и диспетчерского персонала энергосистем. Поэтому в последние годы усилились работы, направленные на обучение и проверку знаний персонала. При этом как у нас в стране, так и за рубежом широкое применение находят тренажеры.

По своему функциональному назначению тренажеры диспетчерского персонала энергосистем* можно разделить на три основные группы: тренажеры оперативных переключений, режимные и противоаварийные тренажеры.

Тренажеры оперативных переключений (ТОП) предназначены для подготовки оперативного и оперативно-ремонтного персонала электростанций, подстанций и предприятий электрических сетей методами управления коммутационными аппаратами распределительных устройств в нормальных и аварийных режимах. Программируемые ТОП условно можно разбить на два основных класса [1]: с "жесткой" логикой и универсальные. ТОП с "жесткой" логикой характеризуются набором схем энергообъектов, причем для каждой из этих схем разрабатывается соответствующий пакет программ-сценариев. Сценарий тренировки определяет задание (например, вывести в ремонт рабочую систему шин подстанции) и "жесткую" последовательность операций. Диалоговая система при этом обеспечивает вывод на экран дисплея схемы, соответствующей заданию, и возможность "управления" коммутационными аппаратами. "Жесткий" программируемый тренажер позволяет наращивать число схем и сценариев, вносить необходимые изменения, однако для каждой новой схемы должны разрабатываться новые сценарии тренировок.

ВНИИЭ совместно с ЦДУ ЕС СССР разработаны основные принципы построения универсального программируемого ТОП [1]. Такой ТОП должен содержать универсальную коммутационную модель подстанции и набор конкретных схем распределительных устройств. Каждая схема описывается совокупностью стандартных элементов, связанных между собой.

Режимные тренажеры (РТ) предназначены для обучения диспетчерского персонала энергосистем умению поддерживать режимные параметры системы в заданной области при внеплановых и аварийных нарушениях баланса активной мощности и изменениях схемы сети [2]. Основа режимного тренажера — математическая модель энергосистемы и средств автоматического управления (в частности, противоаварийной автоматики). Согласно [2], РТ делятся на три основные группы: статические, псевдодинамические и динамические. В статическом РТ моделируется установившийся режим, возникший в результате нарушения исходного режима, например при изменении баланса активной мощности или отключении линии электропередачи. При этом процесс перехода от исходного режима к установившемуся не моделируется. Псевдодинамические РТ в отличие от статических основаны на моделях, в которых исходный режим дискретно изменяется по заданному закону, а возмущающие воздействия, вносимые диспетчером, накладываются на текущий режим. В динамических РТ элементы энергосистемы моделируются дифференциальными уравне-

* В настоящей работе не рассматриваются тренажеры для подготовки операторов энергоблоков тепловых и атомных электростанций.

ниями и с заданной дискретностью (от долей секунды до нескольких секунд) рассчитываются изменения параметров в процессе перехода от исходного режима к установившемуся [2].

Противоаварийные тренажеры (ПАТ) предназначены для обучения оперативного и диспетчерского персонала методам оперативной ликвидации аварий в энергосистеме. Под оперативной ликвидацией аварий следует понимать отделение от энергосистемы поврежденного оборудования или участка сети, предотвращение развития аварии, устранение опасности для обслуживающего персонала и оборудования, не затронутого аварией, восстановление нарушенного в результате аварии электроснабжения потребителей, создание наиболее надежной в данных условиях схемы работы энергосистемы и отдельных ее частей, выяснение состояния отключившегося во время аварии оборудования и возможности его включения в работу.

Противоаварийный тренажер, таким образом, должен сочетать функции тренажера оперативных переключений и режимного тренажера.

ЛИТЕРАТУРА

1. Купершмидт Ю.Я., Любарский Ю.Я., Орнов В.Г. Принципы построения универсального программируемого тренажера оперативных переключений // Электр. станции. – 1982. – № 11. – С. 48–52.
2. Орнов В.Г., Рабинович М.А. Динамический режимный тренажер диспетчера на базе мини-ЭВМ // Электр. станции. – 1985. – № 5. – С. 42–47.

УДК 681.51.015

Г.Т. КУЛАКОВ

МЕТОДИКА ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАСТРОЙКИ ДВУХКОНТУРНЫХ АСР С ИСЧЕЗАЮЩИМ ПРОМЕЖУТОЧНЫМ СИГНАЛОМ

В двухконтурной автоматической системе регулирования (АСР) с исчезающим промежуточным сигналом подлежат выбору структура и параметры динамической настройки регулятора и дифференцирующего устройства, обеспечивающие заданную матричную переходную характеристику системы $H(t) = (h_{ij}(t))$. Здесь элемент $h_{ij}(t)$ представляет собой переходный процесс по выходу $x_i(t)$, где $i = 1, 2$, вызванный ступенчатым изменением задания $x_{зд}(t) = 1(t)$ системы. При этом динамические характеристики участков регулирования представлены в общем виде следующими передаточными функциями:

$$W_{\text{оп}}(s) = \frac{X_1(s)}{X_p(s)} = W_{\text{оп}}^0(s) e^{-\tau_{\text{оп}} s}, \quad (1)$$

где $W_{\text{оп}}^0(s)$ – передаточная функция опережающего участка по промежуточному значению $x_1(t)$ при ступенчатом изменении регулирующего воздействия $x_p(t) = 1(t)$; $W_{\text{оп}}^0(s)$ – передаточная функция опережающего участка, не со-

держущая запаздывания; $\tau_{\text{оп}}$ – время запаздывания опережающего участка по каналу регулирования воздействия:

$$W_{\text{ин}}(s) = \frac{X_2(s)}{X_1(s)} = W_{\text{ин}}^0(s) e^{-\tau_{\text{ин}} s}, \quad (2)$$

где $W_{\text{ин}}(s)$, $W_{\text{ин}}^0(s)$ – соответственно передаточные функции по основному регулируемому параметру $x_2(t)$ инерционного участка с запаздыванием и без него при ступенчатом изменении промежуточного значения $x_1(t) = 1(t)$; $\tau_{\text{ин}}$ – время запаздывания инерционного участка. При этом рассматривается случай, когда инерционность опережающего участка значительно меньше инерционности главного.

С учетом выражений (1) и (2) переходной матрице системы должны соответствовать следующие передаточные функции:

$$W_{\text{оп}}^{\text{зд}}(s) = \frac{e^{-\tau_{\text{оп}} s}}{T_{x1}^{\text{зд}} s + 1}; \quad (3)$$

$$W_{\text{ин}}^{\text{зд}}(s) = \frac{e^{-\tau_{\text{ин}} s}}{T_{x2}^{\text{зд}} s + 1}, \quad (4)$$

где $W_{\text{оп}}^{\text{зд}}(s)$, $W_{\text{ин}}^{\text{зд}}(s)$ – соответственно заданные передаточные функции по промежуточному $x_1(t)$ и основному $x_2(t)$ регулируемым параметрам при ступенчатом изменении задания $x_{\text{зд}}(t) = 1(t)$; $T_{x1}^{\text{зд}}$, $T_{x2}^{\text{зд}}$ – соответственно заданные значения постоянных времени экстремалей требуемых переходных характеристик системы по промежуточному и основному параметрам [1].

Для общего случая представления передаточных функций участков регулирования выражениями (1) и (2) выбор структуры и параметров динамической настройки регулятора и дифференцирующего устройства проведем в последовательности, предложенной в [2], с использованием метода, изложенного в [1].

Вначале по передаточной функции (2) в соответствии с критерием (4) по методике [1] определим оптимальную передаточную функцию дифференцирующего устройства:

$$W_{\text{ду}}(s) = (W_{\text{кр}}(s))^{-1} = \frac{W_{\text{ин}}^0(s) (T_{\text{ин}}^{\text{зд}} + \tau_{\text{ин}}) s}{0,5 \tau_{\text{ин}} (T_{\text{ин}}^{\text{зд}} \tau_{\text{ин}}^{-1} + 1) s + 1} = k_{\text{ду}} W_{\text{ду}}^0(s), \quad (5)$$

где $W_{\text{ду}}(s)$, $W_{\text{кр}}(s)$ – соответственно передаточные функции дифференцирующего устройства и корректирующего регулятора с передаточной функцией, обратной $W_{\text{ду}}(s)$; $k_{\text{ду}}$, $W_{\text{ду}}^0(s)$ – соответственно коэффициент передачи дифференцирующего устройства и его передаточная функция при $k_{\text{ду}} = 1$. В частном случае задания критерия оптимальности в виде функции (4) и передаточной функции инерционного участка

$$W_{\text{ин}}(s) = W_{\text{ин}}^0(s) e^{-\tau_{\text{ин}} s} = \frac{k_{\text{ин}}}{T_1 s + 1} e^{-\tau_{\text{ин}} s},$$

где $k_{\text{ин}}, T_1$ — соответственно коэффициент передачи и постоянная времени участка, передаточная функция (5) принимает следующий вид:

$$W_{\text{ду}}(s) = \frac{k_{\text{ду}} T_{\text{д}} s}{(T_{\text{д}} s + 1)(T_{\text{ф}} s + 1)}.$$

Полученное выражение для $W_{\text{ду}}(s)$ соответствует последовательному соединению реального дифференцирующего звена и инерционного звена первого порядка при условии:

$$\left. \begin{aligned} T_{\text{д}} &= T_1; \\ k_{\text{ду}} &= k_{\text{ин}} \left(\frac{T_{\text{зд}}}{T_1} + \frac{\tau_{\text{ин}}}{T_1} \right); \\ T_{\text{ф}} &= 0,5 \tau_{\text{ин}} \left(\frac{T_{\text{зд}}}{\tau_{\text{ин}}} + 1 \right)^{-1}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Выбор структуры регулятора производится по передаточной функции (1) с учетом коэффициента передачи $k_{\text{ду}}$, полученного из формулы (5), на основе критерия (3) по методике, изложенной в [1]:

$$W_{\text{р}}(s) = \left(\frac{0,5 \tau_{\text{оп}}}{T_{\text{зд}} \tau_{\text{оп}}^{-1} + 1} s + 1 \right) (k_{\text{ду}} W_{\text{оп}}^0(s) (T_{\text{х1}}^{\text{зд}} + \tau_{\text{оп}}) s)^{-1}. \quad (7)$$

В частности, если передаточную функцию $W_{\text{оп}}^0(s)$ представить в виде

$$W_{\text{оп}}^0(s) = \frac{k_{\text{оп}}}{T_{\text{оп}} s + 1}, \quad (8)$$

то, подставив (8) в (7), получим передаточную функцию ПИД-регулятора

$$W_{\text{р}}(s) = \frac{k_{\text{р}} (T_{\text{и}} s + 1) (T_{\text{у}} s + 1)}{T_{\text{и}} s},$$

где $k_{\text{р}}, T_{\text{и}}, T_{\text{у}}$ — соответственно коэффициент усиления, время интегрирования и время упреждения регулятора:

$$\left. \begin{aligned} k_{\text{р}} &= \frac{T_{\text{оп}}}{k_{\text{ду}} k_{\text{оп}} (T_{\text{х1}}^{\text{зд}} + \tau_{\text{оп}})}; \\ T_{\text{и}} &= T_{\text{оп}}; \\ T_{\text{у}} &= \frac{0,5 \tau_{\text{оп}}}{T_{\text{х1}}^{\text{зд}} \tau_{\text{оп}}^{-1} + 1}. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Формулы (6) и (9) являются универсальными для расчета параметров динамической настройки двухконтурных АСР. Так, например, при $T_{x2}^{зд} = T_1$ и $T_{x1}^{зд} = \min$ при заданном значении показателя колебательности быстродействующего контура параметры динамической настройки соответствуют настройкам, полученным методом, который приведен в [3] для оптимальной обработки внутренних возмущений. Если при этом $T_\phi = 0$, то формулы (6) и (7) преобразуются к виду [4]. При $T_{x2}^{зд} = \tau_{ин}$; $T_\phi = 0$; $T_{x1}^{зд} = \min$ для $M_{x1} = \text{const}$ формулы (6) и (9) примут вид формул, приведенных в [5].

ЛИТЕРАТУРА

1. Кулаков Г.Т. Синтез оптимальных алгоритмов регулирования объектов с запаздыванием // Науч. и прикл. пробл. энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 28–32.
2. Стефанни Е.П. Основы расчета настройки регуляторов теплоэнергетических процессов. – М.: Энергия, 1972. – 376 с.
3. Кулаков Г.Т. Инженерные экспресс-методы расчета промышленных систем регулирования. – Мн.: Выш. шк., 1984. – 192 с.
4. Исследование методов настройки систем регулирования с опережающим скоростным сигналом / Г.Т. Кулаков, А.А. Москаленко, А.Т. Кулаков и др. // Изв. вузов. Энергетика. – 1986. – № 8. – С. 73–76.
5. Кулаков Г.Т., Малуф А.Н. Методика расчета динамической настройки регуляторов впрысков по конструктивным и режимным характеристикам пароперегревателей // Изв. вузов. Энергетика. – 1984. – № 12. – С. 86–88.

УДК 621.315.616

Г.М. ГОРДЕЕВ, С.Н. ИВАНОВА

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ФЕНОПЛАСТОВ НА ОСНОВЕ НОВОЛАЧНЫХ И РЕЗОЛЬНЫХ СМОЛ

Пластмассы на основе фенолформальдегидных смол находят широкое применение для изготовления изделий как общетехнического, так и электротехнического назначения. Наряду с хорошей технологичностью эти материалы обладают ценными техническими свойствами: высокой механической прочностью, хорошими электроизоляционными характеристиками, стойкостью к многим органическим растворителям и др.

С целью улучшения определенных характеристик фенопластов и удешевления изделий из них в пресс-порошки вводят различные минеральные и органические наполнители. В данной статье приводятся результаты исследования влияния органического наполнителя в виде древесной муки на электрические свойства фенопластов: удельное объемное электрическое сопротивление ρ_v , диэлектрическую проницаемость ϵ , тангенс угла диэлектрических потерь $\text{tg}\delta$ и электрическую прочность $E_{пр}$.

Образцы для испытаний были получены методом горячего прессования пресс-порошков резольных и новолачных фенопластов с древесным наполнителем в объеме от 3 до 7%. Каждый образец представляет собой диск из фенопласта толщиной 3 мм и диаметром 100 мм. На диски наносились электроды из алюминиевой фольги по методу, описанному в работе [1]. Испытания об-

Табл. 1. Результаты электрических испытаний фенопластов с наполнителем

Тип фенопласта	Содержание древесного наполнителя, %	Средние значения параметров			
		ρ_{ν} , Ом·м	$\operatorname{tg}\delta$	ϵ	$E_{\text{пр}}$, МВ/м
Резольный	0	$4 \cdot 10^{11}$	0,204	8,5	19,0
”	3	$3,8 \cdot 10^{11}$	0,208	8,3	18,1
”	5	$3,4 \cdot 10^{11}$	0,258	8,0	16,6
”	7	$3,6 \cdot 10^{11}$	0,298	7,8	16,0
Новолачный	0	$8 \cdot 10^{12}$	0,018	5,5	20,0
”	3	$7 \cdot 10^{12}$	0,032	5,6	18,0
”	5	$8 \cdot 10^{12}$	0,043	5,75	16,8
”	7	$6 \cdot 10^{12}$	0,052	6,0	16,2

разцов проводились в соответствии с [2]. Результаты испытаний представлены в табл. 1.

Удельное объемное электрическое сопротивление определялось с помощью тераомметра Е-6-13а при напряжении 100 В. Тангенс угла диэлектрических потерь и емкость образца измерялась мостом Р-523 при напряжении 1000 В, диэлектрическая проницаемость рассчитывалась. Пробивное напряжение определялось в однородном электрическом поле при плавном повышении переменного напряжения промышленной частоты со скоростью 1 кВ/с. Для избежания поверхностного электрического перекрытия испытания образцов проводились в среде трансформаторного масла. Электрическая прочность рассчитывалась исходя из значений пробивного напряжения и толщины диска.

На основании полученных результатов могут быть сделаны следующие выводы: 1. Удельное объемное электрическое сопротивление новолачных и резольных фенопластов незначительно зависит от количества введенного наполнителя. Резольные фенопласты имеют более высокое удельное электрическое сопротивление. 2. Тангенс угла диэлектрических потерь растет с увеличением количества наполнителя. Для резольных фенопластов этот рост более заметен, что объясняется более высоким значением $\operatorname{tg}\delta$ наполнителя по сравнению с $\operatorname{tg}\delta$ исходного пресс-порошка. Тангенс угла диэлектрических потерь новолачных фенопластов оказывается значительно выше, чем резольных. 3. Диэлектрическая проницаемость новолачных фенопластов существенно выше резольных. При увеличении содержания наполнителя диэлектрическая проницаемость новолачных фенопластов уменьшается, а резольных увеличивается. 4. Электрическая прочность новолачных и резольных фенопластов оказалась примерно одинаковой. С увеличением количества наполнителя электрическая прочность в обоих случаях слабо падает.

ЛИТЕРАТУРА

- ГОСТ 5689-79. Массы прессовочные фенольные. Технические условия. - Взамен ГОСТ 5689-73, ГОСТ 5.1958-76. 2. Т а р е в Б.М., К а з а р н о в с к и й Д.М. Испытание электроизоляционных материалов. - М.: Л.: Госэнергоиздат, 1969. - 350 с.

II. ПРОМЫШЛЕННАЯ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.181

В.А. КОВАЛЕВ, Б.М.РУДЕНКОВ,
Н.Н. САПУН, В.И. ЧЕРНЫШЕВИЧ, В.П. КРУПНОВ

КОРРОЗИОННАЯ АКТИВНОСТЬ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ ХЛОРСОДЕРЖАЩИХ ГОРЮЧИХ ВЭР

Использование горючих ВЭР в качестве технологического и энергетического топлива может высвободить из топливного баланса многих предприятий значительные количества природного газа и мазута. Даже при достаточно поверхностном анализе работы ряда предприятий Минхимпрома, Министерства минеральных удобрений можно обнаружить такие количества жидких и газообразных горючих ВЭР, которые экономически целесообразно использовать в качестве топлива в технологических и энергетических установках и для сжигания которых не требуется создание сложных и дорогостоящих топочных и горелочных устройств. Однако существуют химические производства, располагающие горючими ВЭР в количествах, эквивалентных нескольким десяткам Гкал/ч, до сих пор не используемых, а сжигаемых с целью обезвреживания в факелах. Это связано с тем, что в состав ВЭР входят компоненты, дающие при горении в обычных топках котлоагрегатов такие продукты сгорания, поведение которых на поверхностях нагрева котлов бывает очень трудно предугадать.

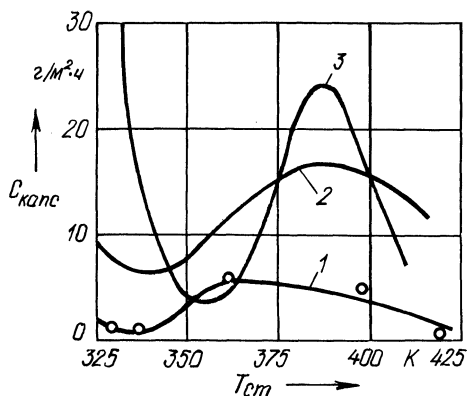
К числу таких сложных производств относится выпуск полихлорвиниловых смол. Использование горючих отходов этого производства для сжигания в топках котлоагрегатов затруднялось в связи с опасностью коррозионного повреждения поверхностей нагрева продуктами сгорания. Наибольшую опасность представляют продукты сгорания, получаемые при сжигании хлорсодержащих компонентов (винилхлорид – 0,05 %, дихлорэтан – 0,01 %), в которых образуются пары соляной кислоты, вызывающие коррозию металла элементов котла.

Интенсивность коррозии зависит от парциального давления коррозионно-агрессивного компонента (в данном случае – паров соляной кислоты) и температуры поверхностей нагрева. Для выяснения возможностей применения горючих отходов производства ПВХС в промышленных котлах необходимо было экспериментально определить коррозионную агрессивность продуктов сгорания (КАПС) горючих ВЭР указанного состава. Для определения КАПС были использованы цинковые датчики [1]. Коррозионная агрессивность продуктов сгорания определялась из выражения

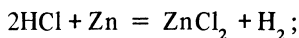
$$\text{КАПС}_{\text{Cl}} = K \frac{\Delta G_{\text{Zn}}}{S \tau},$$

Рис. 1. Зависимость скорости коррозии от температуры стенки:

1 – исследуемый хлорсодержащий газ; 2, 3 – соответственно продукты сгорания сернистого мазута в котле ГМ-50-14 при $S^P = 1,8$ и $2,1\%$



где ΔG_{Zn} – убыль массы цинкового датчика за время эксперимента, г; S – поверхность цинкового датчика, m^2 ; τ – время эксперимента, ч; K – коэффициент пропорциональности, определяемый по аналогии с сернокислотной коррозией из следующих соображений: считаем, что убыль массы цинкового колпачка объясняется коррозионным воздействием на него соляной кислоты HCl :



$$K = \frac{2M_{HCl}}{M_{Zn}},$$

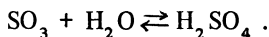
где M_{HCl} , M_{Zn} – относительные молекулярные массы соляной кислоты и цинка соответственно: $M_{HCl} = 36,5$; $M_{Zn} = 65$.

Тогда

$$K = \frac{2M_{HCl}}{M_{Zn}} = \frac{2 \cdot 36,5}{65} = 1,117.$$

Цинковые датчики были установлены в технологической печи, в которой сжигались газообразные отходы. Состав продуктов сгорания был следующий: $O_2 = 6,5\%$, $CO_2 = 9\%$, $CO = 0,02\%$, $NO_x = 0,0015\%$. Результаты расчетов КАПС представлены на рис. 1. Из рисунка видно, что характер кривой интенсивности коррозии исследуемых ВЭР соответствует зависимости скорости коррозии от температуры стенки при сжигании сернистых мазутов.

Для сравнения полученных данных приводим результаты определения КАПС при сжигании мазута в топках паровых котлов среднего давления. КАПС сернистых мазутов определяется наличием в них серного ангидрида. Последний при снижении температуры газов ниже 600 К начинает активно взаимодействовать с парами воды, образуя пары серной кислоты по реакции [2]



Сравнение кривых на рис. 1 показывает, что коррозионная активность продуктов сгорания горючих ВЭР исследуемого производства значительно ниже, чем

в топках паровых котлов при сжигании сернистых мазутов. Максимум интенсивности коррозии достигается при температуре стенки около 368 К, что связано с содержанием соляной кислоты.

Следовательно, можно сделать вывод о том, что горючие ВЭР исследуемого производства поливинилхлоридных смол можно использовать как топливо в энергетических котлах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Магадеев В.Ш. Коррозия газового тракта котельных установок. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 272 с. 2. Внуков А.К. Теплохимические процессы в газовом тракте паровых котлов. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 296 с.

УДК 66.096.5

А.П. НЕСЕНЧУК, Д.И. ШКЛОВЧИК,
В.Ф. КРАВЕЦ, В.И. ЧЕРНЫШЕВИЧ

ПЕРЕМЕШИВАНИЕ ГАЗОВОЙ ФАЗЫ В ТЕРМОПСЕВДОЖИЖЕННОМ СЛОЕ

Перемешивание газовой фазы обусловлено в основном перемешиванием твердых частиц [1], вытесняющих некоторый объем газа. Коэффициент перемешивания газовой фазы D_G можно принять равным коэффициенту перемешивания твердой фазы D_T . Как показало дальнейшее сопоставление расчетных и экспериментальных результатов, эти два коэффициента пропорциональны, но не равны – газовая фаза проникает в плотный слой гораздо хуже, чем твердая из плотного слоя в псевдооживленный. Это обусловлено, на наш взгляд, силами отдачи при ударе частицы о твердую стенку: они получают импульс в направлении от стенки и уплотняют внешнюю часть пограничного слоя, препятствуя перемешиванию газа. Чтобы учесть неравенство перемешивания твердой и газовой фазы, необходимо ввести коэффициент $k \approx 10$.

Характер теплопроводности резко меняется при переходе от внутренней части псевдооживленной зоны к стенке. Вблизи стенки он лишь немного превышает теплопроводность газа. Характер газовой выделения в термопсевдооживленном слое таков, что газовая прослойка образуется в пристеночной зоне в процессе расчета предполагаемой модели (точнее, вблизи стенки при интенсивном газовой выделении всегда существует зона с $\epsilon \approx 1$, в которой теплопроводность резко падает). При этом газовой выделении происходит с конечной скоростью, пропорциональной отклонению текущей степени адсорбции частицы от равновесной (предположение о неравновесности процесса).

Уравнение конвективной диффузии газовой фазы с учетом изложенных предположений имеет вид

$$\rho_G \nabla (\vec{w}_T \epsilon) = \nabla (\rho_T D_\epsilon \nabla \epsilon) + I(a - a(T)) \rho_T (1 - \epsilon), \quad (1)$$

где D_ϵ описывает фильтрацию в плотном слое, т. е. при порозности $\epsilon < 0,5$, причем скорость газовой фазы возрастает снизу вверх и задается нелинейной зависимостью от порозности.

Для диффузии сорбированной фазы справедливо выражение

$$\vec{G}\nabla a = \nabla (\rho_T (1 - \epsilon) D_a \nabla a) - I (a - a(T)) \rho_T (1 - \epsilon). \quad (2)$$

Здесь D_a описывает эффективную диффузию сорбированной фазы. Будучи связанной с твердыми частицами, эта фаза перемешивается так же, как и частицы.

Уравнениями, определяющими адсорбционные свойства твердой фазы, являются:

уравнение Астахова–Дубинина [2] для равновесной степени адсорбции

$$a(T) = w_0 \rho_c \exp\left(-\left(\frac{RT \ln \frac{p_s}{p}}{E}\right)^2\right)$$

с учетом полученной нами корреляции

$$E = \lambda + (5731,4 - 107,3t_p) 4,186;$$

уравнение Басмаджана для плотности сорбированной фазы

$$\rho_c = (T - 293) \left. \frac{\partial \rho_{ж}}{\partial T} \right|_{T=293}.$$

Давление насыщения находится из уравнения Ван-дер-Ваальса

$$p_s = p_{кр} \exp\left(\frac{T - T_{кр}}{T} \frac{H_\varphi}{RT_{кр}}\right),$$

где H_φ – теплота фазового перехода; R – универсальная газовая постоянная.

Дифференциальная теплота адсорбции $i_i(T)$, входящая в уравнение энергии

$$(c_T + ac_T) \vec{G}\nabla T = \nabla (\rho_T (1 - \epsilon) (c_T + ac_T) D_T \nabla T) - HI(a - a(T)) \rho_T (1 - \epsilon),$$

находится из уравнения Клапейрона–Клаузиуса

$$H(T) = H_\varphi + E \sqrt{\ln \frac{w_0 \rho_c}{a(T)}}.$$

Плотность газовой фазы определяется из уравнения Клапейрона–Менделеева

$$\rho_T = \frac{p \mu}{RT}. \quad (3)$$

Для описания гидродинамики термопсевдоожижения использованы уравнения Годеса [3]

$$w_T = \frac{\nu_T}{d_T} \frac{Ar \epsilon^{4,75}}{18 + 0,6 \sqrt{Ar \epsilon^{4,75}}};$$

$$w_{r0} = \frac{\nu_r}{d_T} \frac{A\Gamma}{1400 + 5,22 \sqrt{A\Gamma}}$$

Выражение (3) совместно с (1) определяет структуру порозности слоя. Особого внимания заслуживает сток-источник в (1) и (2), представленный выражением $I(a - a(T))\rho_T(1 - \epsilon)$. Он определяет характер газовыделения в слое и пропорционален отклонению текущей степени адсорбции a от ее равновесного значения $a(T)$. Константа скорости газовыделения в процессе десорбции определяется стадией внутреннего массообмена в частице. Приближенная теоретическая оценка константы I приведена в работе [4].

Важную роль играет коэффициент перемешивания твердой фазы. Он может рассчитываться в зависимости от порозности слоя:

$$D_a = D_T = kD_\epsilon = \begin{cases} D & \text{при } \epsilon \geq 0,5, \\ D_0 & \text{при } \epsilon < 0,5, \end{cases}$$

где, согласно [5],

$$D_0 = 0,94 \frac{1 + 0,807 \cdot 10^{-2} (T - 273)}{(c_T + ac_T)(1 - \epsilon)\rho_T} \lg \frac{0,74 - 0,31(1 - \epsilon_0)}{0,74 - (1 - \epsilon_0)}$$

При этом следует помнить, что в зоне псевдооживления, т. е. при $\epsilon \geq 0,5$, коэффициент перемешивания описывает действительное перемешивание твердой фазы, а в зоне плотного потока ($\epsilon < 0,5$) задается эффективной теплопроводностью слоя

$$D_0 = \frac{\lambda_{эф}}{\rho_T(c_T + ac_T)(1 - \epsilon)}$$

Выполненный анализ указывает на подавляющую роль коэффициента перемешивания на формирование процессов тепло- и массопереноса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Расчет тепло- и массообмена при десорбции в термопсевдооживленном слое цеолита // А.П. Несенчук, Л.В. Шатон, Е.Н. Антонишина, А.А. Шкляр / Изв. вузов. Энергетика. — 1983. — № 12. — С. 72–76. 2. Ш а т о н Л.В. Тепломассоперенос в технологических установках при термической десорбции твердых сорбентов: Дис. ... канд. техн. наук. — Мн., 1982. — 241 с. 3. 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. Энергетика. — 1982. — № 1. — С. 121–123. 4. 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. — Мн., 1980. — 324 с. 5. Г о р о ш к о В.Д., Р о з е н б а у м Р.Б., Т о д е с О.М. Приближенные закономерности гидравлики взвешенного слоя и естественного падения // Изв. вузов. Нефть и газ. — 1958. — № 1. — С. 125–131.

**ВЛИЯНИЕ МИНЕРАЛЬНОЙ ЧАСТИ МАЗУТА НА УСЛОВИЯ
РАБОТЫ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА КОТЛА ПТВМ-30 М**

В отличие от твердых топлив, при сжигании которых на конвективных поверхностях нагрева образуются сыпучие отложения, специфические особенности минеральной части мазута проявляются в образовании отложений золы, прочно прилипающей к трубам.

Интенсивный занос золой конвективных, а иногда и радиационных поверхностей нагрева уменьшает их тепловосприятие, вследствие чего увеличивается температура уходящих газов, понижается КПД котла.

Для исследования механизма образования и разработки эффективных мероприятий по удалению золовых отложений с поверхностей нагрева необходимо знать химический состав и прочностные свойства отложений. Для исследования химического состава отложений были взяты пробы с поверхностей нагрева котла ПТВМ-30М: из топки на уровне горелок, на выходе из топки (в зоне фестона), со второго и первого по ходу сетевой воды конвективных пучков.

Химический состав отложений определяется активационным методом на анализаторе АИ-4096-95 с полупроводниковым детектором в БелНИГРИ. Сущность метода изложена в работе [1].

Анализ химического состава выявил следующую картину распределения основных компонентов отложений (рис. 1). Как видно, основными загрязняющими компонентами являются соединения ванадия, кальция, магния, никеля. Так, содержание кальция в топке достигает 3,5–3%, далее по тракту содержание Са снижается и составляет в зоне второго конвективного пучка 2,2–2,7%, в зоне первого пучка – 2,1–2,2%. Содержание магния в отложениях на поверхностях нагрева в топке котла составило 2,2–2,1%, а в зоне второго пучка – 1,6–1,3%. Распределение никеля в отложениях противоположное по отношению к распределению Са и Mg. Если содержание соединений кальция и магния снижается по ходу газов, то содержание Ni возрастает и составляет в топке котла 1,5–1,7%, на втором пучке – 1,7–2,5%, на первом конвективном пучке – 2,5–3,6%. Содержание ванадия достигает до 65% в топке котла, на втором – 35% и 15% – на первом конвективном пучке соответственно.

Содержание соединений натрия в отложениях (в расчете на чистый Na) незначительно, не более 1%. Распределение Na по тракту котла носит экстремальный характер, достигая максимальных значений на выходе из топки (фестонированный пучок) – 1% и в концевых зонах первого конвективного пучка – 0,9%. Минимальные содержания наблюдаются в отложениях на трубах в топке на уровне горелок (0,2%) и на входных участках первого конвективного пучка (0,3%).

Распределение калия в отложениях равномерное, содержание незначительное – в пределах 0,2–0,1%.

На конвективных пучках котла наблюдается значительное содержание же-

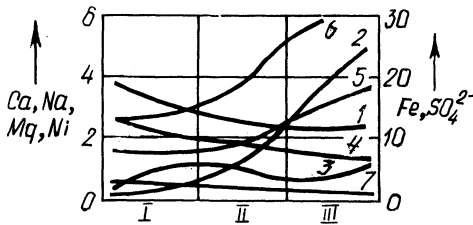


Рис. 1. Распределение основных компонентов отложений по поверхностям нагрева: 1 - SO_4^{2-} ; 2 - Fe; 3 - Ni; 4 - Ca; 5 - Mg; 6 - Na; 7 - K; I - топка, II, III - конвективные пучки

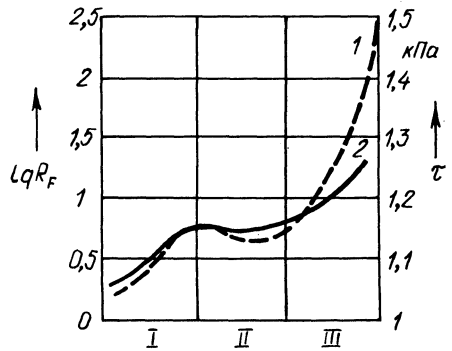


Рис. 2. Изменение фактора заноса и удельного сопротивления сдвигу отложений по поверхности нагрева: 1 - τ ; 2 - $\lg R_F$

леза в отложениях. На выходе из второго пучка содержание Fe достигает 12%, на выходных участках первого пучка до 27%.

В отложениях наблюдается значительное содержание сульфат-иона, которые достигают следующих значений: на выходе из топки - 14%, на выходе из второго пучка - 25,5, в концевых зонах первого пучка до 33-36%.

Химический состав отложений характеризует лишь их качественную структуру, не затрагивая прочностных свойств.

В зависимости от прочностных свойств отложения подразделяются на пять групп по разрывной или сдвиговой прочности при уплотнении стандартизированной нагрузкой 50 кПа [2]: неслипающиеся, слабослипающиеся, среднеслипающиеся, сильнослипающиеся, сверхслипающиеся.

Одним из показателей аутогезионной прочности отложений является удельное сопротивление сдвигу ($\tau_{\text{сд}}$). Расчетное определение удельного сопротивления выполнено с использованием формулы, предложенной в [3]:

$$\tau_0 = 1002 + 22R_2O + 0,72d_{\text{ср}} - 0,39R_F,$$

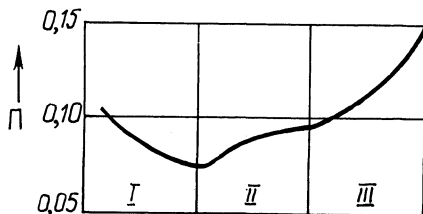
где R_2O - содержание в отложениях щелочных металлов, %; $d_{\text{ср}}$ - средний диаметр золы частиц, $d_{\text{ср}} = 23$ мкм [4]; R_F - фактор заноса, характеризующий склонность минеральной части мазута к заносу поверхностей нагрева.

Расчет фактора заноса выполнен по зависимости [3]

$$R_F = \frac{\text{CaO} + \text{MgO} + \text{Fe}_2\text{O}_3 + \text{R}_2\text{O} + \text{V}_2\text{O}_5}{\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3} R_2\text{O}.$$

Здесь в числителе представлено содержание компонентов, склонных к загрязнению поверхностей, в знаменателе - содержание компонентов, нейтральных к загрязняющему воздействию. Умножение на суммарное содержание щелоч-

Рис. 3. Пористость отложений на поверхностях нагрева котла ПТВМ-30М



ных металлов подчеркивает их особую роль в активном загрязнении поверхностей нагрева.

Результаты расчета фактора заноса по поверхностям нагрева котла ПТВМ-30М представлены на рис. 2. Как видно из рисунка, фактор заноса неодинаков по поверхностям нагрева. Наибольшие значения R_F наблюдаются на выходе из топки ($R_F = 5,6$; $\lg R_F = 0,75$), а также на первом конвективном пучке (выходной участок; $R_F = 22,65$; $\lg R_F = 1,35$). В первом случае максимум R_F объясняется повышенным содержанием щелочных металлов в отложениях ($R_2O = 1,2\%$), во втором — тем же фактором ($R_2O = 1\%$), а также резко возросшим содержанием соединений железа ($Fe = 27\%$).

Результаты расчета удельного сопротивления сдвигу представлены на рис. 2. Как видно, характер изменения удельного сопротивления сдвигу такой же, как и фактора заноса: максимум на фестонированном участке ($\tau_{сд} = 1,15$ кПа) и на холодных пакетах первого конвективного пучка ($\tau_{сд} = 1,52$ кПа).

Анализ изменения фактора заноса и удельного сопротивления сдвигу отложений по поверхностям нагрева котла показывает, что заносу в основном подвержен первый конвективный пучок. Второй конвективный пучок подвержен заносу меньше. Однако максимальные значения фактора заноса ($R_F = 22,65$) и удельного сопротивления сдвигу ($\tau_{сд} = 1,52$ кПа) указывают на то, что образующиеся отложения не имеют достаточно прочной структуры.

Для более полного выявления прочностных свойств рассчитана пористость отложений по выражению [5]: $\Pi = 1 - \gamma/\gamma_{и}$, где γ — насыпная плотность отложений: $\gamma = 3060-3170$ кг/м³ (см. [6]); $\gamma_{и}$ — истинная плотность отложений без учета внутренней пористости.

Истинная плотность отложений определена из предположения, что отложения представляют собой смесь компонентов. Плотность компонентов отложений принимаем по [7, 8]. Насыпная плотность отложений, определенная экспериментально, находилась на уровне 3085—3170 кг/м³. Пористость отложений, рассчитанная по предложенной методике, достаточно высокая (рис. 3).

Наименьшую пористость отложения имеют на фестонированном участке на выходе из топки ($\Pi = 0,037$), наибольшую на выходном участке первого конвективного пучка ($\Pi = 0,143$). На втором конвективном пучке пористость отложений составляет 0,073—0,097. При этом в холодной части второго пакета пористость повышается незначительно, в пределах 3—5%.

Снижение пористости отложений на фестоне котла определяется повышенным содержанием по отношению к другим участкам соединений натрия (до 1%). На относительно холодных поверхностях происходит конденсация паров

натрия с образованием легкоплавких эвтектик и пиросульфитов с участием соединений ванадия, кальция. Как правило, образующиеся соединения представляют собой коркообразную массу. Это способствует снижению пористости отложений. Однако ввиду невысокого содержания натрия в отложениях последние имеют достаточно высокую пористость. Это способствует тому, что они легко удаляются с поверхностей нагрева.

Использование в качестве топлива сернистого мазута способствует образованию в газах серного ангидрида, который при соединении с парами воды образует серную кислоту.

Для среднеэксплуатационной нагрузки котла ПТВМ-30М ($Q = 25-27$ МВт) на основании экспериментальных данных при избытке воздуха, равном 1,13, имеем содержание серного ангидрида в газах перед вторым пучком, равную 1,75–1,80 Па. С учетом изменения содержания серного ангидрида по тракту котла с использованием [9] получим скорость коррозии металла поверхности нагрева свободной от отложений 2,01 мг/(м² · с) (температура стенки принята равной 85 °С).

Дополнительные исследования показали, что скорости коррозии поверхности нагрева, покрытой слоем отложений $S_{кор}^{отл}$ и свободной от последних $S_{кор}$, пропорциональны: $S_{кор}^{отл} = S_{кор} K_{пр}$, где $S_{кор}$ – скорость коррозии поверхности, свободной от отложений; $K_{пр}$ – коэффициент, учитывающий влияние слоя отложений [9].

Для условий, указанных выше, получаем $S_{кор}^{отл} = 0,205$ мг/(м² · с).

Расчетный срок службы нижнего конвективного пакета при сжигании сернистого мазута составит 3,60 г. при среднегодовой эксплуатации котла, равной 4380 ч. Данное значение действительно для случая эксплуатации котла только на мазуте.

ЛИТЕРАТУРА

1. Боуэн Г., Гиббонс Д. Радиоактивный анализ. – М.: Атомиздат, 1968. – 360 с.
2. Щелчков Я.М., Аввакумов А.М., Сазыкин Ю.К. Очистка поверхностей нагрева котлов утилизаторов. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 160 с.
3. Карницкий Н.Б. Исследование физико-химических процессов в топках и конвективных газоходах газомазутных котлов и повышение их надежности и экономичности: Автореф. дис. канд. техн. наук. – Мн., 1983. – 18 с.
4. Разработка и испытания опытного электрофильтра для очистки газа при сжигании мазута / И.А. Кизим, Б.В. Золотарев, В.С. Гаврилов, Б.А. Ершов // Электр. станции. – 1984. – № 9. – С. 23–25.
5. Зимон А.Д. Адгезия пыли и порошков. – М.: Химия, 1976. – 432 с.
6. Новоселов С.С., Гаврилов А.Ф., Шестаков А.Ю. Исследование процесса улавливания твердых частиц, образующихся при сжигании мазута, в инерционных аппаратах // Теплоэнергетика. – 1980. – № 10. – С. 49–51.
7. Будников П.П. Реакции в смесях твердых растворов. – М.: Стройиздат, 1971. – 488 с.
8. Прасолов Р.С. Наружные отложения на поверхностях нагрева котлоагрегатов. – М.; Л.: Машгиз, 1958. – 296 с.
9. Жихар Г.И., Крупнов В.П. Низкотемпературная коррозия поверхностей нагрева котлов при сжигании сернистого мазута // Изв. вузов. Энергетика. – 1986. – 10 с. – Деп. в ИНФОРМЭНЕРГО № 2176 ЭН.

А.П. НЕСЕНЧУК, В.Н. РОМАНОК, В.А. СЕДНИН,
Е.Н. АНТОНИШИНА, Д.И. ШКЛОВЧИК,
АТИЛЛА ТОРДАН, А.П. ВАЛУЕВ, А.А. ШКЛЯР

АЛГОРИТМ РЕШЕНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛО- И МАССООБМЕНА В ТЕРМОПСЕВДООЖИЖЕННОМ СЛОЕ

Любое из дифференциальных уравнений, приведенных в [1] ,

$$\rho_r \frac{1}{g_{11}} \frac{\partial (w_{ru} \epsilon)}{dU} = \frac{1}{g_{11} g_{22}} \frac{\partial}{\partial V} \frac{g_{11} g_{22}}{g_{22} g_{22}} \rho_r D_\epsilon \frac{\partial \epsilon}{\partial V} +$$

$$+ I(a - a(T)) \rho_r (1 - \epsilon); \quad (1)$$

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

$$- I(a - a(T)) \rho_r (1 - \epsilon); \quad (2)$$

$$\frac{(c_r + c_g a) G_u}{g_{11}} \frac{\partial T}{\partial U} = \frac{1}{g_{11} g_{22}} \frac{\partial}{\partial V} \frac{g_{11} g_{22}}{g_{22} g_{22}} \rho_r (1 -$$

$$- \epsilon) (c_r + c_g a) D_T \frac{\partial T}{\partial V} - HI(a - a(T)) \rho_r (1 - \epsilon) \quad (3)$$

может быть представлено в форме

$$A \frac{\partial Z}{\partial U} = \frac{\partial}{\partial V} B \frac{\partial Z}{\partial V} + D(Z - Z_0). \quad (4)$$

Для решения уравнения (4) применялся конечно-разностный аналог с неявной схемой на неравномерной криволинейной сетке по V и U . По координате U область разбивалась на 61 точку – U_i , $i = 1, 2, \dots, 61$, по координате V – на 20 точек V_j , $j = 1, 2, \dots, 20$. Конечно-разностный аналог уравнения (4) записывается так:

$$\frac{A_{ij} z_{ij} - A_{i-1,j} z_{i-1,j}}{u_i - u_{i-1}} = D_{ij} (z_{i,j} - z_{0ij}) +$$

$$+ \left(\frac{B_{i,j+1} + B_{i,j}}{2} \frac{z_{i,j+1} - z_{i,j}}{V_{j+1} - V_j} - \frac{B_{i,j} + B_{i,j-1}}{2} \frac{z_{i,j} - z_{i,j-1}}{V_j - V_{j-1}} \right) \times$$

$$\times \left(\frac{V_{j+1} - V_{j-1}}{2} \right)^{-1} \quad (5)$$

для $2 \leq i \leq 61, 2 \leq j \leq 20$.

Разностный аналог (5) приводит к системе уравнений с трехдиагональной матрицей для каждого i . Для определения неявно заданных значений необходимо решить систему линейных уравнений:

$$\begin{pmatrix} b_1^i & c_1^i & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_2^i & b_2^i & c_2^i & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a_3^i & b_3^i & c_3^i & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \dots & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & a_{J-2}^i & b_{J-2}^i & c_{J-2}^i & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & a_{J-1}^i & b_{J-1}^i & c_{J-1}^i \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & a_J^i & b_J^i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} z_{i1} \\ z_{i2} \\ z_{i3} \\ \cdot \\ z_{ij} \\ \cdot \\ \cdot \\ z_{iJ} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} d_1^i \\ d_2^i \\ d_3^i \\ \cdot \\ d_j^i \\ \cdot \\ \cdot \\ d_J^i \end{pmatrix} = 0$$

для $i = 1, 2, \dots, J$ и $j = 1, 2, \dots, J$, где $a_1^i = c_J^i = 0$; b_1^i, c_1^i, d_1^i и a_J^i, b_J^i, d_J^i определяются конкретными граничными условиями:

$$a_J^i = \frac{B_{i,j+1} + B_{i,j}}{(\Delta V_{j+1} + \Delta V_j) \Delta V_{j+1}}; \quad c_j^i = \frac{B_{i,j+1} + B_{i,j}}{(\Delta V_{j+1} + \Delta V_j) \Delta V_j};$$

$$d_j^i = \frac{A_{i-1,j} z_{i-1,j}}{\Delta U_i} - D_{i,j} z_{i,j};$$

$$b_j^i = D_{ij} a_j^i - c_j^i - \frac{A_{i,j}}{\Delta U_i}; \quad \Delta U_i = U_i - U_{i-1};$$

$$\Delta V_{j+1} = V_{j+1} - V_j; \quad \Delta V_j = V_j - V_{j-1}.$$

При этом Z находится из начального условия для уравнения (4).

Система уравнений (5) для каждого случая решается при помощи стандартной процедуры решения трехдиагональной системы уравнений, оформленной в виде подпрограммы SYSTRD в библиотеке программ ЕС ЭВМ.

Решение уравнения (4) получается прогонкой по всем $i = 2, 3, \dots, 61$. Указанная процедура является основой алгоритма.

Сложность решения системы (1)–(3) заключается в том, что все коэффициенты в этих уравнениях нелинейны относительно искомых функций ϵ , a и T . Для того чтобы решить систему (1)–(3) с учетом нелинейности коэффициентов, пришлось воспользоваться методом итераций от начального приближения $a_{i,j} = a_0$, $T_{i,j} = T_0$ и $\epsilon_{i,j} = \epsilon_0$. Итерация проводилась как на каждом слое, так и на всей системе с пересчетом всех коэффициентов по новым значениям $T_{i,j}$, $\epsilon_{i,j}$, $a_{i,j}$. На каждой итерации, которую можно пронумеровать индек-

сом "k", новое значение функций находилось линейной комбинацией старого значения и нового, найденного по трехдиагональной процедуре (индекс "нов"):

$$T_{i,j}^k = \frac{T_{i,j}^{\text{нов}} + T_{i,j}^{k-1}}{2};$$

$$a_{i,j}^k = a_{i,j}^{k-1};$$

$$\epsilon_{i,j}^k = \rho_{\Gamma} w_{\Gamma i,j} \epsilon_{i,j}^{\text{нов}} + (1 - \rho_{\Gamma} w_{\Gamma i,j}) \epsilon_{i,j}^{k-1}.$$

Лишь такая итерационная схема позволяет добиться устойчивого решения системы нелинейных уравнений.

После решения системы уравнений определялись интегральные характеристики на каждом слое $i = 2, 3, \dots, 61$ и по высоте:

среднемассовая температура слоя

$$\bar{T}_i = \frac{1}{V_0} \sum_{j=2}^{20} \frac{(T_{i,j-1} + T_{i,j})(V_j - V_{j-1})}{2};$$

среднемассовая степень адсорбции

$$\bar{a}_i = \frac{1}{V_0} \sum_{j=2}^{20} \frac{(a_{i,j} + a_{i,j-1})(V_j - V_{j-1})}{2};$$

средняя порозность слоя

$$\bar{\epsilon}_i = \frac{1}{V_0} \sum_{j=2}^{20} \frac{(\epsilon_{i,j} + \epsilon_{i,j-1})(V_j - V_{j-1})}{2};$$

энтальпия слоя

$$\bar{H}_i = (c_T + a c_r) G \bar{T}_i;$$

прирост энтальпии слоя

$$\Delta H = \bar{H}_i - \bar{H}_{i-1};$$

отклонение средней степени адсорбции в слое от идеальной, т. е. той, которая имела бы место при равномерном прогреве слоя до его средней температуры

$$\Delta a_i = \bar{a}_i - a(\bar{T}_i).$$

Характеристикой качества нагрева может служить Δa_i .

Описанный алгоритм реализован в виде программы для ЕС ЭВМ. Время счета одного варианта составляет около 20 мин на ЭВМ ЕС-1035.

ЛИТЕРАТУРА

1. Несенчук А.П. Исследование свойств адсорбционной системы с термощедроожиженным слоем сорбента // Науч. и прикл. пробл. энергетики. – Мн.: Выш. шк., 1986. – Вып. 13. – С. 6–12.

УДК 621.181.62

В.К. СУДИЛОВСКИЙ,
А.В. ЩЕРБИЧ

ЛИНЕЙНАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ УЧАСТКА РАДИАЦИОННОГО ПАРОПЕРЕГРЕВАТЕЛЯ С ДВУХФАЗНОЙ СРЕДОЙ

В европейской части СССР возрастает необходимость привлекать к регулированию графиков электрических нагрузок мощные энергоблоки ТЭС. Поэтому проблема автоматизации переменных режимов ТЭС приобретает особое значение. В этой связи задача автоматического управления встроенными сепараторами (ВС), которые являются основным элементом пусковой схемы прямоточных котлов, оказывается одной из наиболее важных и актуальных. Как показано в работе [1], перспективными являются АСР ВС, которые используют сигнал по паросодержанию, полученный на основе дизелькометрического метода измерения степени сухости влажного водяного пара.

Для выбора оптимальной структуры АСР ВС с сигналом по паросодержанию отсепарированного пара была разработана предлагаемая линейная математическая модель, описывающая изменение средней температуры металла θ радиационного пароперегревателя (ПП) с двухфазной средой при отклонении степени сухости x на его входе. В рассматриваемой модели параметры ПП изменяются лишь вдоль одной пространственной координаты z , причем координатная ось сонаправлена с вектором скорости пароводяного потока. По сечению канала параметры постоянны и равны среднему значению. Исходная система уравнений включает уравнения сплошности, энергии, теплового баланса, состояния вещества, записанные в частных производных:

$$\frac{\partial G}{\partial z} = \frac{f}{v^2} \frac{\partial v}{\partial \tau}; \quad (1)$$

$$G \frac{\partial i}{\partial z} + \frac{f}{v} \frac{\partial i}{\partial \tau} = ah(\theta - t); \quad (2)$$

$$g - g_m C_m \frac{\partial \theta}{\partial \tau} = ah(\theta - t); \quad (3)$$

$$v = f(p, x); \quad (4)$$

$$t = f(p), \quad (5)$$

где G, v, i, t, p – соответственно расход, удельный объем, энтальпия, температура, давление двухфазной среды в ПП; f, h – соответственно площадь попе-

речного сечения и удельная поверхность трубы ПП; g_M, c_M – удельная масса металла соответственно; τ – время; g – линейная плотность теплового потока из точки.

Коэффициент теплоотдачи от внутренней стенки трубы к рабочей среде α^* , входящий в выражение для расчета эффективного коэффициента теплоотдачи α [2], определяется по [3]:

$$\alpha^* = 0,23 \frac{\lambda''}{2R} (\text{Re}'' (x + (1-x) \frac{v'}{v''}))^{0,8} \text{Pr}''^{0,4}, \quad (6)$$

где λ'' , Re'' , v' , Pr'' – соответственно коэффициент теплопроводности, числа Рейнольдса, Прандтля и удельный объем сухого насыщенного пара; R – внутренний радиус трубы ПП; v' – удельный объем воды по линии насыщения.

После линеаризации системы уравнений (1)–(6) путем разложения в ряд Тейлора получаем уравнения в отклонениях параметров. При этом в уравнении (1) частные производные заменяются конечными разностями. Давление p и соответствующая ему температура насыщения t считаются одинаковыми во всех точках моделируемого участка ПП и зависящими только от времени τ . Параметры v, i, G, θ являются функциями времени и координаты. Остальные параметры приняты постоянными:

$$\Delta G_{\text{вых}} = \frac{V}{v_0^2} \frac{d\Delta v}{d\tau} + \Delta G_{\text{вх}}; \quad (7)$$

$$G_0 \frac{\partial \Delta i}{\partial z} + \left(\frac{\partial i}{\partial z}\right)_0 \Delta G_{\text{вых}} + f \frac{\partial \Delta i}{\partial \tau} = \frac{g_0}{\alpha_0} \Delta \alpha + \alpha_0 h (\Delta \theta - \Delta t); \quad (8)$$

$$g_M C_M \frac{\partial \Delta \theta}{\partial \tau} = - \left(\frac{g_0}{\alpha_0} \Delta \alpha + \alpha_0 h (\Delta \theta - \Delta t)\right); \quad (9)$$

$$\Delta v = \frac{\partial v}{\partial p} \Delta p + \frac{\partial v}{\partial x} \Delta x; \quad (10)$$

$$\Delta t = \frac{\partial t}{\partial p} \Delta p; \quad (11)$$

$$\Delta \alpha = \frac{\partial \alpha}{\partial G} \Delta G + \frac{\partial \alpha}{\partial p} \Delta p, \quad (12)$$

где $\Delta G_{\text{вых}}$; $\Delta G_{\text{вх}}$ – соответственно отклонение расходов среды на выходе и входе в пароперегреватель; V – емкость исследуемого участка пароперегревателя; индекс "0" характеризует параметры в исходном состоянии системы.

Применив преобразование Лапласа по переменным τ и z к системе уравнений (7)–(12) и исключив переменную Δi , получим уравнение для отклонений температуры $\Delta \theta$ в области изображений. Для решения системы уравнений (7)–(12) использовались результаты моделирования встроенного сепаратора,

приведенные в [4], и входные возмущения энтальпией i , расходом $G_{\text{вх}}$ и давлением p были выражены через возмущение степенью сухости x .

Для получения переходной характеристики последовательно выполняются обратные преобразования Лапласа, считая, что изменение Δx – ступенчатое:

$$\Delta \theta(z, \tau) = \frac{1}{g_{\text{м}} C_{\text{м}}} \left(\theta_1 e^{-\tau/a} + \frac{\theta_2}{a} (1 - e^{-\tau/a}) + \right. \\ \left. + (\theta_3 a - \frac{\theta_2}{a}) V_1 + (\theta_4 - \theta_1 - \theta_3 a + \frac{\theta_2}{a}) V_{1,0} \right) \Delta x,$$

где $\theta_1 - \theta_4$ – комплексы физических параметров и их производных; a , V_1 , $V_{1,0}$ – специальные функции [5], определяемые при помощи модернизированных функций Бесселя; $a = g_{\text{м}} C_{\text{м}} / (a_0 h)$.

Координата конца испарительного участка пароперегревателя с двухфазной средой $z_{\text{к.и}}$ определяется из условия

$$\Delta z_{\text{к.и}} = - \frac{G_0}{q_0} \Delta i(z, \tau) |_{\tau=\infty}; \\ \Delta i(z, \tau) |_{\tau=\infty} = \left(\frac{\Delta i(z, s)}{\Delta x(s)} \right) |_{s=0} \Delta x.$$

Коэффициент усиления пароперегревателя по каналу степень сухости Δx – энтальпия $\Delta i(z, \tau)$ получен решением системы уравнений (7)–(12), преобразованной по Лапласу для координаты z , исключением переменной $\Delta \theta$ и приравниванием к нулю параметра s . Тогда координата $\Delta z_{\text{к.и}}$ вычисляется по формуле:

$$\Delta z_{\text{к.и}} = - \frac{i_x G_0 + \theta_3}{g_0} \Delta x,$$

где i_x – коэффициент, определяемый по [4].

Для координаты $z_{\text{к.и}}$ можно записать: $z_{\text{к.и}} = z_{\text{к.и.0}} + \Delta z_{\text{к.и}}$. Таким образом, получены аналитические зависимости, позволяющие определить изменение температуры металла в любой точке участка ПП, в котором движется двухфазный поток и границы этого участка ПП в результате изменения степени сухости пара на выходе из ВС.

Предложенная математическая модель проходит экспериментальную проверку на блоках СКД.

ЛИТЕРАТУРА

1. Системы регулирования узла встроенного сепаратора / В.К. Судилковский, Ю.В. Мулев, А.В. Щербич, В.Г. Билуха // Науч. и прикл. пробл. энергетики. – Мн.: Выш. шк. – Вып. 13. – С. 20–23.
2. Серов Е.П., Корольков Б.П. Динамика парогенераторов. – М.: Энергоиздат, 1981. – 408 с.
3. Делайе Дж., Гно М., Ритмюллер М. Теплообмен и гидродинамика в атомной и тепловой энергетике. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 424 с.
4. Судилковский В.К., Щербич А.В. Расчет динамических характе-

ристик встроенных сепараторов сложных энергоблоков // Науч. и прикл. пробл. энергетики. — Мн.: Выш. шк. — Вып. 14. — С. 71–73. 5. К о р о л ь к о в Б.П. Специальные функции для исследования динамики нестационарного теплообмена. — М.: Наука, 1976. — 220 с.

УДК 541.628

А.В. КОЧЕТКОВ, И.А. ГИЛИС,
Р.В. МОНТВИЛАС

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ГОРЮЧЕЙ ПЕНЫ

В настоящее время уделяется большое внимание созданию безотходных производств в различных областях промышленности, что связано с созданием и исследованием новых более эффективных методов обезвреживания стоков.

Разработан метод термического обезвреживания стоков, загрязненных поверхностно-активными веществами (ПАВ). Суть метода заключается в том, что сточные воды путем барботажного горючего газа и воздуха превращаются в статически устойчивую ячеистую горючую пену, которая сжигается и тем самым уничтожаются вредные органические соединения.

Разработка реальных конструкций установок по сжиганию стоков в пенообразном состоянии требует совершенствования методов расчета процессов теплообмена, происходящих в них. Расход газообразного топлива, условия и режим горения такой пены зависят (помимо других факторов) от геометрических характеристик создаваемой пены.

Определим основные геометрические характеристики трехкомпонентной горючей пены, состоящей из раствора ПАВ (объемный расход Q_f), воздуха (объемный расход Q_B) и горючего газа (объемный расход Q_r).

В момент отрыва газовых пузырьков от сопла существует равновесие подъемной силы и силы поверхностного натяжения τ , е.

$$\pi d_0^3 \sigma = \frac{\pi d_B^3}{6} (\rho_f - \rho_B) g : \pi d_0^3 \sigma = \frac{\pi d_r^3}{6} (\rho_f - \rho_r) g, \quad (1)$$

где d_0 — диаметр барботажного сопла, м; σ — коэффициент поверхностного натяжения, Н/м; d_B , d_r — диаметры пенных пузырей, заполненных воздухом и горючим газом, м; ρ_f , ρ_B , ρ_r — плотность жидкости, воздуха и горючего газа соответственно, кг/м³.

Из уравнения (1) выразим

$$d_r = k d_B = 2,451 k a_B,$$

где k — коэффициент:

$$k = \sqrt[3]{\frac{\rho_f - \rho_B}{\rho_f - \rho_r}};$$

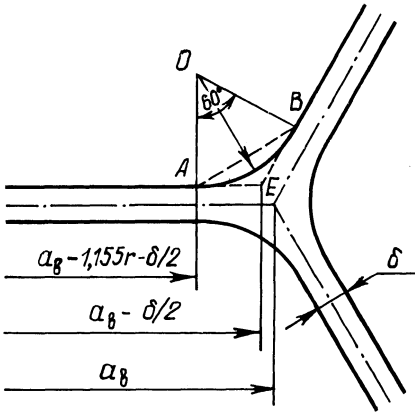


Рис. 1. Элементарный канал Плато

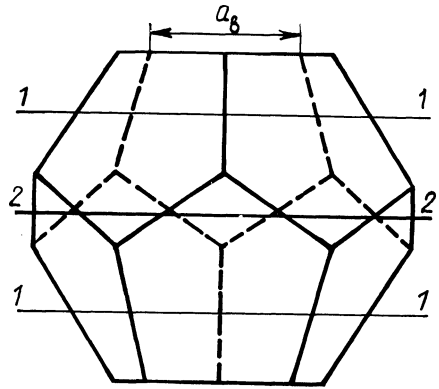


Рис. 2. Элементарная пенная ячейка

a_B – длина ребра додекаэдрообразного пузыря, наполненного воздухом, м;
 $a_B = d_B / 2,451$.

Если площадь поперечного сечения канала обозначить через F , то

$$F = F_B + F_r,$$

где F_B, F_r – приведенные площади, занятые пузырьками, заполненными воздухом и горючим газом соответственно, м².

Введем обозначение

$$\alpha = Q_r / Q_B = F_r / F_B = D_r^2 / D_B^2.$$

Тогда

$$D_B = D \left(\frac{1}{1+\alpha} \right)^{0,5}; \quad D_r = D \left(\frac{\alpha}{1+\alpha} \right)^{0,5},$$

где D – эквивалентный диаметр пеногенераторного канала, м; D_B, D_r – приведенные диаметры площадей воздуха и горючего газа соответственно, м.

Число пенных пузырей, заполненных воздухом и горючим газом, в поперечном сечении канала будет

$$n_B = \frac{D_B^2}{d_B^2} = \frac{D}{6a_B^2} \frac{1}{(1+\alpha)}; \quad n_g = \frac{D_g^2}{d_r^2} = \frac{D^2}{6a_B^2} \frac{\alpha}{k^2 (1+\alpha)}.$$

Общее число пенных пузырей в поперечном сечении пеногенераторного канала

$$n = n_B + n_g = A \frac{D^2}{6a_B^2} \left(1 + \frac{\alpha}{k^2} \right),$$

где A – коэффициент: $A = 1/(1+\alpha)$.

Общий периметр всех пузырей в поперечном сечении канала

$$\Pi = n_{\text{в}} \pi d_{\text{в}} + n_{\text{г}} \pi d_{\text{г}} = \frac{A}{2,451} \frac{\pi D^2}{a_{\text{в}}} \left(1 + \frac{a}{k}\right).$$

Если толщина жидкой прослойки пузыря δ , то площадь, занимаемая жидкостью в сечении $l-l$ канала, согласно геометрическим расчетам по рис. 1, будет [2]:

$$f_{\text{ж.п1}} = \Pi \frac{\delta}{2} + 5nS = \frac{D^2}{a_{\text{в}}^2} A \left(0,641 a_{\text{в}} \delta \left(1 + \frac{a}{k}\right) + 0,045 r^2 \left(1 + \frac{a}{k^2}\right)\right),$$

где 5 – число ребер одной пенной ячейки в сечении $l-l$; S – площадь фигуры ABE , м²; $S = 0,054 r^2$; r – радиус кривизны канала Плато, м.

Периметр жидких прослоек с вычетом каналов Плато

$$\Pi' = \pi n_{\text{г}} d'_{\text{в}} + \pi n_{\text{г}} d'_{\text{г}} = \frac{A}{2,451} \frac{\pi D^2}{a_{\text{в}}^2} \left(a_{\text{в}} \left(1 + \frac{a}{k}\right) - 1,155 r \left(1 + \frac{a}{k^2}\right)\right),$$

где $d'_{\text{в}}$ – диаметр пузыря воздуха без учета толщины пленки: $d'_{\text{в}} = 2,451(a_{\text{в}} - 1,155 r - \delta/2)$; $d'_{\text{г}}$ – диаметр пузыря газа без учета толщины пленки: $d'_{\text{г}} = 2,451(a_{\text{г}} - 1,155 r - \delta/2)$.

Принимаем, что $r_{\text{г}} = r_{\text{в}} = r$; $\delta \ll a_{\text{в}}$; $\delta \ll r$.

Тогда площадь, занятая жидкими пленками в сечении канала $l-l$, с вычетом площади каналов Плато

$$f_{\text{ж1}} = \Pi' \delta / 2 = 0,641 \frac{D^2}{a_{\text{в}}^2} A \delta \left(a_{\text{в}} \left(1 + \frac{a}{k}\right) - 1,155 r \left(1 + \frac{a}{k^2}\right)\right).$$

Так как сечение $l-l$ жидкие прослойки отсекают под углом $\theta = 30^\circ$ (рис. 2), то истинная их площадь

$$f'_{\text{ж1}} = f_{\text{ж1}} / \cos 30^\circ = 0,74 \frac{D^2}{a_{\text{в}}^2} A \delta \left(a_{\text{в}} \left(1 + \frac{a}{k}\right) - 1,155 r \left(1 + \frac{a}{k^2}\right)\right).$$

Истинная площадь каналов Плато в сечении $l-l$

$$f_{\text{п1}} = (f_{\text{ж.п1}} - f_{\text{ж1}}) / \cos 30^\circ = 1,155 \frac{D^2}{a_{\text{в}}^2} A r \left(1 + \frac{a}{k^2}\right) (0,045 r + 0,74 \delta).$$

Проделав аналогичные вычисления для сечения 2-2, получим:
 общую площадь жидких прослоек

$$f_{\text{ж.п2}} = \Pi\delta/2 + 10nS = \frac{D^2}{a_B^2} A(0,641a_B\delta(1+a/k) + 0,09r^2(1+a/k^2)),$$

истинную площадь каналов Плато (сечение 2-2 отсекает каналы Плато под углом $\theta = 55,6^\circ$ (рис. 2))

$$f = \frac{f_{\text{ж.п2}} - f_{\text{ж1}}}{\cos 55,6^\circ} = 1,77 \frac{D^2}{a_B^2} \text{Ar}(1+a/k^2)(0,09r + 0,74\delta).$$

Средняя площадь каналов Плато в любом поперечном сечении пеногенераторного канала

$$f_{\text{п}} = (2f_{\text{п1}} + f_{\text{п2}})/3 = \frac{D^2}{a_B^2} \text{Ar}(1+a/k^2)(0,088r + 1,01\delta).$$

Средняя площадь жидких прослоек с вычетом площади каналов Плато

$$f_{\text{ж}} = f'_{\text{ж1}} = f'_{\text{ж2}} = 0,74 \frac{D^2}{a_B^2} A\delta(a_B(1+a/k) - 1,155r(1+a/k^2)).$$

Средняя площадь жидких прослоек

$$f_{\text{ж.пр}} = f_{\text{ж}} + f_{\text{п}} = \frac{D^2}{a_B^2} A(0,74a_B\delta(1+a/k) + r(0,088r + 0,155\delta)(1+a/k^2)).$$

Площадь одной грани додекаэдрообразного пузыря (согласно свойствам додекаэдра)

$$f_{\text{пл}} = (n_{\text{в}}f_{\text{пл.в}} + n_{\text{г}}f_{\text{пл.д}})/n = 1,728a_B^2k^2(1+a)/(k^2+a) = \pi R^2, \quad (2)$$

где

$$f_{\text{пл.в}} = 0,288a_B^2 = 1,728a_B^2;$$

$$f_{\text{пл.д}} = 0,288d^2 = 1,728k^2a_B^2.$$

Из уравнения (2) выражаем радиус кривизны эквивалентного круга $R = 0,742a_B k((1+a)/(k^2+a))^{0,5}$.

Таким образом, можно рассчитать сечение пеногенераторного ствола.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. с. 852027 СССР, G 05 В 5/00. Способ термического обезвреживания сточных вод. 2. Цыпкин А.Г. Справочник по математике / Под ред. С.А. Степанова. – 3-е изд. – М.: Наука, 1983. – 480 с.

УДК 621.18

Г.И. ЖИХАР

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ГОРЕНИЯ ЖИДКОГО ТОПЛИВА В КИНЕТИЧЕСКО-ДИФфуЗИОННОЙ ОБЛАСТИ

Математическая модель должна учитывать основные факторы, влияющие на процесс горения жидкого топлива как в кинетической, так и в диффузионной области.

Математическая модель включает следующие уравнения.

1. Уравнение движения газовой среды для закрученной струи. В соответствии с [1] это уравнение в цилиндрических координатах запишется в следующем виде:

$$W_z = \frac{2\alpha^2}{(1+\alpha^2\eta^2/4)^2} \frac{1}{\bar{X}} - \frac{1}{2} \beta \alpha^2 \frac{(1-3\alpha^2\eta^2/4)}{(1+\alpha^2\eta^2/4)^3} \frac{1}{\bar{X}^2};$$

$$W_r = \sqrt{\epsilon} \left(\frac{\alpha^2\eta(1-\alpha^2\eta^2/4)}{(1+\alpha^2\eta^2/4)^2} \frac{1}{\bar{X}} - \frac{1}{2} \beta \alpha^2 \frac{\eta(1-3\alpha^2\eta^2/4)}{(1+\alpha^2\eta^2/4)} \frac{1}{\bar{X}^2} \right);$$

$$W_\varphi = \gamma \frac{\alpha\eta}{(1+\alpha^2\eta^2/4)} \frac{1}{\bar{X}^2},$$

где \bar{X} – относительная длина струи: $\bar{X} = X/d$.

Коэффициент турбулентной вязкости $\epsilon = a \sqrt{\frac{3K_0}{16\pi\rho}}$. Остальные величины,

входящие в уравнения движения газовой среды, определяются по следующим формулам:

$$\alpha = \frac{1}{\sqrt{a}} \sqrt[4]{\frac{3K_0}{16\pi\rho}}; \quad \eta = \frac{1}{a} \frac{r}{\bar{X}\alpha};$$

$$\gamma = \frac{1}{4a^2} \sqrt{\frac{3}{\pi}} \frac{L_0}{\sqrt{\rho K_0}}; \quad \beta = \frac{Q_0}{2\pi\epsilon\rho}.$$

2. Уравнение движения горячей капли. В цилиндрических координатах это уравнение запишется в следующем виде [2]:

$$\frac{dv_r}{d\tau} = \frac{v_\varphi^2}{r} + \frac{3\gamma}{4\gamma_\kappa \delta} \zeta (W_r - v_r) \sqrt{(W_\varphi - v_\varphi)^2 + (W_z - v_z)^2 + (W_r - v_r)^2};$$

$$\frac{dv_\varphi}{d\tau} = -\frac{v_\varphi v_r}{r} + \frac{3}{4} \frac{\gamma}{\gamma_\kappa} \zeta (W_\varphi - v_\varphi) \sqrt{(W_\varphi - v_\varphi)^2 + (W_z - v_z)^2 + (W_r - v_r)^2};$$

$$\frac{dv_z}{d\tau} = \frac{3\gamma}{4\gamma_\kappa \delta} \zeta (W_z - v_z) \sqrt{(W_\varphi - v_\varphi)^2 + (W_z - v_z)^2 + (W_r - v_r)^2}.$$

3. Уравнение выгорания капли топлива. Уравнение выгорания капли жидкого топлива с учетом замедленного горения кокса запишется в виде, приведенном в [2]:

$$-\frac{d\delta_0^2}{d\tau} = \frac{8\lambda}{(1,75 - 0,65\delta_0^2) \gamma_\kappa c_\pi (1 - r_\kappa/r_\Gamma)} \ln(1 + c_\pi (T_\Gamma - T_\kappa)/g_{исп}).$$

4. Уравнение выгорания полидисперсной системы. Для текущей массы капель, приходящейся на 1 кг исходного топлива, можно записать [3]:

$$G = mn \int_{(1-x^2)^{1/2}}^1 \frac{e^{-my^n}}{y^{4-m}} (y^2 - (1-x^2))^{3/2} dy,$$

где x — текущий относительный диаметр наиболее крупной капли: $x = \delta_1/\delta_{01}$; y — отношение начального размера капли промежуточной фракции к начальному размеру наиболее крупной капли: $y = \delta_{0i}/\delta_{01}$; m, n — параметры, характеризующие полидисперсность системы. Если принять $m = 4,6$, т. е. считать, что относительная масса капель с начальным диаметром δ_{01} составляет 1%, а $n = 2,5$ для центробежных форсунок, то приближенно получим

$$G = 2 \cdot 10^{-4} e^{8,5x^2}.$$

Доля испарившегося топлива равна $R = 1 - G$.

5. Уравнение смешения топлива с воздухом. Если топливо впрыскивается центробежными форсунками, топливный факел можно представить в виде совокупности точечных источников, равномерно распределенных по периферии кольца радиусом R_0 [4].

В этом случае уравнение смешения топлива с воздухом запишется в следующем виде:

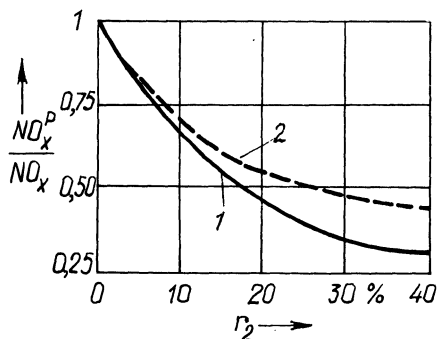
$$f = \frac{G_\tau R_\kappa^2 K}{G_B R_0^2} I_0(2Kr/R_0) e^{-K(1+r^2/R_0^2)},$$

где f — местное отношение топлива к воздуху; K — численный комплекс: $K = WR_0^2/(4D_\tau - X)$; I_0 — функция Бесселя нулевого порядка.

6. Уравнение теплового баланса реагирующей среды. Теплообмен с окру-

Рис. 1. Влияние искусственной рециркуляции газов на снижение выхода оксидов азота при двухступенчатом сжигании жидкого топлива:

1 — кинетическая область горения; 2 — кинетическо-диффузионная область горения



жающей средой моделировался взаимодействием реагирующей среды с облучателем, температура которого принималась равной температуре газов после окончания горения.

Уравнение теплового баланса реагирующей среды запишется следующим выражением [5]:

$$c_v \rho \frac{dl}{d\tau} = \sum g_i W_i - \alpha \frac{S}{V} (T - T_0),$$

где c_v — теплоемкость продуктов сгорания; ρ — плотность; g_i , W_i — тепловые эффекты и скорости отдельных стадий; α — коэффициент теплоотдачи; T — средняя температура газовой смеси; T_0 — температура газов после окончания горения.

7. Уравнение изменения содержания реагирующих реагентов. Изменение содержания реагирующих реагентов во времени в общем виде описывается кинетическим дифференциальным уравнением вида

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

где K_{jkl} , K_{mnp} — кинетические константы скоростей реакций; $C_{j,k,l,m,n,p}$ — содержание реагирующих реагентов.

Применительно к кинетической модели горения жидкого топлива, приведенной в [5], составлено еще 34 кинетических дифференциальных уравнений, которые входят в математическую модель горения жидкого топлива в кинетическо-диффузионной области.

Расчеты выполнены на ЭВМ БЭСМ-6 применительно к горению мазута в кинетическо-диффузионной области, аналогично, как показано в работе [5]. Приведем основные результаты расчетов.

На рис. 1 показано влияние рециркуляции дымовых газов на снижение выхода оксидов азота при двухступенчатом сжигании мазута. Как видно на рис. 1, рециркуляция дымовых газов в первичный воздух является достаточно эффективным средством снижения выхода оксидов азота. Так, например, для степени рециркуляции газов $r_r = 30\%$ при горении жидкого топлива в кинетическо-диффузионной области снижение выхода оксидов азота составляет 0,54, а при горении в кинетической области — 0,62. Отсюда видно, что рециркуляция дымовых газов в кинетическо-диффузионной области горения жидкого

топлива снижает выход оксидов азота не в такой степени, как при горении в кинетической области. Это можно объяснить тем, что при горении в кинетическо-диффузионной области смешение газов происходит хуже, чем в кинетической области.

Расчеты показывают, что доля первичного воздуха при двухступенчатом сжигании жидкого топлива существенно влияет на выход оксидов азота. Оптимальная доля первичного воздуха находится в пределах 0,75–0,83, при которой выход оксидов азота имеет минимальное значение. Однако этот показатель по абсолютному значению несколько выше, чем при горении в кинетической области. Это можно объяснить неполным смешением топлива с воздухом при горении в кинетическо-диффузионной области.

Предложенная математическая модель горения жидкого топлива в кинетическо-диффузионной области позволяет исследовать влияние различных факторов на процесс горения топлива и выход оксидов азота и серы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л о й ц н я н с к и й Л.Г. Механика жидкости и газа. – М., 1973. – 619 с. 2. Ж и х а р Г.И. Расчетное исследование горения жидкого топлива в циклонной камере // Изв. вузов. Энергетика. – 1982. – № 6. – С. 68–73. 3. Основы практической теории горения / Под ред. В.В.Померанцева. – Л.: Энергоиздат, 1986. – 300 с. 4. Процессы горения / Под ред. Б. Льюиса и др. – М., 1961. – 356 с. 5. Ж и х а р Г.И., Б о г д а н о в и ч И.Г., К е д а Н.П. Расчетное исследование образования оксидов азота и серы при сжигании мазута // Науч. и прикл. пробл. энергетики. – Мн.: Выш. шк., 1986. – № 13. – С. 27–41.

III. ТЕПЛОФИЗИКА

УДК 621.762:669

А.Н. АБРАМЕНКО, А.С. КАЛИНИЧЕНКО,
М.А. АНТОНЕВИЧ, Э.Д. СЫЧИКОВ

РАСЧЕТ СКОРОСТИ ОХЛАЖДЕНИЯ И ТОЛЩИНЫ ЛЕНТ, ПОЛУЧАЕМЫХ ЗАКАЛКОЙ ИЗ ЖИДКОГО СОСТОЯНИЯ

В настоящее время все большее распространение получают процессы сверхбыстрого охлаждения расплавов, в том числе закалка из жидкого состояния, которые позволяют получать материалы с физико-механическими свойствами, значительно превосходящие аналогичные из традиционных сплавов [1]. Важным элементом в теоретическом плане является определение скоростей охлаждения, при обеспечении которых фиксируются мелкокристаллические и аморфные состояния. В работах [2–4] сделаны аналитические расчеты этих скоростей. Недостатком таких расчетов является значительное количество упрощений и допущений, в частности не учитывается теплообмен ленты и валка с окружающей средой, переменность теплофизических характеристик и т. д. Решение сопряженной задачи, учитывающей в комплексе основных факторов на скорость охлаждения, возможно провести только численным методом.

В литературе имеются работы по определению толщины формирующегося слоя как при экстракции расплава [5, 6], так и при спиннинговании (литье на один вращающийся валок) [7, 8]. Расчеты применительно к процессу спиннингования основаны либо на обработке экспериментальных результатов [7], либо на анализе вихревого течения расплава, захватываемого валком [6], либо учитывают скорость объемного течения [8]. Представленные расчетные формулы в одном случае сложны для применения, в другом – пригодны только для частных случаев.

Поэтому в настоящей работе ставилась задача численного расчета скорости охлаждения слоя расплава, толщина которого рассчитывалась для конкретных технологических условий литья применительно к процессу спиннингования. Исходя из поставленной задачи рассмотрены параметры, влияющие на формирование толщины ленты.

Предложена модель процесса формирования, которая основана на посылке, что растекание и удержание слоя расплава на периферии вращающегося валка происходит за счет сил поверхностного натяжения. Такая модель имеет смысл только в случае смачивания материала валка-кристаллизатора жидким металлом. Были выполнены расчеты для двух схем подвода расплава: подачи под действием металлостатического напора (спиннингование); за счет захвата валком, соприкасающимся с объемом расплава (литье намораживанием) [7].

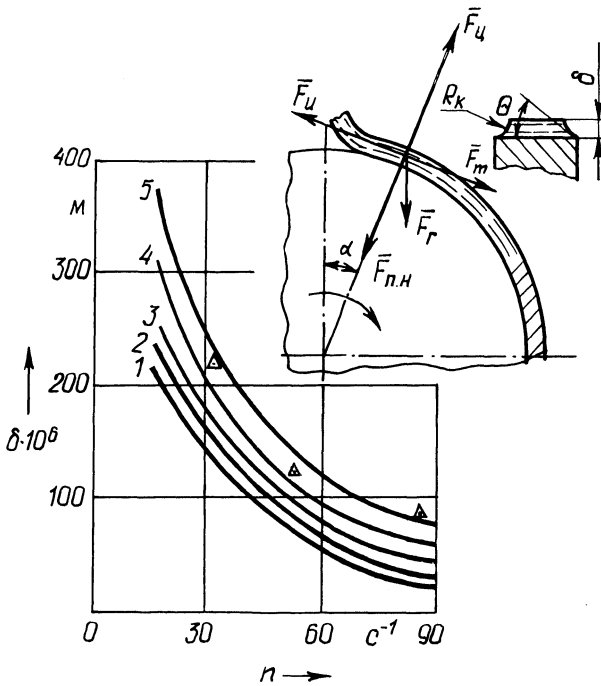


Рис. 1. Зависимость толщины ленты от числа оборотов валька при подаче расплава под действием металлостатического напора:

1 - 5 - $R_B = 0,5; 0,4; 0,3; 0,2; 0,1$ м

При подаче расплава под действием металлостатического напора (рис. 1) расчет толщины основывается на анализе баланса сил, действующих на элементарный участок расплава. Силы трения $\bar{F}_т$, гравитации $\bar{F}_г$ и поверхностного натяжения $\bar{F}_п.н$ удерживают расплав на вальке, центробежная сила $\bar{F}_ц$ и сила инерции $\bar{F}_и$ срывают его. В векторной форме баланс сил

$$\bar{F}_т + \bar{F}_г + \bar{F}_п.н + \bar{F}_ц + \bar{F}_и = 0. \quad (1)$$

Частица жидкого металла захватывается только в том случае, когда сила инерции равна силе трения.

Центробежная сила, силы гравитации и поверхностного натяжения выражаются:

$$\bar{F}_ц = 4\pi^2 n^2 \rho \delta R_B A; \quad (2)$$

$$\bar{F}_г = \rho \delta g A \cos \alpha; \quad (3)$$

$$\bar{F}_п.н = \frac{\sigma}{\delta} A \cos \theta, \quad (4)$$

где n - частота вращения валька, c^{-1} ; δ - толщина ленты, м; A - площадь частицы расплава, m^2 ; ρ - плотность расплава, kg/m^3 ; α - угол наклона литнико-

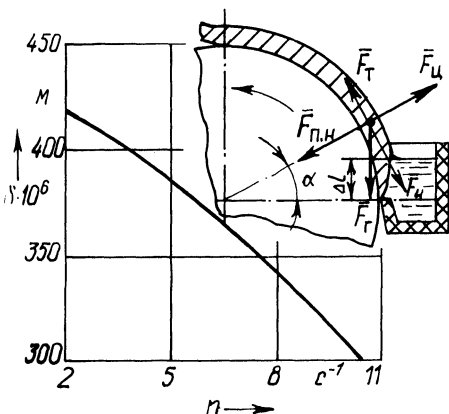


Рис. 2. Расчетная зависимость толщины ленты от числа оборотов вала при литье намораживанием:

$$R_B = 0,3 \text{ м}$$

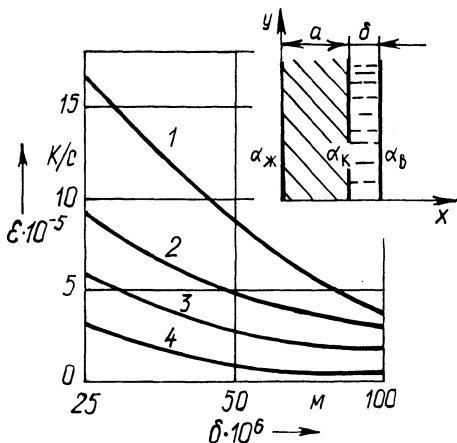


Рис. 3. Зависимость скорости охлаждения ленты от ее толщины при разных коэффициентах теплообмена:

$$T_{кр} = 173 \text{ К}; 1 - \alpha = 15 \cdot 10^4; 2 - \alpha = 75 \cdot 10^3; 3 - \alpha = 50 \cdot 10^3; 4 - \alpha = 15 \cdot 10^3 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$$

вой системы, град; σ – поверхностное натяжение; θ – контактный угол смачивания, град.

Решая уравнения (2) – (4), находим максимальную толщину жидкометаллической ленты, сформировавшейся на вращающемся валке-кристаллизаторе

$$\delta = \sqrt{\frac{\sigma \cos \theta}{4\rho n^2 R_B - \rho g \cos \alpha}} \quad (5)$$

Когда гравитационное ускорение составляет менее 5% центробежного, формула (5) упрощается

$$\delta = \frac{1}{2\pi n} \sqrt{\frac{\sigma \cos \theta}{\rho R_B}}$$

При захвате расплава валком из открытой литниковой коробки (рис. 2) баланс сил инерции и трения выразится следующим образом:

$$\overline{F}_Г + f(\overline{F}_{П.Н} + \overline{F}_Ц) + \overline{F}_И = 0. \quad (6)$$

Если сделать допущение, что захваченная частица жидкого металла, разгоняясь на участке Δl до линейной скорости v_0 движется равноускоренно, то ее ускорение

$$a_ч = v_0^2 / (2\Delta l), \quad (7)$$

где Δl – высота свободного слоя расплава.

В таком случае коэффициент трения f выразится из формулы (6) с учетом выражений (2), (4) и (7):

$$f = \frac{\rho \delta (a_{\text{ч}} + g \cos \alpha)}{\sigma \cos \theta / \delta - 4\pi^2 n^2 R_{\text{в}} \rho \delta + \rho \delta g \sin \alpha}, \quad (8)$$

где $R_{\text{в}}$ – радиус вала, м.

Из уравнения (8) находится толщина формируемой ленты

$$\delta = \sqrt{\frac{f \sigma \cos \theta}{\rho (a_{\text{ч}} + g \cos \alpha + 4f \pi^2 n^2 R_{\text{в}} - fg \sin \alpha)}}.$$

При определении скорости охлаждения сформировавшегося слоя расплава определенной толщины (в зависимости от условий разливки) решается система уравнений, куда входят:

уравнение теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}; \quad (9)$$

уравнение, описывающее теплообмен между валком и охлаждающей средой (рис. 3)

$$\alpha_{\text{ж}} (T_{\text{кр}} - T_{\text{ж}}) = -\lambda_{\text{кр}} \frac{\partial T_{\text{кр}}}{\partial x}, \quad x = 0, \quad (10)$$

уравнения, описывающие контактный теплообмен между лентой и подложкой

$$-\lambda_{\text{л}} \frac{\partial T_{\text{л}}}{\partial x} = \alpha_{\text{к}} (T'_{\text{л}} - T'_{\text{кр}}), \quad x = a; \quad (11)$$

$$-\lambda_{\text{к}} \frac{\partial T_{\text{кр}}}{\partial x} = \alpha_{\text{к}} (T'_{\text{л}} - T'_{\text{кр}}), \quad x = a, \quad (12)$$

уравнение, описывающее теплообмен между лентой и окружающей средой

$$\alpha_{\text{в}} (T_{\text{л}} - T_{\text{в}}) = -\lambda \frac{\partial T_{\text{л}}}{\partial x}, \quad x = a + b, \quad (13)$$

где κ – коэффициент температуропроводности, м²/с; T – температура, К; T' – температура контакта, К; x – координата, м; a – коэффициент теплообмена, Вт/(м² · К); a – толщина кристаллизатора, м; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м · К); индексы: в – воздух, ж – жидкость, к – контакт, кр – кристаллизатор, л – лента.

Коэффициент теплообмена между лентой и кристаллизатором подсчитывается как отношение теплопроводности слоя воздуха к средней высоте микронеровностей поверхности контакта.

Задача решалась на ЭВМ численным методом.

Для расчета толщины лент необходимо определение контактного угла сма-

чивания. По высоте слоя расплава, удержавшегося в капилляре, экспериментально установлено, что угол смачивания алюминием меди (с учетом усадки при затвердевании) равен $50-55^\circ$ при $\sigma = 0,86 \text{ Н/м}$.

Влияние частоты вращения валка на толщину образуемой ленты при подаче расплава под металлостатическим давлением приведено на рис. 1. Расчетные результаты сопоставлялись с экспериментальными, полученными на установке с радиусом $R_v = 0,1 \text{ м}$ при частоте вращения 33, 50, 83 с^{-1} . Можно отметить, что эксперимент и расчет хорошо согласуются.

На установке, работающей по принципу захвата расплава из открытой литниковой коробки, имеющей медный валок радиусом $0,3 \text{ м}$ и литниковую систему, наклоненную под углом $17,5^\circ$, были проведены эксперименты при частоте вращения $2,67 \text{ с}^{-1}$. Нормальное протекание процесса обеспечивалось при свободной высоте слоя расплавленного алюминия $3,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$. Эксперименты позволили определить коэффициент трения между расплавом и стенкой кристаллизатора $f \approx 0,3$. На основании полученных данных были проведены расчеты зависимости толщины ленты от частоты вращения валка (см. рис. 2).

Расчет скорости охлаждения проводился для лент из алюминиевых сплавов, охлаждаемых на медной подложке при различных значениях коэффициента теплообмена между расплавом и кристаллизатором. Результаты расчета показали большое влияние этого параметра на скорость охлаждения. Их значения для лент толщиной $(25-100) \cdot 10^{-6} \text{ м}$ варьировали в пределах $10^6 - 10^5 \text{ К/с}$. Такая интенсивность охлаждения обеспечивала получение образцов с мелкодисперсной структурой и повышенными механическими свойствами.

В настоящей работе проведен расчет размеров и скоростей охлаждения лент, сформированных в процессе высокоскоростного затвердевания при литье на один вращающийся валок. Большая скорость затвердевания позволила получить аморфную или мелкодисперсную структуру, что было подтверждено металлографическими исследованиями. Образцы имели повышенные механические свойства по сравнению с такими же материалами, полученными методами литья.

ЛИТЕРАТУРА

1. Андриевский Р.А., Нурдин А.А. Аморфные и ультрадисперсные порошки и материалы на их основе // Порошковая металлургия. — М.: ВИНТИ АН СССР, — 1986. — Т. 2. — С. 3–64.
2. Миросниченко И.С. Закалка из жидкого состояния. — М.: Металлургия, 1982. — 168 с.
3. Об определении скорости охлаждения при закалке из жидкого состояния / Ю.К. Кавнерский, Н.П. Болотина, А.А. Раваев и др. // Изв. АН СССР. Металлы. — 1983. — № 4. — С. 76–79.
4. Иванова О.А., Шейхалиев Ш.М. Расчет скорости охлаждения при закалке из жидкого состояния // Изв. АН СССР. Металлы. — 1985. — № 5. — С. 70–73.
5. Васильев В.А., Митин П.С. О получении метастабильных материалов закалкой из расплава // Изв. АН СССР. Металлы. — 1982. — № 6. — С. 71–76.
6. Antoin T.R., Cline H.E. A Fluid-Flow Temperature Model for the Casting of Amorphous Metal Ribbon by Melt Extraction // J. Appl. Phys. — 1979. — V. 50. : N 1. — P. 239–244.
7. Кавнерский Ш. Принципы производства. — Металлические стекла // Под ред. Дж. Дж. Гилмана, Х. Дж. Лими: Пер. с англ. — М.: Металлургия, 1984. — С. 39–66.
8. Золотухин И. В. Физические свойства аморфных металлических материалов. — М.: Металлургия, 1986. — 176 с.

ЧИСЛЕННО-АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ТЕМПЕРАТУР УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ И НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ РАДИАЦИОННО-КОНВЕКТИВНОМ НАГРЕВЕ МАССИВНЫХ ПЛАСТИН

В работе рассматриваются закономерности появления термических напряжений и деформаций по сечению массивной однородной пластины при организации на ее поверхности высокотемпературного теплового потока излучением и конвекцией.

Рассмотрим квазистатическую, несвязанную задачу термоупругопластичности [1, 2] для конкретных реальных условий нагрева. Такой подход возможен, так как возникающая вследствие этого погрешность итоговых вычислений за счет пренебрежения инерционным эффектом и эффектом связанности полей температур и деформаций для данного класса задач практически мала [3-5].

Задача по определению полей температур, напряжений и деформаций решена последовательно для инерционного ($0 \leq \tau \leq \tau_0$) и регулярного ($\tau_0 \leq \tau < \infty$) этапов нагрева (распространения теплоты).

Используя линейную аппроксимацию теплофизических характеристик для исследуемых марок сталей, имеем исходную температурную задачу [6]:

$$\frac{\partial}{\partial X} (1 + \epsilon_c \theta) \frac{\partial \theta}{\partial Fo} = (1 + \epsilon_\lambda \theta) \frac{\partial \theta}{\partial X} ;$$

$$\theta(X, Fo)|_{Fo=0} = \theta_0 = \text{const}; \quad (1 + \epsilon_\lambda) \frac{\partial \theta}{\partial X} = \bar{q} = \text{Sk}(1 - \theta_n^4) +$$

$$+ \text{Bi}(1 - \theta_n) ,$$

где $X = x/L$; $\theta = T(x, \tau)/T_c$; $\theta_n = (t_n + 273)/(t_c + 273)$; $Fo = a\tau/L^2$ — соответственно безразмерные координата, температура текущая и поверхности, время; $\epsilon_\lambda = \delta_\lambda T_c/\lambda$; $\epsilon_c = \delta_c T_c/c_v$; δ_λ и δ_c — тангенсы угла наклона.

В безразмерных переменных задача имеет вид:
для инерционного этапа

$$Fo_n = (1 - \beta^2) \frac{1 + \epsilon_c \theta_0}{6(1 + \epsilon_\lambda \theta_0)} ; \quad 0 \leq \beta \leq 1;$$

$$\theta_n(X; \tau) = \theta_0 + (\theta_{ни} - \theta_0) \frac{X^2 - \beta^2 + 2\beta^2 \ln(\beta/X)}{1 - \beta^2 + 2\beta^2 \ln \beta} ;$$

$$\theta_{ни} = \theta_0 + \frac{(\text{Sk}(1 - U^4) + \text{Bi}(1 - U))(1 - \beta^2 + 2\beta^2 \ln \beta)}{2(1 + \epsilon_\lambda U)(1 - \beta^2) + \text{Bi}(1 - \beta^2 + 2\beta^2 \ln \beta)} ;$$

для регулярного этапа:

$$\theta_{n,i} = \theta_{n,i-1} + \frac{3(Fo_i - Fo_{i-1})(2 + \epsilon_\lambda \theta_{n,i-1} \bar{q})}{3(1 + \epsilon_c \theta_{n,i-1}) + (4Sk^3 + Bi)(1 + \epsilon_c \theta_{n,i+1})};$$

$$\theta(x, Fo) = \theta_{ni} - \frac{1}{2} \frac{\bar{q}}{1 + \epsilon_\lambda \theta_{n,i-1}} (1 - X^2).$$

Полагаем, что края массивной пластины свободны от нагрузок. Рассмотрение несвязанной термомеханической задачи позволяет учесть зависимость физико-механических свойств материала пластины от температуры [7].

В работе используются справочные сведения о зависимости физико-механических характеристик материала от температуры [8–10]. Однако отмеченные данные, особенно для области высоких температур, близких к температуре плавления, либо даны с большой погрешностью, либо вообще не охватывают необходимую область (интервал) температур. Поэтому полученные в настоящей работе результаты следует рассматривать как оценочные (качественные), цель которых – показать, насколько важно учитывать зависимость физико-механических свойств материала от температуры и какие практические рекомендации из этих расчетов вытекают.

В соответствии с принятыми направлениями координатных осей, используя условие совместности деформаций и условия равновесия (в предположении, что $\sigma_{xx} \approx 0$), получим [7]:

$$\sigma = \sigma_{yy} = \sigma_{zz} = \frac{E}{1 - \nu} (a + bx - \epsilon_p - \alpha T),$$

где σ – напряжение; E – модуль упругости Юнга (первого рода); ν – коэффициент Пуассона; a , b – расширение и кривизна средней поверхности пластины соответственно; ϵ_p – пластическая деформация; α – линейный коэффициент температурного расширения; T – температура пластины ($T = T(x)$). Определяем значения коэффициентов расширения и кривизны:

$$a = \int_{-1}^1 \frac{E \alpha T}{1 - \nu} (A_1 - A_2 x) dx + \int_{-1}^1 \frac{E \epsilon_p}{1 - \nu} (A_1 - A_2 x) dx;$$

$$b = \int_{-1}^1 \frac{E \alpha T}{1 - \nu} (A_3 x - A_2) dx + \int_{-1}^1 \frac{E \epsilon_p}{1 - \nu} (A_3 x - A_2) dx,$$

где

$$A_1 = \frac{1}{\Delta} \int_{-1}^1 \frac{E x^2}{1 - \nu} dx; \quad A_2 = \frac{1}{\Delta} \int_{-1}^1 \frac{E x}{1 - \nu} dx;$$

$$A_3 = \frac{1}{\Delta} \int_{-1}^1 \frac{E}{1 - \nu} dx;$$

Табл. 1. Изменение упругих $\epsilon_{и}$, пластических $\epsilon_{р}$ деформаций и напряжений σ на поверхности и в центре массивной пластины при продолжительном нагреве перед прокаткой

τ, c	Расчетное сечение	$t, ^\circ C$	$\epsilon_{и}$	$\epsilon_{р}$	$\sigma, \text{МПа} \cdot 10^{-1}$	Признак нагрузки
360	П	195	-0,00122	-0,00071	-36,08	0
	Ц	20	0,00062	0	18,90	0
2160	П	451	-0,00097	-0,00079	-25,90	0
	Ц	320	0,00075	0	21,40	0
3960	П	659	-0,00054	-0,00315	-12,69	0
	Ц	527	0,00082	0,00013	20,79	0
5760	П	821	0,00030	-0,00266	6,05	2
	Ц	705	-0,00004	0,00030	-0,88	1
7560	П	921	0,00022	-0,00213	3,77	2
	Ц	828	-0,00010	0,00030	-2,05	1
9360	П	999	0,00026	-0,00185	3,92	2
	Ц	924	-0,00018	0,00030	-3,15	1
11160	П	1059	0,00030	-0,00163	3,89	2
	Ц	998	-0,00026	0,00030	-3,80	1
12960	П	1106	0,00033	-0,00146	3,78	2
	Ц	1056	-0,00030	0,00029	-3,90	2
14760	П	1125	0,00034	-0,00128	3,71	2
	Ц	1086	-0,00031	0,00025	-3,84	2
16560	П	1154	0,00035	-0,00116	3,58	2
	Ц	1122	-0,00034	0,00024	-3,72	2
18360	П	1177	0,00037	-0,00107	3,46	2
	Ц	1151	-0,00035	0,00024	-3,60	2
20160	П	1196	0,00038	-0,00101	3,35	2
	Ц	1174	-0,00037	0,00022	-3,48	2

Примечания: П – поверхность; Ц – центральная плоскость; 0 – нагрузка; 1 – разгрузка; 2 – обратное течение.

$$\Delta = \int_{-1}^1 \frac{E dx}{1-\nu} \int_{-1}^1 \frac{E x^2}{1-\nu} dx - \left(\int_{-1}^1 \frac{E x}{1-\nu} dx \right)^2.$$

Полученное интегральное уравнение Фредгольма, аналогичное [7], решалось методом итераций. Предполагалось, что пластина изготовлена из стабильно пластичного материала с линейным анизотропным упрочнением [11]. Алгоритм решения реализован на ЕС ЭВМ, проверен на тестовых примерах, которые показали совпадение с различными случаями одновременной и неодновременной нагрузки и разгрузки, рассчитанных иными методами, например [5, 12]. Для случая неодновременной по толщине пластины разгрузки [12] шаг по времени ΔFo должен быть выбран достаточно малым. Абсолютная погрешность для сравниваемых вариантов не превышает 1,0–1,5%.

В качестве расчетного примера рассмотрим продолжительный нагрев стальной пластины в печи перед прокаткой.

Исходные данные для расчета: толщина $2L = 0,27$ м; марка стали 45, при этом $\delta_\lambda = -0,02042$; $\delta_\epsilon = 2,47$; технологические ограничения – температура поверхности $T_n = (1190 + 273)$ К и $\Delta t = 20-25$ К; режим нагрева трехступенчатый.

Из приведенных расчетных результатов (табл. 1) следует, что необходимого температурного перепада Δt и температур поверхности массивная пластина достигает через 5,5 ч, причем в течение всей продолжительности нагрева регулярного этапа температурный перепад уменьшается. Анализ изменения температурных напряжений показывает, что своего максимального значения (360 МПа) они достигают к моменту окончания инерционного этапа ($Fo = Fo^\circ$). В дальнейшем напряжения постепенно уменьшаются. Из рис. 1 видно, что в начальном периоде упругопластические деформации развиваются от тепловоспринимающей поверхности к центру пластины. Затем на последующих временных интервалах происходит развитие зон от периферии к центру и от центра к периферии. Заметим, что упругая зона по мере проявления пластических деформаций уменьшается. Как следует из табл. 1, несмотря на значительные температуру поверхности и температурные перепады Δt , к моменту окончания всего процесса нагрева упругопластическая зона не охватывает всего поперечного сечения пластины. Отмеченное замечание позволяет предска-

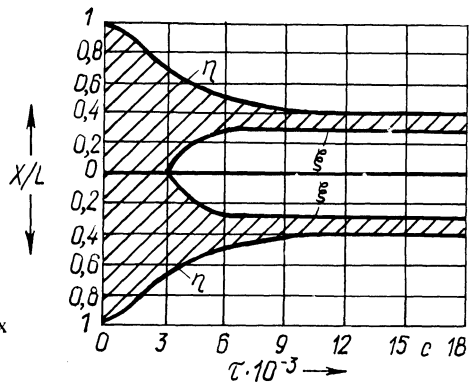


Рис. 1. Распределение упругопластических зон в плоском слитке при продолжительном нагреве

зать порывы плоских слитков и заготовок при прокатке на обжимных и листовых станах. Упругопластическое состояние деформаций материала по всему сечению возможно достигнуть при увеличении процесса выдержки металла в печи.

ЛИТЕРАТУРА

1. Н о в а ц к и й В. Теория упругости. — М.: Мир, 1975. — 872 с.
2. К о в а л е н к о А.Д. Основы термоупругости. — Киев: Наук. думка, 1970. — 308 с.
3. Б о л и Б., У э й н е р Дж. Теория температурных напряжений. — М.: Мир, 1964. — 518 с.
4. Т а к е н т Y. Foundations for coupled thermoelasticity // Journal of thermal stresses. — 1979. — No. 3—4. — P. 323—339.
5. Т а к е н т Y., F u r u k a v a T. Some considerations on thermal shock problems in a plate // Transactions of the ASME // Journal of Applied Mechanics. — 1981. — No. 48. — P. 113—118.
6. Т и м о ш п о л ь с к и й В.И. Инженерный способ расчета массивных тел в условиях лучистого теплообмена // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1986. — № 7. — С. 124—127.
7. М е н д е л ь с о н А., С п е р о С. Общее решение упругопластического температурного напряженного состояния пластины из упрочняющего материала с произвольными свойствами // Прикладная механика. — 1962. — № 1. — С. 168—176.
8. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике / Под ред. Б.Е. Неймарка. — М.; Л.: Энергия, 1967. — 240 с.
9. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур / Под ред. Н.И. Безухова. — М.: Машиностроение, 1965. — 567 с.
10. Л и б е р м а н Л.Я., П е й с и х и с М.И. Справочник по свойствам сталей, применяемых в котлотурбостроении / Под ред. А.А. Канаева. — М.; Л.: Машгиз, 1958. — 408 с.
11. Термопрочность деталей машин / Под ред. И.А. Биргера. — М.: Машиностроение, 1975. — 455 с.
12. П а р к е с Е. Напряжение в упругопластическом стержне при внезапном изменении температуры его поверхности // Прикладная математика (русский перевод). — 1961. — № 3. — С. 134—139.

УДК 621.923

А.В. КОЧЕТКОВ, В.И. БУХШТЕЙН,
И.А. ДАВЫДОВ, И.А. ТРУСОВА

ОБ ОДНОМ МЕТОДЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЕ

Одной из важных задач теплофизики резания является определение температурного поля в режущем инструменте, так как с этим полем связаны его температурные деформации и термические напряжения, что в конечном счете влияет на точность обработки и работоспособность инструмента. Особенно актуальным является решение этих задач при обработке резанием пластинами из сверхтвердых материалов (СТМ), когда в условиях снятия тонких стружек тешловые явления становятся первостепенными и в основном определяют механизм и интенсивность протекания процессов в зоне резания.

В данное время применяются два принципиально разных вида режущих пластин из СТМ — цельные и двухслойные. Причем результаты исследований режущих свойств этих пластин отличаются друг от друга [1—4]. Многие исследователи обосновывают свои выводы экспериментальными данными, а теоретические данные отсутствуют.

Настоящая работа посвящена теоретическому исследованию температурных полей в цельных и двухслойных пластинах из СТМ. Их необходимость обусловлена, во-первых, значительными сложностями при использовании экспериментальных методов определения температуры в рассматриваемых пластинах, а во-вторых тем, что в работах [5–7], посвященных определению температурного поля в зоне резания, практически не рассмотрены многослойные инструменты.

Для определения температурных полей в цельных и двухслойных пластинах рассмотрим дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности для прямоугольной пластины ($0 \leq x \leq b, 0 \leq y \leq l$)

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad (1)$$

где T – интегральная характеристика температуры пластины: $T = T(x, y, t)$; a – коэффициент температуропроводности: $a = k/(C\rho)$; k – коэффициент теплопроводности материала пластины; C – удельная теплоемкость; ρ – плотность материала.

К уравнению (1) необходимо присоединить начальное

$$T(x, y, 0) = f(x, y) \quad (2)$$

и граничные условия

$$T(0, y, t) = \varphi(y, t), \quad T(b, y, t) = \nu(y, t), \quad (3)$$

$$T(x, 0, t) = \psi(x, t), \quad T(x, l, t) = \theta(x, t). \quad (4)$$

Если определить функцию Грина $G(x, y, t, \xi, \eta, \tau)$ уравнения (1) при нулевых начальном (2) и граничных условиях (3), (4), то решение задачи (1)–(4) представится в виде интеграла

$$T(x, y, t) = \iint_{(\Omega)} G(x, y, t; \xi, \eta, 0) f(\xi, \eta) d\xi d\eta + \\ + a^2 \int_0^t \oint_{(L)} \frac{\partial G}{\partial n} \Big|_{(\xi, \eta) \in (L)} T(\xi, \eta, \tau) d\xi d\eta L d\tau, \quad (5)$$

где n – внутренняя нормаль к кривой (L) в рассматриваемой точке (ξ, η) .

Функцию Грина уравнения (1) для прямоугольной области (Ω) (рис. 1,а), используя метод разделения переменных, можно записать в виде двойного ряда

$$G(x, y, t; \xi, \eta, \tau) = \frac{4}{bl} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} l^{-r_{mn}^2} (t-\tau) \sin \frac{m\pi x}{b} \times \\ \times \sin \frac{n\pi y}{l} \sin \frac{m\pi \xi}{b} \sin \frac{n\pi \eta}{l}; \quad r_{mn}^2 = a^2 \pi^2 (m^2/b^2 + n^2/l^2). \quad (6)$$

После подстановки функции Грина (6) в решение (5) получим функцию температуры $T(x, y, t)$, которую представим следующим образом:

$$T(x, y, t) = \sum_{i=1}^5 T^{(i)}(x, y, t);$$

$$T^{(1)}(x, y, t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} f_{mn} \vartheta_{mn}(x, y, t); \quad (7)$$

$$\vartheta_{mn}(x, y, t) = \sin \frac{m\pi x}{b} \sin \frac{n\pi y}{l} l^{-r_{mn}^2 t};$$

$$f_{mn} = \frac{4}{bl} \int_0^b \int_0^l f(\xi, \eta) \sin \frac{m\pi \xi}{b} \sin \frac{n\pi \eta}{l} d\xi d\eta;$$

$$T^{(2)}(x, y, t) = a^2 \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \varphi_{mn} \frac{m\pi}{b} \vartheta_{mn}(x, y, t); \quad (8)$$

$$\varphi_{mn} = \frac{4}{bl} \int_0^l \int_0^t \varphi(\eta, \tau) \sin \frac{n\pi \eta}{l} l^{r_{mn}^2 \tau} d\tau d\eta;$$

$$T^{(3)}(x, y, t) = -a^2 \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \nu_{mn} \frac{m\pi}{b} (-1)^m \vartheta_{mn}(x, y, t); \quad (9)$$

$$\nu_{mn} = \frac{4}{bl} \int_0^l \int_0^t \nu(\eta, \tau) \sin \frac{n\pi \eta}{l} l^{r_{mn}^2 \tau} d\tau d\eta;$$

$$T^{(4)}(x, y, t) = a^2 \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \psi_{mn} \frac{n\pi}{l} \vartheta_{mn}(x, y, t); \quad (10)$$

$$\psi_{mn} = \frac{4}{bl} \int_0^b \int_0^t \psi(\xi, \tau) \sin \frac{m\pi \xi}{b} l^{r_{mn}^2 \tau} d\tau d\xi;$$

$$T^{(5)}(x, y, t) = -a^2 \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \theta_{mn} \frac{n\pi}{l} (-1)^n \vartheta_{mn}(x, y, t); \quad (11)$$

$$\theta_{mn} = \frac{4}{bl} \int_0^b \int_0^t \theta(\xi, \tau) \sin \frac{m\pi \xi}{b} l^{r_{mn}^2 \tau} d\tau d\xi.$$

Рассмотрим аналогичную задачу для двухслойной пластинки. Подстановка задачи в этой случае принимает вид:

$$C_1 \rho_1 \frac{\partial T_1}{\partial t} = k_1 \left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_1}{\partial y^2} \right), \quad 0 < x \leq b, \quad 0 < y < h, \quad 0 < t < \infty, \quad (12)$$

$$C_2 \rho_2 \frac{\partial T_2}{\partial t} = k_2 \left(\frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_2}{\partial y^2} \right), \quad 0 \leq x < b, \quad h < y < l, \quad 0 < t < \infty, \quad (13)$$

с начальными

$$T_1(x, y, 0) = f_1(x, y), \quad 0 \leq x \leq b, \quad 0 \leq y < h;$$

$$T_2(x, y, 0) = f_2(x, y), \quad 0 \leq x \leq b, \quad h < y \leq l$$

и граничными условиями

$$T_1(0, y, t) = \varphi_1(y, t), \quad 0 \leq y < h, \quad 0 \leq t < \infty;$$

$$T_2(0, y, t) = \varphi_2(y, t), \quad h < y \leq l, \quad 0 \leq t < \infty;$$

$$T_1(b, y, t) = v_1(y, t), \quad 0 \leq y < h, \quad 0 \leq t < \infty;$$

$$T_2(b, y, t) = v_2(y, t), \quad h < y \leq l, \quad 0 \leq t < \infty;$$

$$T_1(x, 0, t) = \psi(x, t), \quad 0 \leq x \leq b, \quad 0 \leq t < \infty;$$

$$T_2(x, l, t) = \theta(x, t), \quad 0 \leq x \leq b, \quad 0 \leq t < \infty.$$

Условия сопряжения при $y = h$

$$T_1(x, h, t) = T_2(x, h, t); \quad k_1 \frac{\partial T_1(x, h, t)}{\partial y} = k_2 \frac{\partial T_2(x, h, t)}{\partial y}.$$

Функцию (матрицу) Грина уравнений (12), (13) для прямоугольной области (рис. 1, б) в этом случае также можно представить в виде двойного ряда

$$G(x, y, t; \xi, \eta, \tau) = \begin{pmatrix} G_{11}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) & G_{12}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) \\ G_{21}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) & G_{22}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) \end{pmatrix}, \quad (14)$$

$$G_{11}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \Delta_{mn} U_m(x; \xi) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} y}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} \times$$

$$\times \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} \eta}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} l^{-\gamma_{mn}^2(t-\tau)}, \quad U_m(x; \xi) = \sin \frac{m\pi x}{b} \sin \frac{m\pi \xi}{b},$$

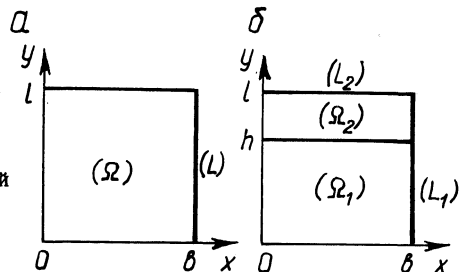


Рис. 1. Функция Грина для прямоугольной области:

a — для цельной пластины; b — для двух-
слойной пластины

$$\Delta_{mn} = 4 / \left(b \left(\frac{c_1 \rho_1 h}{\sin^2 \bar{\omega}_{mn} h} + \frac{c_2 \rho_2 (l-h)}{\sin^2 \bar{\omega}_{mn} (l-h)} \right) \right);$$

$$G_{12}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \Delta_{mn} U_m(x, \xi) \times \\ \times \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} y}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-\eta)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} l^{-\gamma_{mn}^2 (t-\tau)};$$

$$G_{21}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \Delta_{mn} U_m(x, \xi) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-y)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} \times \\ \times \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} \eta}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} l^{-\gamma_{mn}^2 (t-\tau)};$$

$$G_{22}(x, y, t; \xi, \eta, \tau) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \Delta_{mn} U_m(x, \xi) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-y)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} \times \\ \times \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-\eta)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} l^{-\gamma_{mn}^2 (t-\tau)};$$

$$\bar{\omega}_{mn}^2 = \frac{c_1 \rho_1}{k_1} \gamma_{mn}^2 - \frac{m^2 \pi^2}{b^2}, \quad \bar{\omega}_{mn}^2 = \frac{c_2 \rho_2}{k_2} \gamma_{mn}^2 - \frac{m^2 \pi^2}{b^2},$$

γ_{mn}^2 ($m = 1, 2, \dots; n = 1, 2, \dots$) – корни трансцендентного уравнения

$$k_1 \bar{\omega}_{mn} \operatorname{ctg} \bar{\omega}_{mn} h = k_2 \bar{\omega}_{mn} \operatorname{ctg} \bar{\omega}_{mn} (l-h).$$

После подстановки матрицы Грина (14) в решение (5) получим функцию температуры $T(x, y, t)$, которую представим в виде

$$T(x, y, t) = \sum_{i=1}^5 T^{(i)}(x, y, t),$$

где

$$T(x, y, t) = \begin{pmatrix} T_1(x, y, t) \\ T_2(x, y, t) \end{pmatrix}, \quad T^{(i)}(x, y, t) = \begin{pmatrix} T_1^{(i)}(x, y, t) \\ T_2^{(i)}(x, y, t) \end{pmatrix},$$

$$T^{(1)}(x, y, t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} f_{mn} \vartheta_{mn}(x, y, t), \quad (15)$$

$$\vartheta_{mn}(x, y, t) = \sin \frac{m\pi x}{b} l^{-\gamma^2_{mn} t} \begin{pmatrix} \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} y}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} \\ \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-y)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} \end{pmatrix} \begin{matrix} \text{при } 0 \leq y \leq h \\ \text{при } h < y \leq l. \end{matrix} \quad (16)$$

$$f_{mn} = \Delta_{mn} \int_0^b \int_0^h c_1 \rho_1 f_1(\xi, \eta) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} \eta}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} d\eta + \int_0^l c_2 \rho_2 f_2(\xi, \eta) \times \\ \times \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-\eta)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} d\eta \sin \frac{m\pi \xi}{b} d\xi.$$

Функции $T^{(i)}(x, y, t)$ ($i = 2, 3$) определяются по формулам (8)–(9), только $\vartheta_{mn}(x, y, t)$ имеет вид функции (16), а коэффициенты φ_{mn}, ν_{mn} вычисляются следующим образом:

$$\varphi_{mn} = \Delta_{mn} \int_0^l \int_0^t l^{\gamma^2_{mn} \tau} \left(\int_0^h k_1 \varphi_1(\eta, \tau) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} \eta}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} d\eta + \right. \\ \left. + \int_h^l k_2 \varphi_2(\eta, \tau) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-\eta)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} d\eta \right) d\tau;$$

$$\nu_{mn} = \Delta_{mn} \int_0^l \int_0^t l^{\gamma^2_{mn} \tau} \left(\int_0^h k_1 \nu_1(\eta, \tau) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} \eta}{\sin \bar{\omega}_{mn} h} d\eta + \right. \\ \left. + \int_h^l k_2 \nu_2(\eta, \tau) \frac{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-\eta)}{\sin \bar{\omega}_{mn} (l-h)} d\eta \right) d\tau;$$

$$T^{(4)}(x, y, t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \psi_{mn} k_1 \bar{\omega}_{mn} \operatorname{ctg} \bar{\omega}_{mn} h \vartheta_{mn}(x, y, t); \quad (17)$$

$$\psi_{mn} = \Delta_{mn} \int_0^b \int_0^t \int_0^l \psi(\xi, \tau) \sin \frac{m\pi \xi}{b} l^{\gamma^2_{mn} \tau} d\tau d\xi;$$

$$T^{(5)}(x, y, t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \theta_{mn} k_2 \bar{\omega}_{mn} \operatorname{ctg} \bar{\omega}_{mn} (l-h) \vartheta_{mn}(x, y, t); \quad (18)$$

$$\theta_{mn} = \Delta_{mn} \int_0^b \int_0^t \int_0^l \theta(\xi, \tau) \sin \frac{m\pi \xi}{b} l^{\gamma^2_{mn} \tau} d\tau d\xi.$$

В качестве примера рассмотрим случай, когда функции, входящие в начальное (2) и граничные (3), (4) условия, имеют вид

$$f(x, y) = \varphi(y, t) = \nu(y, t) = \psi(x, t) \equiv 0;$$

$$\theta(x, t) = 400 \left(2 \sin \frac{\pi x}{b} + \sin \frac{2\pi x}{b} \right) t l^{-0,25 t}.$$

Учитывая формулу (11), решение $T(x, y, t)$ задачи (1)–(4) представится так:

$$T(x, y, t) = - \frac{1600 a^2 \pi}{l^2} \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n r_n \left(\sin \frac{\pi x}{b} \left(\frac{t l^{-0,25 t}}{(-0,25 + r_{1n}^2)} - \frac{t l^{-0,25 t}}{(-0,25 + r_{1n}^2)^2} + \frac{l^{-r_{1n}^2 t}}{(-0,25 + r_{1n}^2)^2} \right) + \frac{1}{2} \sin \frac{2\pi x}{b} \times \right. \\ \left. \times \left(\frac{t l^{-0,25 t}}{-(-0,25 + r_{2n}^2)} - \frac{t l^{-0,25 t}}{(-0,25 + r_{2n}^2)^2} + \frac{l^{-r_{2n}^2 t}}{(-0,25 + r_{2n}^2)^2} \right) \right).$$

Это аналитическое решение можно рассматривать в качестве эталонного при построении приближенных методов вычисления интегралов в формулах (7)–(11), (15)–(18).

ЛИТЕРАТУРА

1. Технология, оборудование, организация и экономика машиностроительного производства // Экспресс-информация. – 1985. – Сер. 2. – Вып. 3. 2. Технология, оборудование, организация и экономика машиностроительного производства // Экспресс-информация. – 1985. – Сер. 2. – Вып. 9. 3. Б о р о в с к и й Г.В. Режущий инструмент из сверхтвердых материалов. – М.: НИИмаш, 1984. – 57 с. 4. Т и м ч у к А.Г. Исследование особенностей процесса точения закаленных сталей инструментами из синтетических поликристаллических СТМ: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Киев, 1980. – 22 с. 5. Р е з н и к о в А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с. 6. О с т а ф ь е в В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1979. – 168 с. 7. О с т а ф ь е в В.А., Ч е р н я в с к а я А.А. Расчет нестационарных температурных полей при обработке металлов резанием. – М.: ЦНИИЭстроймаш, 1970. – 138 с.

УДК 621.78.536.212

В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, Н.Л. МАНДЕЛЬ,
П.В. СЕВАСТЬЯНОВ, Л.Г. ДЫМОВА, Э.А. ГУРВИЧ,
И.А. ТРУСОВА, И.М. РУБИНШТЕЙН

АНАЛИЗ СРАВНИТЕЛЬНОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ КОНЕЧНО-РАЗНОСТНЫХ МЕТОДОВ РЕШЕНИЯ НЕЛИНЕЙНЫХ ЗАДАЧ ТЕОРИИ НАГРЕВА

Наиболее распространенными численными методами решения задач нестационарной теплопроводности являются различные варианты метода конечных разностей.

В расчетной практике, как правило, используются неявные разностные схемы, обладающие свойством абсолютной устойчивости при любом шаге дискретизации по времени. Чаще всего применяют симметричную схему Кранка—Никольсона [1] или одну из схем повышенной точности, обеспечивающих высокую точность расчета при не слишком малых шагах по времени и координатам. Для осциллирующих тепловых режимов более подходящими считаются чисто неявные схемы из-за их монотонности [2]. Анализ свойств большого числа неявных схем дан в работе [3].

В последнее время возрождается интерес к явным разностным схемам. В ряде работ [4, 5] на конкретных примерах показаны их преимущества по сравнению с неявными схемами, которые проявляются в основном при расчете быстропротекающих процессов.

В статье Н.И. Никитенко [6] предложена явная схема, обладающая свойством абсолютной аппроксимации и позволяющая существенно расширить границы устойчивости по сравнению с обычными явными схемами, что делает возможным использовать в ней шаги по времени такие же, как в неявных схемах.

В настоящее время, по всей видимости, не представляется возможным выработать единый подход для выбора так называемого наилучшего варианта разностной схемы. В первую очередь это сложно сделать при исследовании нелинейных процессов теплообмена, к которым относятся и задачи нагрева и термообработки стальных слитков и заготовок.

Между тем вопрос о выборе наиболее рационального варианта разностной схемы для расчета процессов печного нагрева материалов до сих пор не решен, несмотря на его актуальность в связи с широким применением вычислительной техники для оптимизации и управления процессами в металлургической теплотехнике.

Работа посвящена сравнительному анализу эффективности наиболее часто применяемых разностных схем на примере расчета процесса нагрева в проходной печи плоских стальных заготовок.

Математическая формулировка задачи может быть представлена в виде:

$$\rho(T) C(T) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right); \quad (1)$$

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \sigma_0(T) (T_{\text{гс}_0}^4(\tau) - T^4) + \alpha_0 (T_{\text{гс}_0}(\tau) - T);$$

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L} = \sigma_1(T) (T_{\text{гс}_1}^4(\tau) - T^4) + \alpha_1 (T_{\text{гс}_1}(\tau) - T);$$

$$T \Big|_{\tau=0} = T_0,$$

где ρ , C , λ — плотность, удельные теплоемкость и теплопроводность стали; σ_0 , α_0 , σ_1 , α_1 — коэффициенты излучения и конвективного теплообмена на нижней и верхней гранях слитка; $T_{\text{гс}_0}(\tau)$, $T_{\text{гс}_1}(\tau)$ — температуры греющей среды со стороны нижней и верхней граней, которые принимались зависящими

от времени в соответствии с реальными режимами нагрева слитков; L — толщина слитка.

Исходные данные для расчета приняты следующие: марка стали 45, $T_0^M = (20 + 273)$ К.

Для сравнительного анализа были выбраны явная, чисто неявная схемы, схема Кранка–Никольсона и явная схема Никитенко. Первые три схемы получили из конечно-разностной аппроксимации уравнения (1)

$$\begin{aligned} \rho_i C_i (T_i^{n+1} - T_i^n) = & \frac{2\sigma\Delta\tau}{h_{i+1} + h_i} (\lambda_{i+1/2} \frac{T_{i+1}^{n+1} - T_i^{n+1}}{h_{i+1}} - \\ & - \lambda_{i-1/2} \frac{T_i^{n+1} - T_{i-1}^{n+1}}{h_i}) + \frac{2(1-\sigma)\Delta\tau}{h_{i+1} + h_i} (\lambda_{i+1/2} \frac{T_{i+1}^n - T_i^n}{h_{i+1}} - \\ & - \lambda_{i-1/2} \frac{T_i^n - T_{i+1}^n}{h_i}). \end{aligned} \quad (2)$$

Полагая в (2) параметр $\sigma = 0; 1$ и $1/2$, получим явную, неявную и схему Кранка–Никольсона соответственно.

Схема Никитенко [6] в нашем случае принимает вид

$$\begin{aligned} (1 - \beta) \rho_i C_i (T_i^{n+1} - T_i^n) - \beta \rho_i C_i (T_i^n - T_i^{n-1}) = \\ = \frac{2\Delta\tau}{h_{i+1} + h_i} (\lambda_{i+1/2} \frac{T_{i+1}^n - T_i^n}{h_{i+1}} - \lambda_{i-1/2} \frac{T_i^n - T_{i-1}^n}{h_i}), \end{aligned} \quad (3)$$

где β — параметр схемы, определяющий ее устойчивость.

Устойчивость схемы (3) в линейном варианте определяется условием

$$\Delta\tau = \frac{1 + 2\beta}{2a} h^2,$$

где a — температуропроводность материала; h — шаг дискретизации пространственной сетки. Очевидно, меняя параметр β , можно варьировать допустимый временной шаг $\Delta\tau$ в весьма широких пределах.

В схемах (2) и (3) теплофизические коэффициенты ρ , C , λ рассчитывались при вычисленном на n -м временном слое поле температур.

Как показали результаты вычислений, последнее обстоятельство не приводит к заметным погрешностям и значительно сокращает затраты машинного времени, поскольку позволяет при решении задачи не прибегать к итерационным процедурам при уточнении теплофизических параметров.

Для повышения точности расчетов использовалась квазиравномерная пространственная сетка, сгущающаяся в направлении к нагреваемым поверхностям по экспоненциальному закону.

Результаты расчетов процесса нагрева слитка в проходной печи в течение 6 ч по исследуемым схемам показывают, что наименьшей эффективностью обладает чисто явная схема из-за весьма малых допустимых по условиям устойчивости временных шагов.

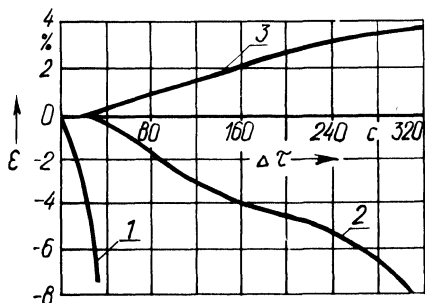


Рис. 1. Относительные погрешности различных схем:

1 – схема Никитенко; 2 – Кранка–Никольсона; 3 – чисто явная схема

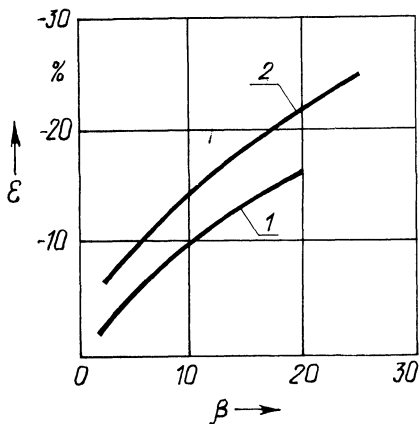


Рис. 2. Погрешность схемы Никитенко [6] с увеличением β :

1 – $\Delta\tau = 12,8$ с; 2 – $\Delta\tau = 25,8$ с

Явная схема была использована для получения "условно точного" решения при очень мелкой пространственно-временной сетке. В дальнейшем это решение служило базой сравнения при оценке точности других схем.

Максимальные относительные погрешности решений по чисто неявной схеме, схемам Кранка–Никольсона и Никитенко наблюдались в первые 1000 с нагрева. В дальнейшем относительные погрешности снижались.

На рис. 1 показано изменение относительной погрешности схем с ростом временного шага. Наилучшим вариантом в нашем случае оказалась чисто явная схема, обладающая наиболее высокой точностью при больших временных шагах. Это находится в противоречии с теоретическими оценками схемы Кранка–Никольсона как наиболее точной [2], что подтверждает необходимость проверки эффективности схем в конкретных условиях.

Погрешность схемы Никитенко быстро растет с увеличением $\Delta\tau$. Минимум погрешности наблюдается при значениях параметра β , полученных для заданного $\Delta\tau$ непосредственно из условия устойчивости. С ростом β погрешность быстро увеличивается (рис. 2).

Сделанные выводы о низкой эффективности схемы Никитенко справедливы только в случае исследования технологии нагрева стали.

Таким образом, для решения нелинейных нестационарных задач теплопроводности при математическом моделировании нагрева стальных слитков в проходных печах целесообразно использовать чисто неявные схемы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Crank J., Nicolson P. A practical method for numerical evaluation of solutions of partial differential equations of heatconduction type // Proc. Cambridge. Philos. Soc. – 1947. – V. 43. Pt. 1. – P. 50.
2. Калиткин Н.И. Численные методы. – М.: Наука, 1978. – 512 с.
3. Рихтмайер Р.Д. Разностные методы решения краевых задач. – М.: Изд-во иностр. лит., 1960. – 263 с.
4. Бэк Л. Численная аппроксимация конвективного

граничного условия // Теплопередача. – 1961. – № 4. – С. 158–159. 5. Дю з и н б е р г Г.М. Замечания о невязном методе конечно-разностного расчета теплопроводности // Теплопередача. – 1962. – Т. 83. – Сер. С. № 1. – С. 121–122. 6. Н и к и т е н к о Н.И., Н и к и т е н к о Ю.Н. Исследование тепломассопереноса при кристаллизации сплавов с учетом двухфазной зоны // Промышленная теплотехника. – 1983. – Т. 5. – № 6. – С. 7–13.

УДК 621.746

Р.И. ЕСТЬМАН, В.А. АНТОНОВ,
В.М. КАЙНОВ, Ю.П. ЯРМОЛЬЧИК,
А.Н. ИВАНИСОВ

РАСЧЕТ ДВУМЕРНЫХ НЕСТАЦИОНАРНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ОТЛИВКИ И ПРЕСС-ФОРМЫ НА ЭВМ

Температурное поле потока жидкого металла в процессе заполнения пресс-формы определяется гидродинамикой впрыска и прессования, а также условиями теплоотдачи на поверхности пресс-формы. Эксперименты показывают [1], что при заполнении пресс-формы расплав имеет неравномерную температуру по длине отливки, причем в сечении вблизи литника температура близка к температуре заливки $T_{зав}$, а в конечном сечении может приближаться к температуре кристаллизации $T_{кр}$.

При теоретическом изучении процесса задача сводится к решению уравнения теплопроводности в отливке и в форме с учетом фазовых превращений в расплаве при соответствующих граничных условиях. Рассмотрим режим охлаждения плоской отливки неограниченной длины прямоугольного поперечного сечения в пресс-форме с равномерной толщиной стенок (рис. 1). Поместим начало координат в начальном сечении, ось x направим по геометрической оси, а ось y поперек отливки. Тогда задача сводится к решению уравнений:

$$\begin{aligned} c_1 \rho_1 \frac{\partial T_1}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y} \right), \quad 0 \leq y \leq a_1; \\ c_2 \rho_2 \frac{\partial T_2}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y} \right), \quad a_1 \leq y \leq a_2 \end{aligned} \quad (1)$$

при условиях непосредственного контакта отливки и формы

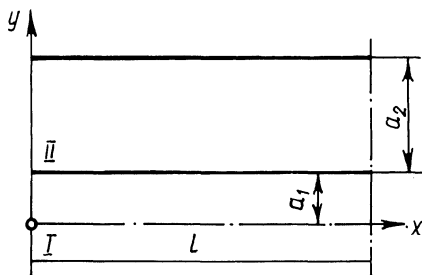
$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y}, \quad T_1 = T_2 \quad \text{при } y = a_1$$

и конвективного теплообмена на поверхности формы

$$-\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y} = \alpha (T_2 - T_0) \quad \text{при } y = a_2.$$

На оси x имеем условие симметрии $\frac{\partial T_1}{\partial y} = 0$ при $y = 0$. Здесь индексы 1 и 2

Рис. 1. Область расчета



относят параметры соответственно к отливке и форме; T — температура; λ , c , ρ — коэффициенты теплопроводности, теплоемкости и плотности; a — коэффициент теплоотдачи с поверхности пресс-формы; T_0 — температура окружающей среды. Теплофизические характеристики изменяются с температурой T .

Ограничим область решения задачи сечением, в котором металл имеет температуру кристаллизации, отстоящем от начала на расстоянии l . Теплообмен в начальном и конечном сечениях зависит от условий теплового контакта. Предполагая продолжение пресс-формы за нулевое и конечное сечения и переход отливки непосредственно в литник, оставим граничные условия при $x = 0$ и при $x = l$ свободными. При достаточно большой длине отливки l эти условия слабо влияют на режим охлаждения.

Начальные условия, соответствующие моменту заполнения формы, могут быть определены либо экспериментально, либо теоретически из решения уравнений движения и энергии жидкого металла при его заполнении полости формы.

Пользуясь результатами, полученными проф. А.И. Вейником при приближенном решении гидродинамической задачи и предполагая постоянство температуры по сечению расплава в момент окончания заполнения полости, сформулируем начальное условие для отливки в виде

$$T_1 = T_{\text{зал}} - \frac{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2} (T_3 - T_{2H})}{\sqrt{\pi a_1 c_1 \rho_1}} \frac{x}{\sqrt{v(l-x)}} \quad \text{при } t = 0, \quad (2)$$

где v — средняя скорость заполнения полости формы металлом.

Температуру по сечению формы в начальный момент принимаем изменяющейся по линейному закону от значения (2) до температуры окружающей среды T_0 .

В процессе охлаждения отливки металл переходит из жидкого состояния в твердое. В период фазового перехода первое из уравнений (1) распадается на два, определяющие теплопроводность в жидкой и твердой фазах с добавлением условий на границе раздела фаз ξ :

$$\lambda_{1T} \text{grad}(T_1)_{\xi+0} - \lambda_{1Ж} \text{grad}(T_1)_{\xi-0} = -r \rho d\xi/dt,$$

где r — теплота фазового перехода; индекс ж относится к жидкой фазе, а т — к твердой.

Вводя в рассмотрение δ -функцию и разрывные теплофизические коэффициенты, процесс фазового перехода можно описать с помощью одного уравнения:

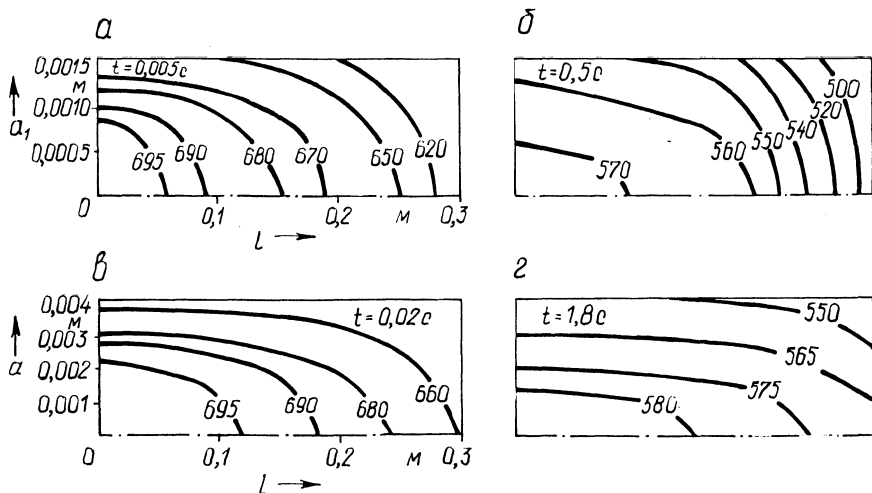


Рис. 2. Температурные поля отливки в различные моменты времени:

а, б – тонкостенная отливка $a_1 = 0,0015$ м; *в, г* – толстостенная отливка $a_1 = 0,004$ м

$$\rho_1 (c_1 + r\delta (T_1 - T_3)) \frac{\partial T_1}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial y} \right); \quad (3)$$

$$\rho_1, c_1, \lambda_1 = \begin{cases} \rho_{1г}, c_{1г}, \lambda_{1г} & \text{при } T_1 < T_3; \\ \rho_{1ж}, c_{1ж}, \lambda_{1ж} & \text{при } T_1 > T_3. \end{cases}$$

При решении уравнения (3) применяется метод сглаживания [1].

Решение поставленной задачи производилось на ЭВМ ЕС-1035. Результаты расчета полей температур представлены на рис. 2.

Анализ результатов показывает, что независимо от толщины отливки поле температур в процессе охлаждения носит двумерный характер. Причем с течением времени закономерность в распределении температур по сечению отливки неодинакова. Начальное поле формируется по условиям выпрыска в пресс-форму. В этот момент градиент температур по длине отливки наибольший. Параметр его увеличивается с увеличением толщины отливки $2a_1$. Так, при $2a_1 = 0,003$ м перепад температур ΔT на длине $l = 0,3$ м несколько больше 100 К, в то время как при $2a_1 = 0,008$ м ΔT на той же длине около 50 К отливки имеет тенденцию к выравниванию, и в период кристаллизации перепад температур $\Delta T \leq 10$ К независимо от толщины отливки.

Дальнейшее охлаждение затвердевшего металла сопровождается восстановлением практически первоначальной неравномерности поля температур. Объясняется это равномерностью начала и окончания фазового перехода вдоль оси отливки. Расчеты показывают, что на конечном участке отливки фазовый переход происходит в период 0,1–0,23 с при $2a_1 = 0,003$ м и в период 0,8–

1,8 с при $2a_1 = 0,008$ м; соответствующие моменты времени на начальном участке имеют значения 0,25–0,5 с и 1,2–2,4 с. Длительность фазового перехода возрастает от периферийных участков к началу отливки. Анализ законов изменения температуры в охлаждаемой отливке по различным направлениям показывает, что поперечные усредненные градиенты температур превосходят соответствующие продольные значения в 80–100 раз в начальный период охлаждения и в 500–1000 раз в период кристаллизации. Здесь большие числа соответствуют большей толщине отливки. В связи с этим потоки теплоты вдоль оси пренебрежимо малы в сравнении с потоками теплоты к стенке пресс-формы. Для расчета процесса затвердевания с достаточной точностью в каждом поперечном сечении отливки может быть использована одномерная модель теплопроводности. Предполагаемый метод расчета на основе двумерной модели теплопроводности предназначен для анализа неравномерности охлаждения отливки по длине с учетом характера впрыска и заполнения металлом пресс-формы.

ЛИТЕРАТУРА

Г сь м а н Р.И., Ж м а к и н Н.П., Ш у б Л.И. Расчеты процессов литья. – Мн.: Выш. шк., 1977. – 261 с.

УДК 621.1.016.4

Е.В. КРАВЧЕНКО, Г.Г. ТЮХАЙ

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ЛИТНИКОВОЙ СИСТЕМЫ ПРИ НЕПРЕРЫВНОМ ЛИТЬЕ НАМОРАЖИВАНИЕМ

Как известно, на процесс формирования отливки значительное влияние оказывает протекание больших масс металла через рассматриваемое сечение формы. Если форма служит для подвода жидкого металла, как это имеет место при непрерывном литье намораживанием [1], то течение его приводит к разогреву этой формы и изменению теплового режима системы отливка–форма. Случай, когда расплавленный металл передается по каналу литниковой системы, относится к наиболее простому случаю течения металла с малой интенсивностью охлаждения. При этом неметаллическая форма может прогреваться с любой интенсивностью – все зависит от свойств самой формы.

Важным фактором, влияющим на ход непрерывного литья, а также на температурное поле отливка–форма, является затвердевание металла в процессе течения. Условия кристаллизации металла при движении значительно отличаются от условий затвердевания неподвижного металла: рост твердой корки затрудняется вследствие смыва ее движущимся металлом. Жидкое состояние металла ограничивается для чистых металлов и эвтектических сплавов интервалом температур кристаллизации. В пределах этого интервала расплав находится в двухфазном состоянии.

С точки зрения процесса непрерывного литья представляют интерес установившееся температурное поле формы при течении металла в литниковом канале и момент, когда происходит "схватывание" потока.

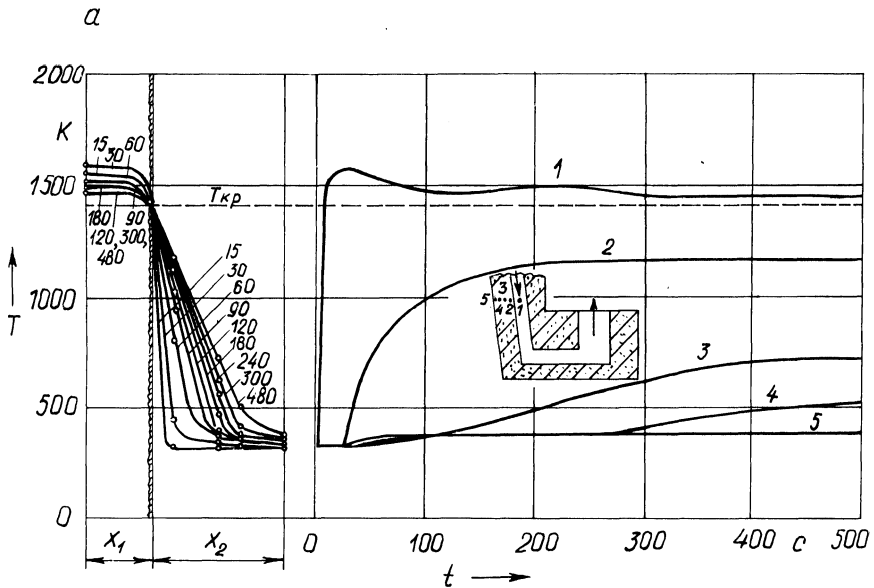
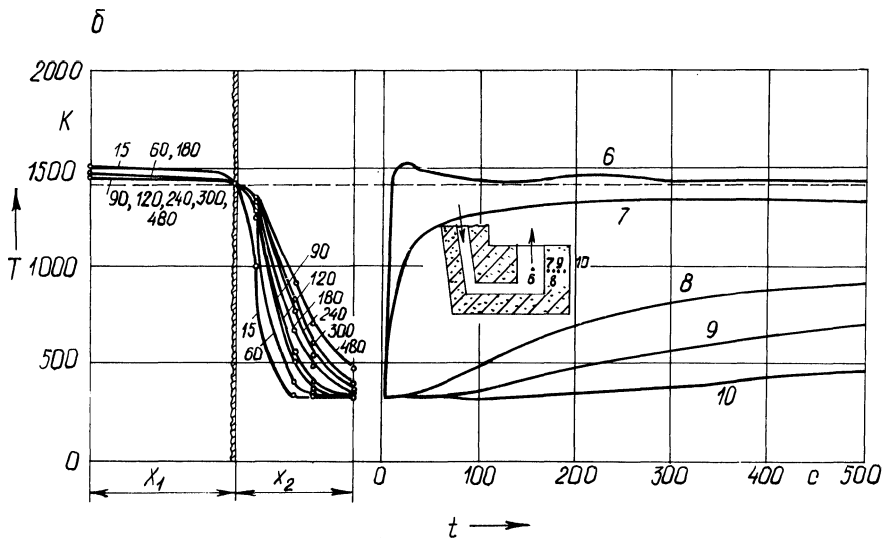


Рис. 1. Температурное поле верхней *a* и нижней *б* частей литниковой системы при литье

На рис. 1, *a* показано температурное поле системы движущийся поток — форма в наиболее узкой части литниковой системы. Диаметр канала составлял 0,033 м, длина 0,51 м, температура заливаемого металла — 1580 К, начальная температура формы — 320 К. Термопары в форме расположены на расстоянии 5 мм (кривая 2), 15 мм (кривая 3), 20 мм (кривая 4) и 30 мм (кривая 5) от поверхности раздела отливка—форма. Расход металла составлял 0,23 кг/с. Кривая 1 соответствует температуре жидкого металла. Из рисунка видно, что установившееся поле системы движущийся поток—форма наступает в среднем через 400–500 с. Для нашего конкретного случая скорость литья составляла $w = 0,007$ м/с, частота циклов $n = 0,4$ с⁻¹, высота рывка $\Delta H = 0,018$ м. Форма достигла температуры 1180 К на расстоянии 5 мм от литникового канала в течении 240 с, что соответствует длине отливки $l = 1,72$ м.

Распределение температур со временем в системе жидкий металл—форма в нижней части литниковой системы (диаметр канала — 0,075 м, длина — 0,095 м) представлена на рис. 1, *б*. Температура формы в точке 7, отстоящей на расстоянии 5 мм от поверхности канала, резко возрастает до $T = 1200$ К, после чего наблюдается незначительный ее подъем. Форма достигает установившегося значения температур примерно через 240 с после начала заливки. Кривая 6 соответствует температуре металла в центре потока, 8–10 — температурам по сечению канала литниковой системы.

Следует отметить, что время наступления стационарного температурного поля системы жидкий металл — форма зависит от таких факторов, как теплофизические свойства неметаллической формы, ее начальная температура, длина и диаметр канала, температура заливаемого металла и т. д.



намораживанием

Падение температуры в канале литниковой системы $\Delta T_{л.с.}$ в зависимости от $T_{зал}$ приведены на рис. 2. Температурные кривые для всех точек неустойчивого режима литья ($t = 30-60$ с) объединены в одну заштрихованную полосу, для устойчивого режима ($t = 120$ с и выше) – в другую. Средний перепад

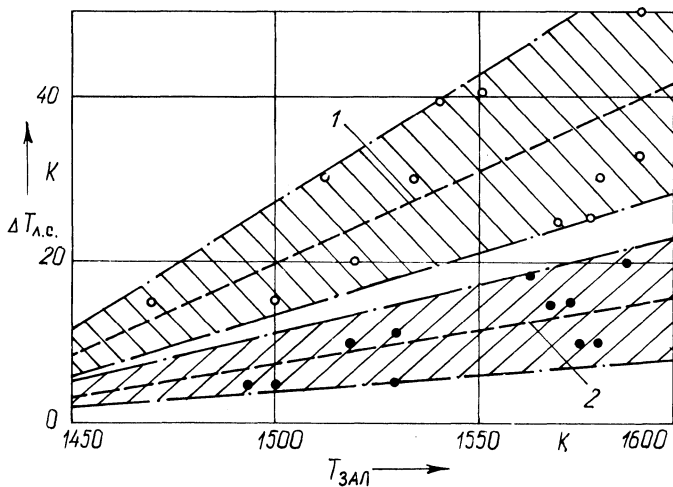


Рис. 2. Влияние температуры заливаемого металла на перепад температур по длине литниковой системы:

1 – неустойчивый режим литья; 2 – устойчивый режим литья

температур для начального периода литья изображен в виде штриховой кривой 1, для устойчивого режима литья – кривой 2. Из рисунка видно, что в начальный период литья $\Delta T_{л.с}$ составляет 30–35 % от $\Delta T_{пер}$. Наличие такого значительного перепада объясняется тем, что литниковая форма еще не прогрета (начальная температура формы равна температуре цеха) и в первый период наблюдается интенсивный отвод теплоты перегрева в неметаллическую форму. По мере прогрева формы текущим по каналу литниковой системы жидким металлом перепад температур $\Delta T_{л.с}$ снижается и в условиях установившегося режима литья составляет 4–12 % от $\Delta T_{пер}$. Значительная ширина заштрихованных полос объясняется неодинаковым расходом жидкого металла при разных скоростях литья. Диаметр и длина канала в опытах составляли 0,030–0,035 м и 0,45–0,55 м соответственно. Расход металла изменялся в пределах 0,15–0,375 кг/с.

Анализ течения металла показывает, что практически через 400–500 с после начала заливки влиянием форм при расчетах процесса затвердевания непрерывной отливки можно пренебречь. Следует подчеркнуть, однако, что вопросы течения металла в литниковой системе имеют исключительно важное значение для устойчивости процесса непрерывного литья. Правильный выбор элементов литниковой системы, диаметра и длины канала, материала формы, предварительный подогрев формы способствуют получению устойчивого режима литья.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вейник А.И. Термодинамика литейной формы. – М.: Машиностроение, 1968. – 240 с.

УДК 532.517.4

В.А. ЦЫГАНОВ, Ю.М. ДМИТРЕНКО,
И.А. ЛАБУДА, В.А. СОСИНОВИЧ

АППРОКСИМАЦИЯ ДВУХТОЧЕЧНОГО МОМЕНТА ТРЕТЬЕГО ПОРЯДКА СКАЛЯРНОГО ПОЛЯ В СВОБОДНЫХ ТУРБУЛЕНТНЫХ ТЕЧЕНИЯХ

Как было показано в работе [1], описание механизма турбулентного смешения реагентов удобнее всего проводить на основе изучения функции $P_t^c(r)$, описывающей распределение интенсивности пульсаций скалярного поля по различным масштабам длины.

При попытке записать уравнение для $P_t^c(r)$ возникают новые по сравнению со случаем нереагирующего потока проблемы, связанные с учетом влияния химической реакции на структуру распределения интенсивности пульсаций скалярного поля по масштабам длины. Используя обычный метод вывода уравнения для $P_t^c(r)$ [1], можно показать, что в случае реагирующего потока в этом уравнении появляется дополнительный член вида $\langle \omega(c(\vec{x}, t)) c(\vec{x} + \vec{r}, t) \rangle$. Здесь $\omega(c(\vec{x}, t))$ – функция, описывающая влияние химической реакции на поле концентрации реагента, являющаяся химическим источником членом в соответствующем уравнении переноса [1].

Табл. 1. Значения параметров формулы (1) при различных значениях y , см

y	Параметры			
	λ	a	α	β
0	0,612	-0,931	0,882	-0,528
0,3	0,739	-1,002	0,914	-0,163
0,6	0,867	-0,9999	0,002	-0,007
0,9	0,995	-1,002	0,0259	-0,0305

Вид функции ω может изменяться в зависимости от выбранной модели химической реакции. В работе [1] для описания влияния турбулентного смешения на скорость химической реакции при умеренных числах Дамкёлера была использована простая функция вида $\omega = kc(1 - c)$. Здесь k — коэффициент, который может учитывать температурную зависимость скорости химической реакции.

В уравнении для $P_t^c(r)$ химический источник порождает дополнительный член вида $-2k \frac{\partial T(r)}{\partial r}$. Здесь $T(r) = \langle c(\vec{x}, t)^2 c(\vec{x} + \vec{r}, t) \rangle$ представляет собой

двухточечный момент третьего порядка поля концентрации реагента. Его значение предполагается зависящим только от расстояния r между точками и не зависящим от направления \vec{r} . В работе [1] функция $T(r)$ аппроксимировалась выражением $\bar{T}(r) = \bar{B}(r)$, где $\bar{T}(r) = T(r)/T(0)$; $\bar{B}(r) = B(r)/B(0)$. Такая аппроксимация полностью игнорирует возможное изменение формы функции $P_t^c(r)$ из-за влияния химической реакции. Для более адекватной аппроксимации члена ω необходимо иметь экспериментальную информацию о поведении функции $T(r)$ и ее возможной связи с функцией $B(r)$. Такой эксперимент был выполнен в нереагирующем турбулентном потоке.

В качестве модельного неоднородного течения для нахождения связи между $T(r)$ и $B(r)$ выбирался неизотермический след за плоским телом. Опыты проводились в аэродинамическом канале с закрытой рабочей частью размерами $0,08 \times 0,08 \times 1,1$ мм³ при скорости набегающего потока $U = 14$ м/с. Динамика следа подробно описана в работе [2].

Полученные в результате проведения этого эксперимента данные о поведении функции $T(r)$ и $B(r)$ позволяют предложить следующую аппроксимацию:

$$T_y(r) = B_y(r/\lambda) (1 + a(1 - B_y(r/\lambda))^\alpha)^\beta. \quad (1)$$

Здесь λ , a , α , β — параметры, которые подбирались для различных значений расстояний y от оси. Через эти параметры и реализуется зависимость $T_y(r)$ от переменной y (табл. 1).

Подбор неизвестных параметров в аппроксимации (1) проводился методом наименьших квадратов с использованием метода Ньютона для решения системы нелинейных алгебраических уравнений. На рис. 1 представлены измеренные значения $T_y(r)$ и $B_y(r)$ и аппроксимация $T_y(r)$ по формуле (1) для четырех значений координаты $y = 0; 0,3; 0,6; 0,9$ см.

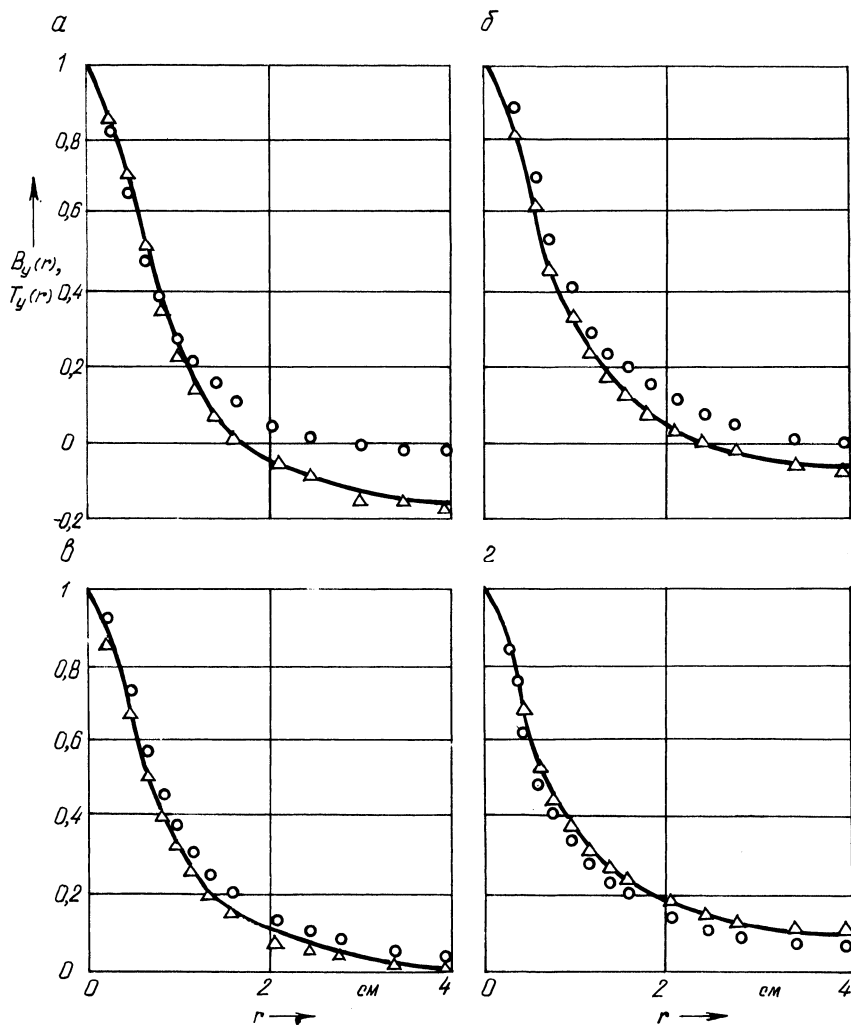


Рис. 1. Расчет двухточечного момента третьего порядка по формуле (1) (сплошная линия) и экспериментальные данные ($\circ - \overline{B}_y(r)$, $\Delta - \overline{T}_y(r)$) для различных значений координаты y :

$a - r - y = 0$ см; $б - 0,3$; $в - 0,6$; $г - 0,9$ соответственно

Результат в виде формулы (1) получен на основе эксперимента в не реагирующем потоке. Ясно, что применение его для расчетов в реагирующем потоке является некоторой натяжкой. В настоящее время получить аналогичную экспериментальную информацию в потоке с химической реакцией довольно сложно. Поэтому формулу (1) следует рассматривать как приближенную модель, которую можно использовать при расчете скорости химической реакции в свободных течениях.

ЛИТЕРАТУРА

1. Статистическая модель турбулентного реагирующего потока / В.А. Сосинович, Б.А. Коловандин, В.А. Цыганов, К. Меола. – Мн., 1986. – 23 с. – (Препринт / ИТМО АН БССР, № 15).
2. Исследования плоского турбулентного следа с нулевым избыточным импульсом / Ю.М. Дмитренко, И.И. Ковалев, Н.Н. Лучко, П.Я. Черепанов // ИФЖ. – 1987. – Т. 52. – № 5. – С. 743–751.

УДК 621.1.016.4

Х. РИХТЕР

ВЛИЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНО-АКТИВНОГО ВЕЩЕСТВА НА ТЕПЛОБМЕН ПРИ КОНДЕНСАЦИИ ПАРА

О влиянии октадециламина (ОДА) на конденсацию пара в технической литературе опубликовано мало данных. Результаты проведенных опытов с применением ОДА подтвердили ряд положительных свойств ОДА; повышение КПД на последних ступенях паровой турбины и быстрое затухание нестационарных скачков конденсации [1]. С целью использования октадециламина в энергетических установках назрела необходимость, в частности, изучить процесс конденсации пара при дозировке ОДА в контур.

Опыты были проведены на экспериментальном стенде на ТЭС "Хиршфельде" ГДР.

Теплообменная установка состояла из конденсатора типа P-D/W-K-1/300/1500, охладителя конденсата и охладителя паровых проб. В качестве охлаждающей воды применялась обессоленная вода со станции. Пар поступал также от станции. Подача эмульсии ОДА была осуществлена методом впрыска в паропровод на расстоянии двух метров от конденсатора. Температуры во всех необходимых для исследований точках измерялись с помощью термомпар. Концентрация ОДА в паре и в конденсате определялась с помощью спектрометра типа "Sprekol".

Тепловой поток в конденсаторе был определен по известной формуле:

$$Q_w = G_w \Delta h_w ,$$
$$\Delta h_w = 4,191 \Delta t_w .$$

Теплопередача в конденсаторе определялась из равенства

$$kT = Q_w / \Delta t_{cp} ,$$
$$\Delta t_{cp} = \frac{(t'_{\Pi} - t''_{o.b}) - (t_k - t'_{o.b})}{\ln((t'_{\Pi} - t''_{o.b}) / (t_k - t'_{o.b}))} ,$$

где t'_{Π} – температура пара; $t'_{o.b}$ – температура охлаждающей воды.

На основании обработанных экспериментальных данных получены аналитические зависимости для коэффициента теплопередачи, который выражается

в виде функциональной зависимости от расхода охлаждающей воды, а также температурного перепада Δt между входным и выходным сечениями конденсатора и концентрации ОДА в паре.

Во всех проведенных опытах при условиях $k = f(G_w, \Delta t_{cp})$ коэффициент теплопередачи оказался значительно больше при добавлении в конденсатор ОДА, что свидетельствует о переходе пленочной конденсации в капельную. Полученные кривые $k = f(G_w)$ с $\text{exp} < 1$ совпадают с данными по теоретическому ходу. Полученные данные при условии $k = f(\Delta t_{cp})$ дают возможность оценить и количественный рост коэффициента теплопередачи.

Известно, что $kT = Q_w / \Delta t_{cp}$.

При условиях постоянства величин давления пара, расхода охлаждающей воды и температур охлаждающей воды и пара на входе в конденсатор можно считать, что полученные значения k соответствуют постоянному тепловому потоку. Так, если $\Delta t_{cp} = \text{const}$, то тепловой поток был всегда больше при наличии ОДА в паре.

Процентное повышение kT при дозировке ОДА можно определить по следующим формулам:

$$\Delta kT = (Q_{w2} - Q_{w1}) / \Delta t_{cp}, \quad \Delta kT / (kT_1) = (Q_{w2} / Q_{w1}) - 1.$$

Предельное значение конденсации ОДА в паре, после которого теплообмен ухудшается из-за увеличения степени покрытия поверхности октадециламином, достаточно изучено и приведено в литературе [1].

ЛИТЕРАТУРА

1. Ч е м п и к Э. Комплексное исследование влияния поверхностно-активных веществ (ОДА) на энергетические и структурные характеристики влажнопаровых потоков турбин: Дис. ... канд. техн. наук. – М., 1980. – 221 с.

IV. ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.316.35.064.1

М.И. СТРЕЛЮК, И.И. СЕРГЕЙ, Ю.В. БЛАДЫКО

ПРОВЕРКА МНОГОПРОЛЕТНЫХ ГИБКИХ ШИН ЗРУ НА СХЛЕСТЫВАНИЕ ПРИ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЯХ

Проверка гибких шин закрытых распределительных устройств (ЗРУ) на схлестывание при коротких замыканиях (КЗ) производится расчетом динамики многопролетной конструкции с гибкими шинами и гирляндами изоляторов как единой колебательной системы [1]. При этом предполагается, что ток КЗ протекает одновременно по проводам всех шинных пролетов ЗРУ. Однако вероятнее протекание тока КЗ в пределах участка гибких шин ЗРУ, ограниченного точками присоединения отпаяк рядом расположенных ячеек трансформатора и линии электропередачи (рис. 1). В этом случае размах колебаний гибких шин при КЗ может оказаться больше, так как имеют место не только поперечные, но и продольные относительно пролета отклонения гирлянд изоляторов под действием электродинамических усилий (ЭДУ), что приводит к вытяжке проводов из смежных пролетов в пролет, обтекаемый током КЗ.

В данной работе излагается приближенная математическая модель расчета гибких шин многопролетной конструкции ЗРУ на схлестывание при протекании тока КЗ в пределах одного пролета гибких шин ЗРУ. Действие проводов смежных пролетов на гирлянды расчетного заменяется реакциями связей. Для определения реакций связей разработана математическая модель, учитывающая мгновенное пространственное расположение всех смежных пролетов гибких шин ЗРУ при протекании токов КЗ по проводам расчетного пролета.

В общем случае на конец подвесной гирлянды изоляторов при КЗ от проводов действует сила $\bar{P} = \bar{F} + \bar{R}$, где \bar{F} – вектор усилия, действующего на зажим гирлянды от проводов расчетного пролета; \bar{R} – реакция связей, заменяющая действие проводов смежного участка ЗРУ.

Вектор силы \bar{F} определяется из решения уравнений динамики гибких шин расчетного пролета при КЗ [2]. В силе, заменяющей действие проводов смежных пролетов, выделяются две составляющие: статическая реакция связей \bar{T} и сила инерции \bar{J} всего примыкающего к расчетному смежного участка гибких шин ЗРУ, т. е. $\bar{R} = \bar{T} + \bar{J}$.

Сила инерции смежного участка определяется по выражению

$$\bar{J} = M_{\text{пр}} \frac{d^2 \Delta \bar{R}_r}{dt^2},$$

где $M_{\text{пр}}$ – приведенная масса смежного участка гибких шин ЗРУ; $\Delta \bar{R}_r$ – век-

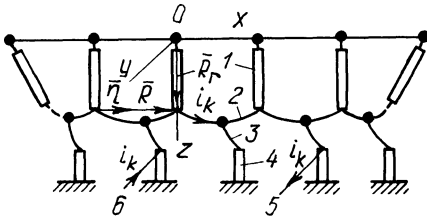


Рис. 1. Упрощенная конструктивная схема пролета ЗРУ:

- 1 – подвесная гирлянда изоляторов; 2 – провод; 3 – спуск к электрическому аппарату; 4 – электрический аппарат; 5 – ответвления к линии электропередачи; 6 – ответвления от трансформатора

тор отклонения подвесной гирлянды расчетного пролета относительно первоначального положения.

Для определения силы \bar{T} строится статическая характеристика смежного многопролетного участка, связывающая силу \bar{T} с вектором отклонения подвесной гирлянды изоляторов в расчетном пролете. При построении этой характеристики используются условия равновесия системы n пролетов и подвесных гирлянд изоляторов смежного многопролетного участка гибких шин ЗРУ. Одно из условий равновесного состояния i -го пролета смежного участка устанавливает связь между тяжением и изменением длины пролета

$$\Delta l_i = \frac{l_0^3 p^2}{24} \left(\frac{1}{T_0^2} - \frac{1}{T_i^2} \right) + l_0 \frac{T_i - T_0}{EA}, \quad (1)$$

где Δl_i – изменение длины пролета, м; l_0 – первоначальная длина пролета, м; p – погонная масса проводов фазы, кг/м; T_0 – первоначальное тяжение, даН; E – модуль упругости провода, даН/мм²; A – площадь сечения проводов фазы, мм²; n – число пролетов смежного участка.

Вторым условием равновесия является уравнение статики отклоненной гирлянды изоляторов [3]

$$(\bar{R}_r^0 + \Delta \bar{R}_{ri}) (\Delta \bar{T}_i + \bar{P}_r/2) = 0; \quad i = 1, \dots, n, \quad (2)$$

где \bar{R}_r^0 – первоначальный вектор, характеризующий неотклоненное положение гирлянды изоляторов (см. рис. 1); $\Delta \bar{T}_i$ – вектор разности тяжений в соседних пролетах гибких шин ЗРУ; \bar{P}_r – сила тяжести гирлянды изоляторов.

Уравнения (1) и (2) дополняются условиями статической совместности проводов и гирлянды изоляторов пролетов смежного участка ЗРУ:

$$\Delta \bar{R}_{ri} = \bar{R}_i - \bar{R}_0 + \Delta \bar{R}_{r(i-1)}; \quad i = 1, \dots, n; \quad (3)$$

$$\bar{T}_{i+1} = \bar{T}_i + \Delta \bar{T}_i. \quad (4)$$

Здесь

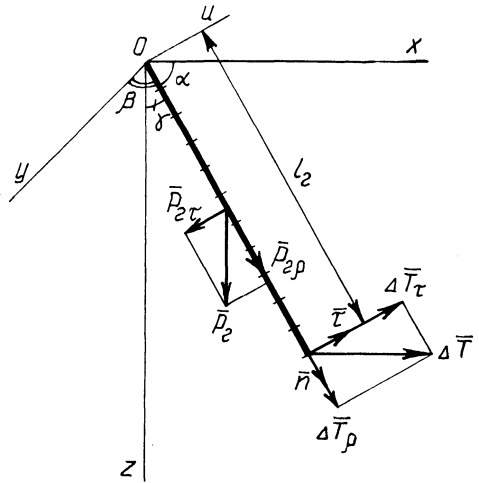
$$\bar{R}_i = l_i \bar{\eta}_i; \quad (5)$$

$$l_i = l_0 + \Delta l_i; \quad (6)$$

$$\bar{\eta}_i = \bar{T}_i / T_i; \quad (7)$$

$$T_i = \sqrt{T_{xi}^2 + T_{yi}^2 + T_{zi}^2}, \quad (8)$$

Рис. 2. К решению уравнений статики гирлянды



где \bar{R}_0 — первоначальный вектор, соединяющий зажимы соседних гирлянд изоляторов (см. рис. 1).

При выводе выражений (2) — (8) допускалось, что вектор тяжения \bar{T} направлен по прямой, соединяющей зажимы соседних гирлянд изоляторов, а гирлянда является прямолинейным стержнем.

Из совместного решения уравнений (1) — (8) необходимо получить статические характеристики $\bar{T}_n = f(\Delta \bar{R}_n)$. Решение этой задачи проводится в следующем порядке. По заданному тяжению \bar{T}_1 в первом пролете из выражения (7) определяется единичный вектор $\bar{\eta}_1$, направленный вдоль пролета. Затем по формуле (1) определяется изменение длины первого пролета Δl_1 по направлению вектора $\bar{\eta}_1$. Далее по выражению (3) вычисляется вектор отклонения первой гирлянды $\Delta \bar{R}_{r1}$. Завершает расчет первого пролета определение вектора изменения тяжения $\Delta \bar{T}_1$.

Из уравнения (2) можно найти только составляющую вектора $\Delta \bar{T}$, вызывающую вращательное движение гирлянды как твердого тела (ΔT_τ). Вторая составляющая $\Delta \bar{T}$, представляющая собой его проекцию на направление гирлянды изоляторов, определяется по закону Гука, как для прямолинейного стержня (ΔT_ρ).

Для определения составляющей ΔT_τ уравнение (2) проектируется на ось u , перпендикулярную направлению гирлянды и лежащую в плоскости, в которой расположены гирлянда и действующие на нее силы (рис. 2):

$$\Delta T_\tau l_\Gamma - P_{\Gamma\tau} l_\Gamma / 2 = 0, \quad (9)$$

где ΔT_τ , $P_{\Gamma\tau}$ — проекции векторов $\Delta \bar{T}$ и \bar{P}_Γ на ось u ; l_Γ — длина гирлянды изоляторов.

Выражая $P_{\Gamma\tau}$ через вес гирлянды и угол ее отклонения от первоначального положения γ , из (9) получим

$$\Delta T_\tau = \frac{1}{2} P_\Gamma \sin \gamma.$$

Здесь

$$\gamma = \arccos \frac{l_r + \Delta z_r}{l_r},$$

где Δz_r – проекция вектора $\Delta \bar{R}_r$ на ось z .

Исходя из закона Гука, после несложных преобразований получим выражение для расчета составляющей ΔT_ρ

$$\Delta T_\rho = (|\bar{R}_r + \Delta \bar{R}_r| - l_r) / (\alpha_r l_r) + P_r (\cos \gamma - 1) / 2,$$

где α_r – коэффициент упругого удлинения гирлянды.

Таким образом, вектор силы $\Delta \bar{T}$ равен

$$\Delta \bar{T} = \Delta T_\rho \bar{n} + \Delta T_\tau \bar{\tau},$$

где $\bar{n}(\cos \alpha; \cos \beta; \cos \gamma)$ – единичный вектор, направленный вдоль гирлянды (см. рис. 2):

$$\bar{n} = \frac{\bar{R}_r^0 + \Delta \bar{R}_r}{|\bar{R}_r^0 + \Delta \bar{R}_r|},$$

где $\bar{\tau}$ – единичный вектор, перпендикулярный гирлянде и лежащий в плоскости действующих на нее сил.

Проекции вектора $\bar{\tau}$ на оси декартовой системы координат определяются из следующих условий:

1) перпендикулярности векторов $\bar{\tau}$ и \bar{n} :

$$\tau_x \cos \alpha + \tau_y \cos \beta + \tau_z \cos \gamma = 0; \quad (10)$$

2) компланарности векторов \bar{n} , $\bar{\tau}$ и единичного вектора \bar{k} , направленного по оси z :

$$\begin{vmatrix} \tau_x & \tau_y & \tau_z \\ \cos \alpha & \cos \beta & \cos \gamma \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} = 0; \quad (11)$$

3) $\tau_z = -\sin \gamma$ (см. рис. 2).

Выполнив преобразования, из (10) и (11) получим выражения для расчета проекций $\bar{\tau}$ в следующем виде:

$$\tau_x = \frac{\sin 2\gamma \cos \alpha}{2(\cos^2 \alpha + \cos^2 \beta)}; \quad \tau_y = \frac{\sin 2\gamma \cos \beta}{2(\cos^2 \alpha + \cos^2 \beta)}.$$

Порядок вычислений для последующих пролетов практически аналогичен вышеуказанному для первого пролета. Разница в ходе вычислительного процесса для этих пролетов заключается в том, что тяжение не задается, а определяется тяжением в предыдущем пролете по выражению (4). Задаваясь различными значениями проекций вектора \bar{T}_1 , получим в результате этого расчета семейство статических характеристик $\bar{T}_n = f(\Delta \bar{R}_{rn})$ в виде массивов чисел.

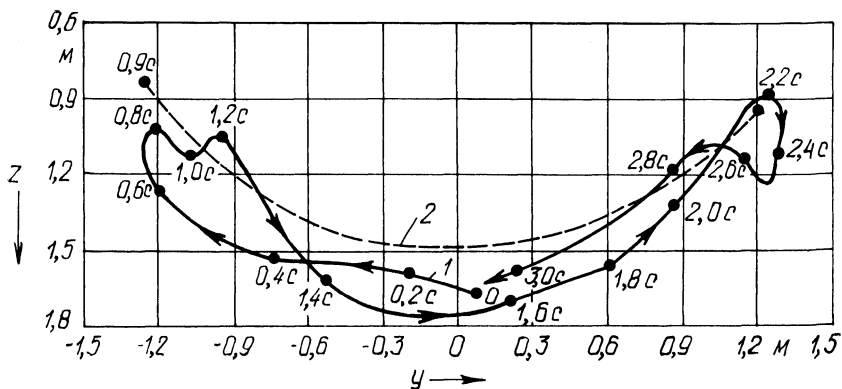


Рис. 3. Траектории движения точки крепления спуска к шине и конца подвесной гирлянды изоляторов (тип провода 2 х АС-300/39; гирлянда 9 х ПС 70Д; длина сборных шин 66 м; длина пролета 6 м; междуфазное расстояние 2 м; начальное тяжение 700 Н; параметры двухфазного КЗ: ток 35 кА, продолжительность 0,75 с, постоянная времени цепи КЗ 0,26 с); 1 – траектория движения точки крепления спуска; 2 – траектория движения конца гирлянды.

Мгновенное положение гирлянды изоляторов в расчетном пролете описывается динамическими уравнениями Эйлера [3]. Алгоритм решения этих уравнений изложен в [4] и в данной работе не приводится.

По разработанному алгоритму составлена программа расчета на ЭВМ гибких шин ЗРУ на схлестывание при КЗ. В качестве примера на рис. 3 приведены результаты расчета по составленной программе гибких шин типового ЗРУ 110 кВ. Как видно из рисунка, при токе КЗ в 35 кА угол отклонения гирлянд изоляторов в направлении, перпендикулярном пролету, достигает 50° ; примерно через 2 с после начала КЗ наступает схлестывание проводов. Продольные относительно пролета отклонения гирлянд составили 0,07 м.

Таким образом, разработанные алгоритм и программа позволяют выполнить расчет гибких шин на схлестывание при любом количестве пролетов в ЗРУ, а также оценить эффективность различных конструктивных решений, направленных на повышение электродинамической стойкости гибких шин.

ЛИТЕРАТУРА

1. Стрелюк М.И., Сергей И.И., Бладыко Ю.В. Влияние подвесных гирлянд изоляторов на электродинамическую стойкость гибкой ошиновки ЗРУ // Изв. вузов СССР. Энергетика. – 1986. – № 9. – С. 3–7.
2. Стрелюк М.И., Сергей И.И. Расчет электродинамической стойкости гибкой ошиновки открытых распределительных устройств высокого напряжения // Электричество. – 1984. – № 1. – С. 10–14.
3. Бухгольц Н.Н. Основной курс теоретической механики. – М.: Наука, 1972. – Ч. 2. – 332 с.
4. Стрелюк М.И., Сергей И.И. Влияние расщепления фазы гибкой ошиновки ОРУ на динамику ее параметров при коротких замыканиях // Изв. вузов СССР. Энергетика. – 1981. – № 4. – С. 6–12.

О МАТЕМАТИЧЕСКОМ МОДЕЛИРОВАНИИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ НА ОСНОВЕ НАПРАВЛЕННЫХ ГРАФОВ

Для математического моделирования на ЭВМ переходных и установившихся процессов преобразовательных устройств используются направленные графы [1], так как структура графа является программой вычислений [2]. Вследствие того что исходная система интегрально-дифференциальных уравнений нелинейного устройства решается относительно любой из зависимых переменных, структура направленного графа неоднозначна. Анализ структуры графа позволяет определить, рациональна ли построенная на его основе расчетная схема. Изучение связей графа подсказывает пути изменения его структуры с целью получения оптимальной математической модели.

На примере утроителя частоты (рис. 1) иллюстрируется методика получения оптимальной структуры графа, обеспечивающей наилучшую сходимость итераций, т. е. наиболее экономичную, устойчивую расчетную схему. Получены критерии оценки графа с точки зрения оптимального математического моделирования на его основе.

В относительных единицах запишем основные уравнения утроителя:

$$\left. \begin{aligned} u_{ab} &= p(\psi_a - \psi_b) + Ri_a - Ri_b; & p\psi_a + p\psi_b + p\psi_c &= -R_{\text{H}} i_{\text{H}}; \\ u_{bc} &= p(\psi_b - \psi_c) + Ri_b - Ri_c; & i_a + i_{\text{H}} &= \text{sh} \psi_a; \\ u_{ca} &= p(\psi_c - \psi_a) + Ri_c - Ri_a; & i_b + i_{\text{H}} &= \text{sh} \psi_b; \\ i_a + i_b + i_c &= 0; & i_c + i_{\text{H}} &= \text{sh} \psi_c, \end{aligned} \right\} (1)$$

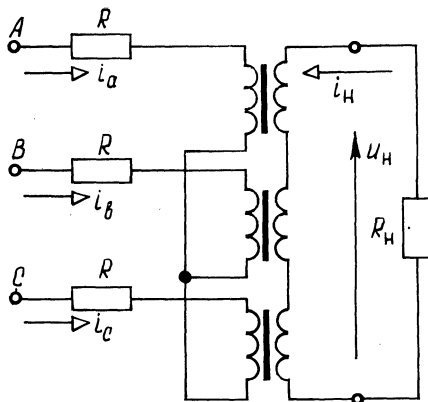
где p — оператор дифференцирования.

Решение каждого уравнения системы (1) относительно переменных $\psi_a, \psi_b, \psi_c, i_{\text{H}}, i_a, i_b, i_c$ приводит к графу (рис. 2, а).

Узловые сигналы графа (потокосцепления ψ_a, ψ_b, ψ_c) в первом приближении определяются путем интегрирования линейных напряжений. Коэффициенты передачи прямых ветвей имеют операторы интегрирования $1/p$ и дифференцирования p . Итерационные циклы образованы преимущественно ветвями с коэффициентами передачи, содержащими оператор интегрирования. Однако одна из трех обратных ветвей, определяющих потокосцепления, очень сильная, коэффициент передачи ее 1. Эта связь не входит в контур, ветви которого имели бы операторы интегрирования. Значит, в контуре не происходит накопления сигналов, и любое изменение одного из потокосцеплений вызывает резкое изменение второго. Далее, ток нагрузки i_{H} является результатом действия трех входящих ветвей и вычисляется путем дифференцирования узловых сигналов ψ_a, ψ_b, ψ_c . Резкие изменения потокосцеплений (за счет сильных обратных связей с передачами 1) вызывают сильные колебания сигнала i_{H} .

На основании проведенного анализа структуры графа следует, что расчет

Рис. 1. Принципиальная схема утрителя частоты



ная схема по графу (рис. 2, а) не обладает удовлетворительной устойчивостью. Характеристика итерационного процесса дана на рис. 2, а под графом.

Для улучшения расчетной схемы необходимо ослабить сильные обратные связи с передачами 1 и исключить операторы дифференцирования. Это достигается при решении системы уравнений (1):

$$\psi_a = \frac{u_{ab}}{2p} - \frac{R_n}{2p} i_n - \frac{\psi_c}{2} - \frac{R}{2p} i_a + \frac{R}{2p} i_b;$$

$$\psi_b = \frac{u_{bc}}{2p} - \frac{R_n}{2p} i_n - \frac{\psi_a}{2} - \frac{R}{2p} i_b + \frac{R}{2p} i_c;$$

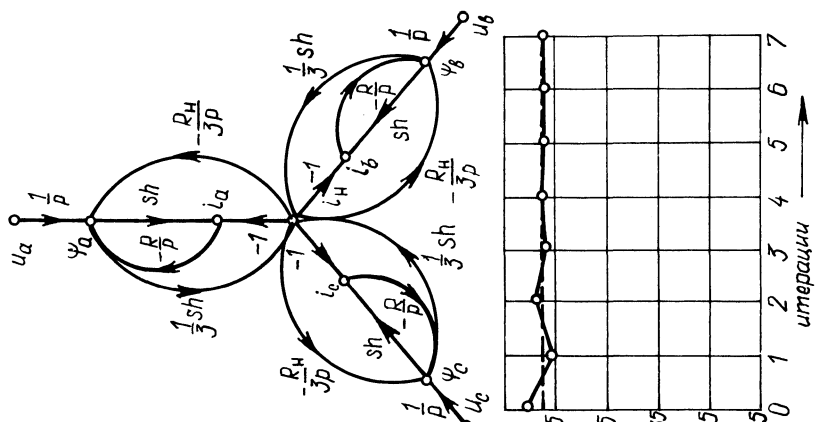
$$\psi_c = \frac{u_{ca}}{2p} - \frac{R_n}{2p} i_n - \frac{\psi_b}{2} - \frac{R}{2p} i_c + \frac{R}{2p} i_a;$$

$$i_n = \frac{1}{3} (\text{sh } \psi_a + \text{sh } \psi_b + \text{sh } \psi_c);$$

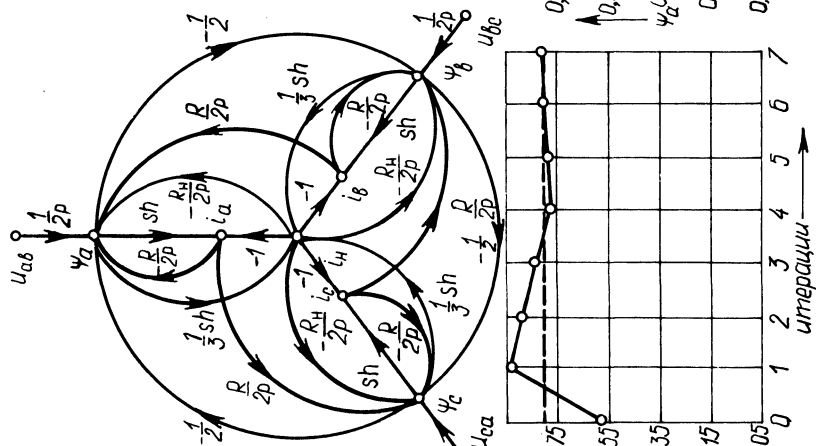
$$i_a = \text{sh } \psi_a - i_n; \quad i_b = \text{sh } \psi_b - i_n; \quad i_c = \text{sh } \psi_c - i_n.$$

Направленный граф, соответствующий этому решению, приведен на рис. 2, б. Операторы дифференцирования в коэффициентах передачи ветвей графа отсутствуют. За исключением двух ветвей, обратные связи каждой фазы осуществляются посредством интегрирования узловых сигналов. Ветви с передачей -1 не ухудшат устойчивость математической модели, так как эти ветви входят в контур, имеющий оператор интегрирования. Обратные связи, определяющие потокоосцепления, достаточно сильные (хотя и в меньшей степени, чем у графа рис. 2, а), коэффициент передачи ветвей $-1/2$. Характеристика сходимости итерационных циклов расчета по графу рис. 2, б изображена ниже данного графа. Итерационный процесс имеет замедленный характер: затухающие колебания возле истинного значения совершаются через две промежуточные точки. Такая расчетная схема нерациональна. Причиной плохой сходимости итераций являются обратные связи с передачами $-1/2$.

8



б



а

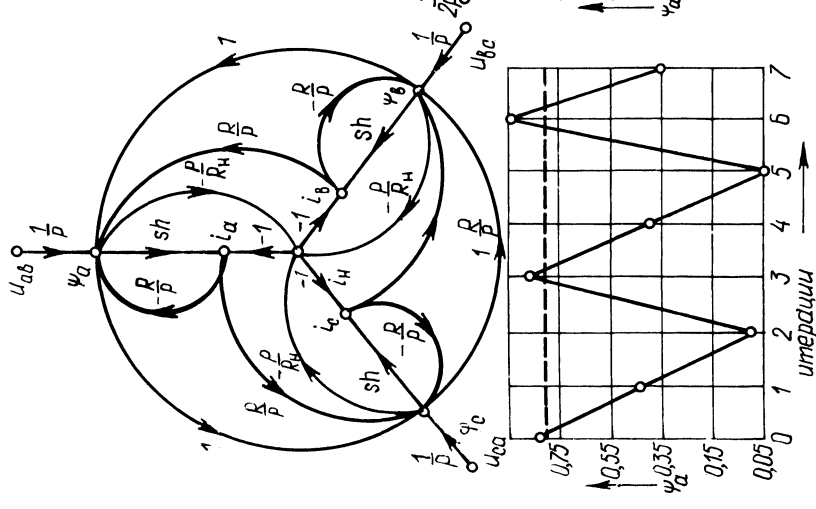


Рис. 2. Направленные графы утрителя и характеристики итерационного процесса

Для устранения сильных обратных связей преобразуем первые три уравнения системы (1) к виду:

$$\psi_a = \frac{u_a}{p} - \frac{R}{p} i_a - \frac{R_n}{3p} i_n; \quad \psi_b = \frac{u_b}{p} - \frac{R}{p} i_b - \frac{R_n}{3p} i_n,$$
$$\psi_c = \frac{u_c}{p} - \frac{R}{p} i_c - \frac{R_n}{3p} i_n.$$

Эти соотношения используем при построении графа рис. 2, в. Лишь три обратные ветви имеют коэффициенты -1 , но они не ухудшают устойчивость расчета, так как входят в контуры, коэффициенты передач ветвей которых содержат оператор интегрирования. Все остальные обратные передачи осуществляются с использованием операторов $1/p$. Приведенная ниже графа (рис. 2, в) характеристика итерационного процесса показывает, что процесс устанавливается быстро, три приближения дают достаточно точное решение.

Выполненные исследования показали, что наиболее рациональная расчетная схема обеспечивается при следующих особенностях структуры графа: 1) обратные связи графа отрицательны и содержат оператор интегрирования; 2) обратные связи без операторов интегрирования входят в контур, ветви которого имеют передачи с оператором интегрирования; 3) коэффициенты передач ветвей графа не содержат операторов дифференцирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. О р е О. Теория графов. — М.: Наука, 1968. — 352 с. 2. Р о з у м Т.Т. Исследования переходных процессов в двухконтурной феррорезонансной цепи с помощью направленных графов // Науч. и прикл. пробл. энергетики. Мн.: Выш. шк. — 1983. — Вып. 10. — С. 112–118.

УДК 62.83:621.313.333

Б.И. ФИРАГО, А.А. СЕМЧЕНКО,
С.Ю. ДОЛЖНИКОВ, Н.М. УЛАШИК

ПРИМЕНЕНИЕ НЕПОСРЕДСТВЕННЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЧАСТОТЫ В АСИНХРОННОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ ОБЩЕПРОМЫШЛЕННЫХ МЕХАНИЗМОВ

Достоинства асинхронных электродвигателей с короткозамкнутым ротором (АД) обусловили их широкое применение в самых различных механизмах. Особенно сильно выросла в последнее время область применения частотно-регулируемого асинхронного электропривода, что, несомненно, связано с интенсивным развитием преобразовательной техники. Весьма перспективно применение в массовом электроприводе общепромышленных механизмов непосредственных полупроводниковых преобразователей частоты с естественной коммутацией (НППЧЕ). Эти преобразователи просты, надежны, обладают вы-

сокими массогабаритными показателями и малыми собственными потерями энергии.

В настоящее время промышленность осваивает производство асинхронных электроприводов на основе НППЧЕ различных типов. Например, для шахтных подъемных установок разработаны такие электроприводы большой мощности (1000 и 1250 кВт) [1]. В области малых и средних мощностей (до 100 кВт), на наш взгляд, особенно перспективно использование трехфазно-трехфазных тиристорных НППЧЕ без нулевого провода, силовые блоки которых выполнены по лучевым схемам. Выбор той или иной схемы силового блока обуславливается мощностью, диапазоном частотного регулирования скорости электропривода и зависимостью момента нагрузки от частоты вращения ротора АД. Следует выделить два основных режима работы НППЧЕ с лучевыми схемами силовых блоков: режим преобразования частоты и режим коммутатора. В последнем режиме осуществляется прямое подключение АД к питающей сети, при этом двигатель работает на естественной механической характеристике. В режиме преобразования частоты импульсы управления тиристорами НППЧЕ модулируют сигналами, частота и форма которых определяет частоту и форму выходного напряжения преобразователя. Асинхронные электроприводы малой и средней мощности с относительно небольшим диапазоном регулирования частоты вращения АД (до 20:1) целесообразно строить на основе НППЧЕ с прямоугольной модуляцией выходного напряжения [2]. Системы управления такими преобразователями относительно просты и надежны.

Силовой блок простейшего маловентильного НППЧЕ содержит 6 тириستоров, а в случае необходимости реверсивного управления электроприводом может быть дополнен еще четырьмя тиристорами или контакторным реверсом. Частотное управление АД с помощью такого преобразователя, часто называемое квазичастотным или частотноимпульсным управлением, целесообразно использовать при малых мощностях (до 10–15 кВт) и невысоких требованиях к ограничению пульсаций момента и скорости привода. Разработанная в Белорусском политехническом институте система управления маловентильным НППЧЕ при постоянном моменте нагрузки (подъемно-транспортные механизмы) обеспечивает формирование установившихся режимов работы электропривода при ступенчатом задании выходной частоты преобразователя в диапазоне скоростей $0 < \omega \leq 0,5 \omega_n$ (ω_n – номинальная частота вращения АД) и плавное частотное регулирование скорости привода в переходных режимах. При вентиляторном моменте нагрузки диапазон частотного регулирования скорости привода может быть расширен до $(0,7–0,8) \omega_n$, при этом потери в двигателе не превышают номинальных (гораздо меньше, чем при фазовом управлении).

Для управления АД средней мощности (до 100 кВт) целесообразно применять трехфазно-трехфазные 18-тиристорные НППЧЕ без нулевого провода (силовой блок выполнен по лучевой схеме). В переходных режимах работы такого электропривода диапазон частотного регулирования скорости даже при постоянном (максимальном) моменте нагрузки может быть расширен почти до номинальной скорости АД (до $0,8–0,9 \omega_n$). Высокие энергетические показатели в установившихся режимах работы электроприводов с НППЧЕ (как с 18-, так и с 6-тиристорными) достигаются при дискретном задании выходной

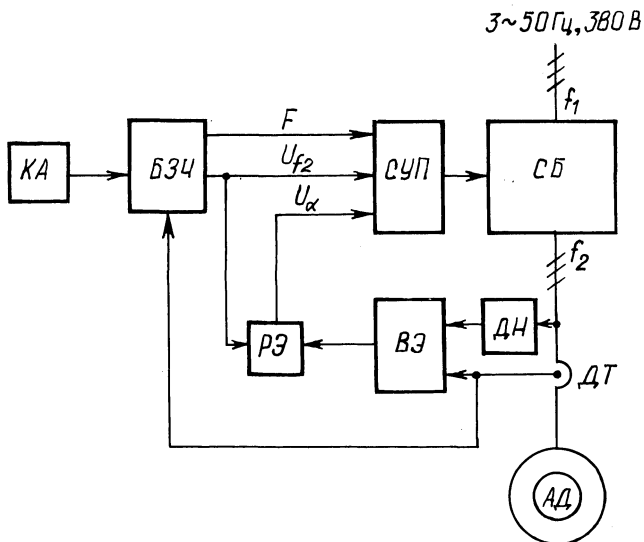


Рис. 1. Функциональная схема системы управления асинхронным электроприводом

частоты f_2 преобразователя [2]. При этом частоту модулирующих сигналов синхронизируют с частотой f_1 напряжения питающей сети. В Белорусском политехническом институте совместно с НИИ завода "Электровыпрямитель" (г. Саранск) разработана система управления 18-тиристорного НППЧЕ серии ТТС мощностью до $100 \text{ кВ} \cdot \text{А}$ [3]. Выпуск этого преобразователя, рассчитанного на применение в электроприводах подъемно-транспортных механизмов, планируется на заводе "Электровыпрямитель".

Следует отметить целесообразность применения НППЧЕ (особенно маловентильных) для частотного пуска асинхронных электроприводов центробежных механизмов, характеризующихся значительными моментами инерции. На основе маловентильных преобразователей могут быть построены электроприводы мощностью до 30–40 кВт. В этом случае с помощью преобразователя формируется частотный пуск АД до $(0,6-0,7) \omega_n$, а затем двигатель подключается непосредственно к питающей сети (например, с помощью контактора).

Структура системы автоматического управления, разработанная для асинхронных электроприводов подъемно-транспортных механизмов с 18- и 6-вентильными НППЧЕ, представлена на рис. 1. Командоаппарат (КА) осуществляет ступенчатое или плавное задание скорости электропривода. Блок задания частоты (БЗЧ) формирует плавное, с заданным темпом, изменение сигнала U_{f_2} при произвольном изменении выходного сигнала командоаппарата, обеспечивает снижение выходной частоты преобразователя в случае превышения током статора АД допустимого значения, а также формирует сигнал F , определяющий способ задания выходной частоты преобразователя (плавное или дискретное задание). Система управления преобразователем (СУП) формирует импульсы управления тиристорами силового блока (СБ) в соответствии с U_{f_2} , F и с сигналом U_α задания угла α открытия тиристорov. В зависимости

от состояния сигнала F СУП осуществляет плавное изменение f_2 в переходных режимах электропривода и дискретное задание f_2 в установившихся режимах. Регулятор ЭДС двигателя (РЭ) и вычислитель ЭДС (ВЭ) образуют контур регулирования угла α , обеспечивающий стабилизацию магнитного потока АД во всем диапазоне частотного регулирования скорости. ВЭ формирует сигнал, пропорциональный модулю результирующего вектора ЭДС двигателя, и содержит аналоговые вычислительные устройства, моделирующие дифференциальные уравнения напряжений фаз статора АД. Эти вычислительные устройства определяют мгновенные значения фазных ЭДС на основе измерения напряжения и тока статора АД с помощью соответственно датчиков напряжения (ДН) и датчиков тока (ДТ). РЭ обеспечивает поддержание ЭДС на уровне $E \equiv f_2$, что соответствует стабилизации потока АД.

Описанная система автоматического управления асинхронным электроприводом формирует жесткие механические характеристики (абсолютное скольжение не превышает 1,5 % при моменте нагрузки в 2 раза большем номинального момента АД), при этом обеспечивается работа привода как в двигательном, так и в тормозном режимах. Отсутствие каких-либо датчиков, пристраиваемых к АД или встраиваемых в него, следует отнести к важным достоинствам этой системы. Такие системы асинхронного электропривода на основе простых НППЧЕ обладают высокими технико-экономическими показателями, просты, надежны и могут применяться в электроприводах общепромышленных механизмов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Электроприводы комплектные частотно-регулируемые для шахтных подъемных машин ЭЧМП-1000, ЭЧМП-1250: Информ. о новой разработке, ЛК 08.46.03–85. – М., 1985. – 8 с. 2. Ф и р а г о Б.И. Теория и исследования системы тиристорный циклоконвертор – асинхронный двигатель: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. – Мн., 1984. – 53 с. 3. Преобразователи серии ТТС: Информ. о новой разработке, ЛК 05.70.06–84. – М., 1985. – 4 с.

УДК 621.316.5

А.И. ЛАПИДУС

ТРЕХФАЗНЫЙ ТИРИСТОРНЫЙ КОММУТАТОР ДЛЯ УПРАВЛЕНИЯ АСИНХРОННЫМ ДВИГАТЕЛЕМ

Тиристорное управление асинхронным двигателем (АД) позволяет реализовать различные режимы работы электропривода. Тиристоры при фазовом управлении выполняют функцию не только бесконтактного пускателя, но и регулятора напряжения. Многообразие схемных решений трехфазных тиристорных коммутаторов (ТТК) обусловлено характером решаемых ими задач [1]. Система ТТК–АД позволяет формировать статические и динамические характеристики двигателя, обеспечивая тем самым оптимальную диаграмму движения электропривода.

На рис. 1 представлена схема разработанного ТТК для плавного пуска и

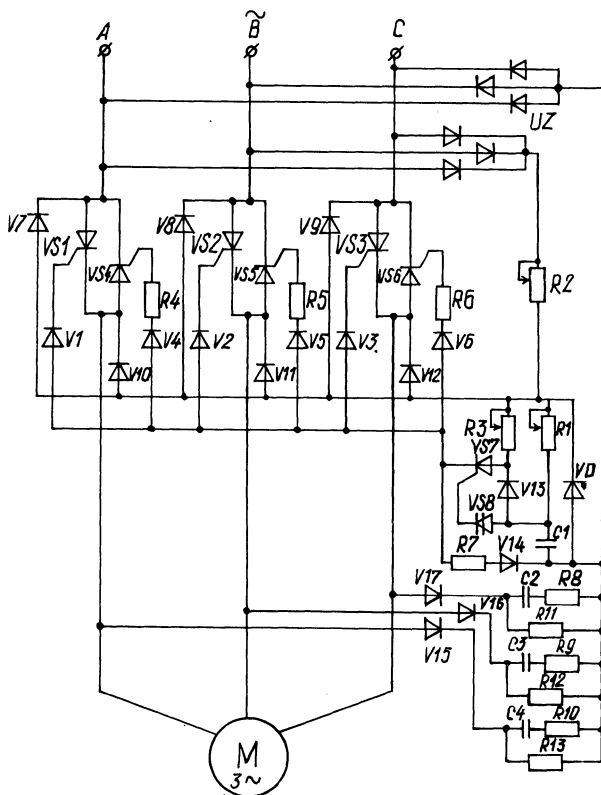


Рис. 1. Схема тиристорного коммутатора

регулирования скорости АД [2]. Коммутатор работает следующим образом. Часть напряжения сети, выпрямленного выпрямителем UZ , стабилизируется стабилитроном VD . Конденсатор $C1$ заряжается от указанного источника стабилизированного напряжения через резистор $R1$. Когда напряжение на конденсаторе $C1$ достигнет величины напряжения включения динистора $VS8$, происходит его пробой и ток разряда конденсатора $C1$ потечет по цепи: первая обкладка конденсатора $C1$ — динистор $VS8$ — управляющий переход тиристора $VS7$ — резистор $R7$ — диод $V14$ — вторая обкладка конденсатора $C1$. В результате протекания разрядного тока конденсатора $C1$ открывается тиристор $VS7$. С момента включения тиристора $VS7$ через него начинает идти ток, который далее разветвляется по двум цепям: через управляющий электрод одного из силовых тиристоров $VS1 - VS3$, анод которого находится под наиболее положительным потенциалом питающей сети, и через управляющий электрод одного из тиристоров $VS4 - VS6$, катод которого находится под наиболее отрицательным потенциалом питающей сети.

Схема выполнена так, что исключается возможность подачи управляющих импульсов на те тиристоры, которые из-за полярности питающего напряжения в этот момент не могут проводить ток. Допустим, что в какой-то момент вре-

мени фаза A имеет наибольший положительный потенциал, а фаза C – наибольший по модулю отрицательный, при этом откроются силовые тиристоры $VS1$ и $VS6$. Для силового тиристора $VS1$ управляющий ток пойдет по цепи: фаза A – диод выпрямителя UZ – резистор $R2$ – резистор $R3$ – тиристор $VS7$ – диод $V1$ – управляющий переход силового тиристора $VS1$ – диод $V15$ – конденсатор $C4$ – резистор $R10$ – диод выпрямителя UZ – фаза C . Для силового тиристора $VS6$ управляющий ток пойдет по цепи: фаза A – диод выпрямителя UZ – резистор $R2$ – резистор $R3$ – тиристор $VS7$ – диод $V6$ – резистор $R6$ – управляющий переход силового тиристора $VS6$ – фаза C . Эти управляющие токи опирают силовые тиристоры $VS1$ и $VS6$, которые удерживаются в открытом состоянии током диодов $V7$ и $V12$.

При формировании управляющего импульса для остальных силовых тиристоров рассмотренные процессы повторяются со сдвигом на 120° эл. Удержание силовых тиристоров в открытом состоянии током выпрямителя UZ и током диодов $V7$ – $V12$ является причиной обеспечения независимости длительности управляющих импульсов от характера нагрузки коммутатора. Открытый силовой тиристор вместе с диодом в его анодной цепи шунтирует цепь тиристора $VS7$, в результате чего ток через управляющий переход силового тиристора автоматически исчезает. Изменяя постоянную времени τ времязадающей RC -цепи, можно в широких пределах регулировать угол α открывания силовых тиристоров в оба полу периода питающего напряжения.

Наличие магнитной связи между обмотками фаз статора и ротора, а также влияние на эту связь скорости вращения двигателя усложняет расчет всех параметров и характеристик машины. Для определения токов и напряжений в цепях двигателя необходимо решить систему громоздких и сложных дифференциальных уравнений [3], составленных с учетом ЭДС вращения и угла проводимости тиристоров. Решение этих уравнений возможно только с помощью ЭВМ. По результатам таких расчетов [4] получены графические зависимости (рис. 2), с помощью которых могут быть построены регулировочные механические и скоростные характеристики АД.

При питании двигателя несинусоидальным напряжением можно считать, что его момент M равен алгебраической сумме составляющих от отдельных гармоник напряжения. Тогда

$$M = M_1 - M_5 + M_7 - M_{11} + \dots,$$

где M_1 , M_5 , M_7 , ... – моменты, образуемые соответственно первой, пятой, седьмой гармониками напряжения. Знак момента зависит от направления вращения поля соответствующей гармоники по отношению к вращающемуся полю первой гармоники. Значения моментов M_1 , M_5 , M_7 , ... могут быть определены, если для каждой из гармоник напряжений составить свою схему замещения.

Если пренебречь активным сопротивлением статорных цепей, критический момент для i -й гармоники $M_{\kappa i}$ можно выразить следующей зависимостью:

$$M_{\kappa i} = \frac{m}{2\omega_{ci}} \frac{U_{\text{Д}i}^2}{i(x_1 + x_2')},$$

где m — число фаз статора; ω_{ci} — синхронная скорость вращения электромагнитного поля для i -й гармоники; $U_{ид}$ — действующее значение напряжения i -й гармоники; x_1, x_2 — индуктивное сопротивление статора и ротора.

Текущее значение скольжения для i -й гармоники S_i связано со скольжением двигателя S , соответствующим 1-й гармонике напряжения, соотношением $S_i = 1 \mp (1 - S)/i$. Знак "—" относится к полям прямой последовательности, совпадающим по направлению вращения с полем 1-й гармоники, а знак "+" — к полям обратной последовательности. Используя (1), можно найти соотношение для критических моментов i -й и 1-й гармоник, когда $U_{1д} = U_{д.ф}$:

$$\frac{M_{ки}}{M_k} = \frac{1}{i^2} \left(\frac{U_{ид}}{U_{1д}} \right)^2 = \frac{1}{i^2} \left(\frac{U_{ид}}{U_{д.ф}} \right)^2 = \frac{1}{i^2} v_{ид}^2,$$

где M_k — критический момент АД на естественной характеристике; $U_{д.ф}$ — действующее значение фазного напряжения, приложенного к двигателю в режиме непрерывного синусоидального тока; $v_{ид}$ — относительное значение действующего напряжения i -й гармоники: $v_{ид} = V_{ид} / V_{д.ф}$.

Исследования показали, что максимальное значение $v_{5д}$ и $v_{7д}$ даже в самых неблагоприятных случаях не превышает 0,2–0,25, а напряжение гармоник более высокого порядка ввиду их малости вообще можно не учитывать. Поэтому моменты, создаваемые высшими гармониками, пренебрежимо малы по сравнению с моментом от первой гармоники. Следовательно, с достаточной для практических расчетов точностью при определении вида регулировочных механических характеристик АД следует пользоваться формулой

$$M_p = M v_1^2, \quad (5)$$

где M_p — момент, развиваемый двигателем при питании пониженным напряжением; M — момент на естественной характеристике, рассчитанный по фор-

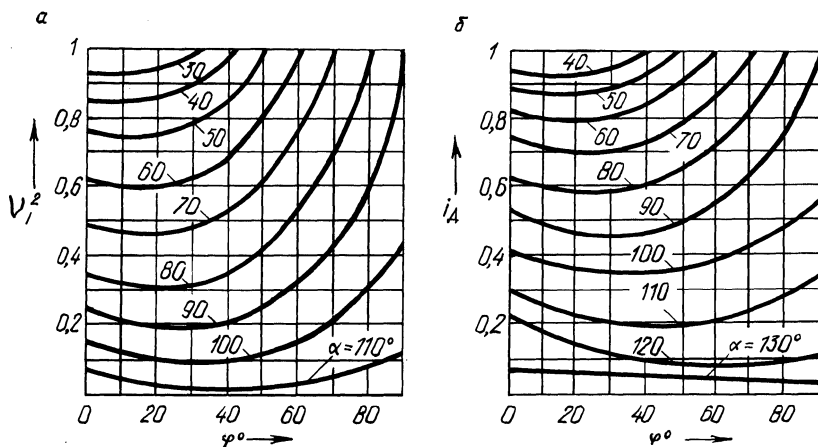


Рис. 2. Универсальные расчетные кривые для построения характеристик двигателя: а — $v_1^2 = f(\alpha, \varphi)$ — для механических характеристик; б — $i_d = f(\alpha, \varphi)$ — для скоростных характеристик

муле Клосса; ν_1 — относительное напряжение 1-й гармоники для выбранного значения скольжения S .

Таким образом, для построения регулировочных характеристик необходимо знать ν_1^2 для выбранных значений S , т. е. иметь функцию $\nu_1^2 = f(S)$ при фиксированных значениях угла α открывания тиристоров. Для этого воспользуемся кривыми $\nu_1^2 = f(\alpha, \varphi)$, приведенными на рис. 2, а, вычислив предварительно углы φ нагрузки для каждого значения S . Функция $\varphi = f(S)$ может быть определена различными способами (по каталожным данным, из круговой диаграммы или из схемы замещения) в предположении, что ее вид не зависит от величины приложенного к двигателю напряжения. В частности, при использовании Т-образной схемы замещения АД формула для определения φ приобретает вид [5]:

$$\varphi = \arctg(x_3/R_3) = \arctg \frac{x_1 + Z_1 \left((1/x_0) + (x'_2/z_2'^2) \right)}{r_1 + Z_1^2 r_2' / (s z_2'^2)}$$

Здесь $z_1 = \sqrt{r_1^2 + x_1^2}$; $z_2' = \sqrt{(r_2'/s)^2 + x_2'^2}$.

Зависимость $\varphi = f(s)$, найденная из схемы замещения АД по первой гармонике, справедлива, если параметры его принимаются постоянными. При переменном угле α изменяется напряжение, приложенное к двигателю, ток, протекающий по обмотке, а следовательно, и индуктивное сопротивление из-за изменения насыщения от потоков рассеяния. Однако расчеты показывают, что для инженерных исследований можно пользоваться зависимостью $\varphi = f(s)$, не учитывая изменения питающего напряжения. На рис. 3 представлены регулировочные механические характеристики электропривода в системе ТТК-АД (двигатель типа 4АХ80А4, $P_{\text{ном}} = 1,1$ кВт).

Для исследования энергетических показателей асинхронных электроприводов, работающих на регулировочных характеристиках, целесообразно знать их скоростные характеристики, т. е. зависимость $I_{\text{д}} = f(s)$, так как действующее значение тока $I_{\text{д}}$ в обмотках статора определяет нагрев двигателя. Скоростные характеристики АД при $\alpha = \text{const}$ могут быть построены с помощью универсальных кривых $i_{\text{д}} = f(\alpha, \varphi)$, приведенных на рис. 2, б, и известной за-

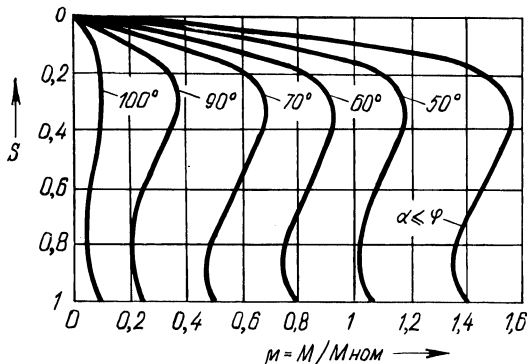


Рис. 3. Регулировочные механические характеристики двигателя типа 4АХ80А4

зависимости $\varphi = f(S)$. Методика построения скоростных характеристик аналогична рассмотренной для построения механических регулировочных характеристик. Действующее значение тока на регулировочной скоростной характеристике равно

$$I_p = I_d i_d, \quad (2)$$

где I_d — действующее значение тока статора при работе двигателя на естественной характеристике.

Из формулы (2) следует, что для отыскания зависимости $I_p = f(S)$ при фиксированных углах α нужно знать $I_d = f(S)$ и $i_d = f(s)$ при соответствующих α . Функцию $I_d = f(S)$ можно определить, пользуясь паспортно-каталожными данными, из следующего выражения [6]:

$$I_d = I_0^2 + 2(I_{\text{ном}}^2 - I_0^2) \frac{M_k S_k}{M_{\text{ном}} S_{\text{ном}}} \frac{s^2}{s^2 + s_k^2},$$

где I_0 , $I_{\text{ном}}$ — токи холостого хода и номинальный; $M_{\text{ном}}$ — номинальный момент; s_k , $s_{\text{ном}}$ — критическое и номинальное скольжение.

Разработанная схема ТТК достаточно проста и позволяет за счет фазового управления тиристорами получать различные регулировочные характеристики АД.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тиристорные преобразователи напряжения асинхронного электропривода / Л.П. Петров, О.А. Андрющенко, В.И. Капинос и др. — М.: Энергоатомиздат, 1986. — 200 с.
2. Трехфазный тиристорный коммутатор: А. с. 1039032 СССР, МКИ³Н 03 К 17/56.
3. Асинхронный электропривод с тиристорными коммутаторами / Л.И. Петров, В.А. Ладензон, М.П. Обуховский, Р.Г. Подзолов. — М.: Энергия, 1970. — 128 с.
4. Ш у б е н к о В.А., Б р а с л а в с к и й И.Я. Тиристорный асинхронный электропривод с фазовым управлением. — М.: Энергия, 1972. — 200 с.
5. С ы р о м я т н и к о в И.А. Режимы работы асинхронных электродвигателей. — М.; Л.: Госэнергоиздат, 1955. — 328 с.
6. Г е й л е р Л.Б. Основы электропривода. — Мн.: Выш. шк., 1972. — 608 с.

УДК 621.311

В.А. ТРУСОВ

АНАЛИЗ ПОВРЕЖДЕНИЙ В ВОЗДУШНЫХ СЕТЯХ 10 кВ С ИЗОЛИРОВАННОЙ НЕЙТРАЛЬЮ

Известно [1], что сети 6–10 кВ по протяженности в 6 раз превышают сети 35 кВ и являются, безусловно, более ответственными, чем примерно равные им по протяженности сети 0,38 кВ. Повреждаемость сетей 10 кВ в 4 раза выше, чем 35 кВ, и составляет около 60 % общего числа повреждений в сетях 0,4–35 кВ. Именно поэтому для проведения анализа повреждений в сетях с изолированной нейтралью в данной работе выбраны сети 10 кВ.

В качестве исходных материалов при анализе были использованы дан-

ные актов аварийных отключений ВЛ 10 кВ в электрических сетях Лидских РЭС Гродноэнерго за один год. Рассмотрены и изучены 142 отключения.

Из проведенного анализа по числу отключений в год на различных участках сети было замечено, что повреждаемость ВЛ 10 кВ не столько зависит от протяженности линии, сколько определяется уровнем эксплуатации распределительных электрических сетей. Так на участке длиной 50,67 км произошло пять отключений, а на участке длиной 32,74 км семнадцать.

Из рис. 1 видно, что распределение отключений в течение года неравномерно и имеет несколько всплесков. Большое влияние на число повреждений оказывают ветровые, гололедно-ветровые, грозовые, температурные и прочие нагрузки.

Ветровой напор во многом зависит от плотности воздуха. Относительно небольшое влияние на плотность воздуха оказывает атмосферное давление. На территории БССР наибольшее давление наблюдается в зимний период, а наименьшее – в летний. Это значит, что влияние повышенного давления в атмосфере совпадает с влиянием пониженных температур. При совместном учете влияния температуры и давления ветровой напор по сравнению с предусмотренными нормами [2] увеличивается на 20 %.

Учет метеорологических условий необходим при проверках прочности опор и приставок, разрушенных при авариях, а также при анализе ветровых нагрузок, действующих на воздушные линии электропередачи. Только в том случае, если скорость ветра "привязана" к температуре и атмосферному давлению, можно при наличии остальных данных с достаточной точностью определить ветровое давление на конструкцию, а следовательно, и выявить причину аварии. Обрывы проводов при отсутствии на них гололеда возникают при скорости ветра более 20 м/с [3].

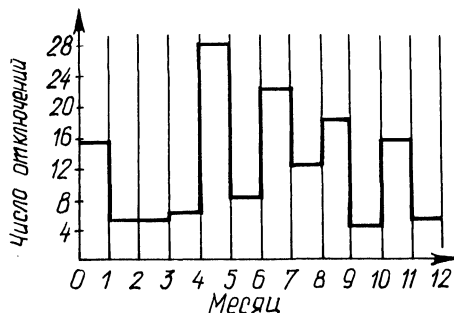
Большую долю занимают отключения, связанные с динамическим поведением проводов в ветровом потоке. Большинство случаев схлестываний проводов происходит в пролетах, в которых путем визуальных осмотров не выявлена регулировка стрел провеса соседних проводов. Такие отключения, очевидно, объясняются недостаточными расчетами расстояний между проводами на опорах воздушной линии.

Одна из основных причин повреждений в зимний период – большое тяжение проводов от гололедных нагрузок. Обрывы проводов происходят в ослабленных местах. В проверенных исследованиях было замечено, что они в основном имеют место в зоне 1/4, 1/2, 3/4 длины пролета, а также непосредственно у места крепления проводов к изоляторам или в 2–3 м от крепления.

Грозовые перенапряжения также влияют на число отключений (рис. 1). Установлено, что повреждаемость по элементам опор из-за грозы распределена следующим образом: повреждение стоек 40 %, траверс – 25, изоляторов – 24, пасынков – 6, раскосов – 5 %.

До 80 % всех повреждений [4] в сетях с изолированной нейтралью приходится на замыкания на землю. При этом сеть может работать без отключения 2 ч, что способствует ряду нежелательных явлений. Так, при протекании тока замыкания на землю по телу опоры происходит выгорание каверн в теле опоры, появляется опасное для жизни напряжение прикосновения к опоре и шаговое напряжение при приближении к ней. Когда напряжение опоры приблизится к фазовому, напряжение смещения нейтрали настолько снижается, что прибо-

Рис. 1. Распределение числа отключения по месяцам года



ры контроля изоляции на подстанции перестают сигнализировать наличие замыкания на землю, поэтому обслуживающий персонал может сделать ложный вывод, что замыкание на землю будто бы самоустранилось. Эти нежелательные явления, естественно, опасны для жизни человека. Следовательно, их нужно устранять. Благодаря анализу повреждений процесс устранения неисправностей ускорится.

ЛИТЕРАТУРА

1. Авраменко А.А., Барг И.Г., Холмский Д.В. Определение частоты отказов сельских ВЛ 10 кВ // Электр. станции. – 1982. – № 3. – С. 59–61.
2. Лукьяненко Ю.Д. Влияние метеорологических условий на линии электропередачи 6–10 кВ // Электр. станции. – 1974. – № 9. – С. 57–59.
3. Усманов Ф.Х., Кабатов В.Ю., Максимов В.А. Анализ отключений сельских ВЛ 6–10 кВ // Электр. станции. – 1980. – № 8. – С. 56–58.
4. Лихачев Ф.А. Замыкания на землю в сетях с изолированной нейтралью и с компенсацией емкостных токов. – М.: Энергия, 1971. – 122 с.

УДК 621.365.2

В.М. ПРИМА

К ВОПРОСУ О СТАБИЛИЗАЦИИ НАПРЯЖЕНИЯ В СЕТЯХ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ, ИМЕЮЩИХ ДУГОВЫЕ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫЕ ПЕЧИ

В период расплавления шихты работа дуговых сталеплавильных печей (ДСП) сопровождается частыми колебаниями реактивной мощности. Наибольших значений эти колебания достигают при эксплуатационных коротких замыканиях в ДСП. Как правило, установки ДСП подключаются к шинам вторичного напряжения подстанций глубокого ввода (ПГВ), от которых питается в условиях предприятия смешанная нагрузка. Колебания напряжения на шинах вторичного напряжения таких подстанций, вызываемые работой установок ДСП, могут оказываться выше допустимых пределов. В ряде случаев это приводит к необходимости отдельного питания силовой (резкопеременной) и чувствительной к колебаниям напряжения (осветительной) нагрузок. В ре-

зультате усложняется схема электроснабжения предприятия, увеличивается количество трансформаторов на подстанциях глубокого ввода.

Уменьшение влияния работы установок ДСП на качество напряжения в электрической сети предприятия может быть достигнуто различными способами [1, 2], в том числе и эффективным ограничением токов эксплуатационных коротких замыканий в самих установках ДСП. В печных агрегатах существующих установок ДСП для этих целей используются реакторы со стальным магнитопроводом, имеющим в стержнях немагнитные зазоры [3].

Такие реакторы обладают значительным реактивным сопротивлением (10–25 %) и сохраняют его практически неизменным при любых режимах работы ДСП. При коротком замыкании в электропечной установке это позволяет обеспечить кратность тока, равную 2,5–4.

Более эффективным средством ограничения токов технологических коротких замыканий в ДСП могут стать токоограничивающие управляемые реакторы [4]. Они в отличие от реакторов с немагнитными зазорами автоматически увеличивают свою индуктивность до заданных пределов при коротком замыкании в электрической цепи. С помощью таких реакторов можно обеспечить в режиме короткого замыкания необходимую индуктивность подводящей к установке ДСП сети, более эффективно ограничить ток эксплуатационного короткого замыкания и тем самым добиться существенного снижения колебаний напряжения в электрической сети промышленного предприятия.

Согласно ПУЭ, печные трансформаторы установок ДСП могут присоединяться к электрическим сетям общего назначения без выполнения специальных расчетов на колебания напряжения, если соблюдается условие

$$\sqrt{\sum_1^n S_{Ti}^2} / S_K \leq 0,01, \quad (1)$$

где S_{Ti} – номинальная мощность печного трансформатора; S_K – мощность короткого замыкания в месте присоединения установок ДСП к электрическим сетям общего назначения; n – количество присоединенных установок ДСП.

При одинаковой мощности присоединяемых установок ДСП выражение (1) примет вид

$$S_T \sqrt{n} / S_K \leq 0,01. \quad (2)$$

В практических расчетах колебания напряжения при работе одиночной установки ДСП определяются выражением

$$V_t = \frac{\Delta Q}{S_K} 100, \quad (3)$$

где ΔQ – размах колебания реактивной мощности при работе печной установки.

Если принять по условиям колебания напряжения ΔQ равный мощности печного трансформатора S_T [2], а также умножить и разделить правую часть выражения (3) на \sqrt{n} , то

$$V_t = \frac{S_T \sqrt{n}}{S_K} \frac{100}{\sqrt{n}}. \quad (4)$$

С учетом (2) выражение (4) примет вид

$$V_t = 1/\sqrt{n}. \quad (5)$$

Соотношение (5) показывает, что при подключении к сетям общего назначения группы установок ДСП одинаковой мощности условие (2) может выполняться в том случае, если колебания напряжения, вызванные работой каждой из установок, не превысят значения равного $1/\sqrt{n}$.

Колебания напряжения на шинах вторичного напряжения подстанций глубокого ввода, куда подключена установка ДСП, можно представить выражением:

$$V_t = \frac{\Delta Q}{S_{пгв}} u_K, \quad (6)$$

где $S_{пгв}$, u_K — номинальная мощность и напряжение короткого замыкания трансформатора, установленного на подстанции глубокого ввода.

При оценке максимально возможных колебаний напряжения, вызванных эксплуатационными короткими замыканиями в установке ДСП, размах колебания реактивной мощности

$$\Delta Q = ((100/x_{пс}) - 1) S_T, \quad (7)$$

где $x_{пс}$ — реактивное сопротивление подводящей к установке ДСП электрической сети. Выражение (7) позволит представить формулу (6) в таком виде:

$$V_t = \frac{((100/x_{пс}) - 1) S_T u_K}{S_{пгв}}. \quad (8)$$

Исходя из условий колебаний напряжения в электрической сети общего назначения предприятия при подключении к ней группы установок ДСП одинаковой номинальной мощности правые части выражений (5) и (8) можно приравнять

$$\frac{((100/x_{пс}) - 1) S_T u_K}{S_{пгв}} = \frac{1}{\sqrt{n}}. \quad (9)$$

Сопротивление подводящей сети установки ДСП $x_{пс}$, входящее в выражение (9), представляет сумму в основном трех составляющих реактивного сопротивления: электропечного трансформатора $u_{кт}$, токоограничивающего реактора в режимах КЗ $x_{рк}$ и короткой сети установки ДСП $x_{к,с}$:

$$x_{пс} = u_{кт} + x_{рк} + x_{к,с}. \quad (10)$$

Из выражения (9) после подстановки в него соотношения (10) определяется кратность увеличения реактивного сопротивления управляемого реактора в режиме эксплуатационного короткого замыкания m , при которой будет обеспечиваться условие (2):

Табл. 1. Кратности сопротивления управляемых реакторов в установках ДСП различной мощности

Мощность трансформаторов ПГВ, мВ · А	Количество ДСП, подключенных к одному трансформатору ПГВ	Кратность m сопротивления реактора при мощности электропечного трансформатора, кВ · А						
		400	1000	1800	2800	5000	9000	15000
25	2	1,9	4,4	5,8	6,9	7,3	—	—
25	3	2,5	5	6,4	7,3	7,7	—	—
25	4	2,9	5,5	6,8	7,7	—	—	—
25	5	3,2	5,8	7	7,9	—	—	—
40	2	—	1,3	2,9	4,1	5,2	5,4	—
40	3	—	2,2	3,5	4,8	5,7	5,9	—
40	4	—	2,6	3,9	5,2	6,1	—	—
40	5	—	2,9	4,3	5,5	6,3	—	—
63	2	—	—	1,6	2,8	3,8	4,4	—
63	3	—	—	2,2	3,3	4,4	4,9	—
63	4	—	1,4	2,6	3,8	4,8	5,3	—
63	5	—	1,6	2,9	4,1	5,1	5,5	—
80	2	—	—	—	2	3	3,7	—
80	3	—	—	1,5	2,6	3,7	4,3	—
80	4	—	—	1,9	3	4,1	4,7	4,4
80	5	—	—	2,2	3,4	4,4	5	4,9

$$m = \frac{1}{x_{рн}} \left(\frac{100}{S_{пгв} / (u_k S_T \sqrt{n}) + 1} - u_{кт} - x_{кс} \right), \quad (11)$$

где $x_{рн}$ — реактивное сопротивление управляемого реактора в нормальном режиме работы, %.

Для различных значений мощности трансформаторов подстанций глубокого ввода, а также различных групп ДСП одинаковой номинальной мощности, подключенных к одному трансформатору подстанции, выполнены по выражению (11) расчеты кратности сопротивления m управляемых реакторов.

При этом во всех вариантах расчетов сопротивление управляемых реакторов в нормальном режиме принималось равным 8 %. Значение $u_{кт}$ трансформаторов и реактивного сопротивления короткой сети ДСП принималось по [3] в соответствии с мощностью электропечного трансформатора (табл. 1)

Анализ результатов расчетов свидетельствует о технической возможности изготовления токоограничивающих управляемых реакторов с кратностью увеличения их индуктивности до значений, указанных в табл. 1.

Используя в установках ДСП управляемые реакторы вместо реакторов, имеющих магнитопровод с зазорами, можно увеличить электропечную нагрузку трансформаторов подстанций глубокого ввода до $0,6S_n$ при соблюдении условий по колебаниям напряжения в сети.

ЛИТЕРАТУРА

1. М у к о с е е в Ю.Л. Применение сдвоенных реакторов для стабилизации напряжения в сетях промышленных предприятий // Электричество. — 1965. — № 4. — С. 48–50.

2. Влияние дуговых электропечей на системы электроснабжения / Под ред. М.Я. Смелянского и Р.В. Минеева. — М.: Энергия, 1975. — 184 с. 3. Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов для дуговых электрических печей. — М.: ГЭИ, 1959. — 207 с. 4. Прийма В.М. Токоограничивающий управляемый реактор // Изв. вузов. Энергетика. — 1966. — № 11. — С. 112–114.

УДК 621.318.25

Р.Р. МОРОЗ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРИТИЧЕСКОЙ ЧАСТОТЫ ПРИ РАЗМАГНИЧИВАНИИ ФЕРРОМАГНИТНЫХ ТЕЛ

В пространстве вокруг намагниченных тел всегда существуют магнитные поля, которые отрицательно воздействуют на работу изделий, состоящих из ферромагнитных деталей. Для повышения качества изделий ферромагнитные тела размагничивают. Перспективным методом размагничивания является динамический метод размагничивания, при котором качество размагничивания зависит от максимальной амплитуды, частоты и скорости спадаания размагничивающего поля. Рассмотрим зависимость степени размагничивания от частоты. Любое ферромагнитное тело можно размагнитить диапазоном частот от нуля до некоторой предельной частоты, которую называют критической [1]. Критическая частота определяется размерами и внутренними свойствами ферромагнитного тела.

В данной статье описывается определение критической частоты для кремнистого железа (3% Si) по изменению размеров доменов при воздействии на монокристалл кремнистого железа затухающим электромагнитным полем разной частоты и скорости затухания.

Согласно современным представлениям, при отсутствии внешнего магнитного поля ферромагнитный образец разбивается на отдельные области самопроизвольной намагниченности — домены. Различают равновесную и неравновесную доменную структуры. При равновесной структуре размер домена соответствует размеру, определяемому по следующей формуле [2]:

$$l = \sqrt{V\sigma / (SJ^2)},$$

где l — размер домена; V — объем тела; σ — поверхностная энергия; S — площадь поверхности тела; J — намагниченность.

Часто при расчетах пользуются приближенной формулой

$$l = \sqrt{0,1L}.$$

Если размер домена соответствует равновесной доменной структуре, то тело размагничено. Если размер домена не соответствует равновесной доменной структуре, то ферромагнитное тело будет неустойчиво к внешним воздействиям и может легко намагнититься. Значит, размеры доменов определяют намагничено или размагничено тело.

Проводились эксперименты по определению зависимости размеров доме-

нов при воздействии на образец переменным затухающим электромагнитным полем [3]. На рис. 1 показана зависимость размеров доменов от скорости спада поля при различных частотах. Из рис. 1 видно, что частотой 50 Гц нельзя получить размер домена больше 0,658 мм (точка *B*), а частотой 5 Гц — 0,8 мм (точка *D*). Если точки, показывающие наибольшие размеры доменов, на которые разбивается кристалл разными частотами (точки *A*, *B*, *C*, *D*), соединить линией, то получим зависимость наибольших размеров доменов от частоты (линия *MN*). Пользуясь кривой *MN*, можно, зная размеры кристалла, который нужно размагнитить, указать наибольшую частоту для размагничивания данного кристалла. Данный кристалл можно размагнитить указанной наибольшей (критической) частотой и любой частотой, ниже критической. Зная, что размер домена, соответствующий равновесной доменной структуре, связан с размером кристалла формулой $L = l^2 J^2 / \sigma$, можно сделать вывод, что частотой 50 Гц можно размагнитить кристалл размером $L = 10l^2 = 10 \cdot 0,658^2 = 4,34$ мм. Этот размер является предельным. Если размер кристалла превышает 4,34 мм, то полностью размагнитить его частотой 50 Гц невозможно, так как этой частотой нельзя разбить тело на домены, соответствующие равновесной доменной структуре. Точно также частотой 5 Гц можно размагнитить кри-

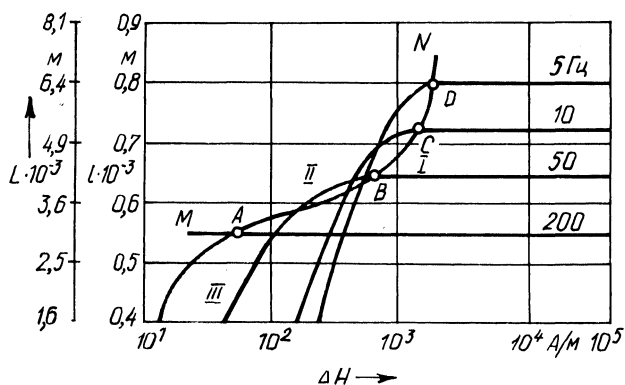


Рис. 1. Графики зависимости размеров доменов (*l*) и размеров образца (*L*) от скорости спада поля при различных частотах

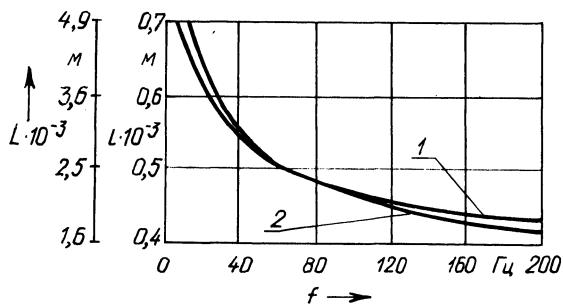


Рис. 2. Графики зависимости предельных размеров доменов (*l*) и предельных размеров образца (*L*) от частоты, определенные по размерам доменов (кривая 1) и по формуле (1) (кривая 2)

стал с предельными размерами $L = 6,4$ мм. На рис. 2 показана зависимость наибольших (предельных) линейных размеров размагничиваемого тела от частоты. Пользуясь этой зависимостью, можно, зная размеры тела, определить критическую частоту, которой можно размагнитить данное тело (кривая 1).

Зависимость критической частоты при размагничивании выведена А.П. Латышевым [1]

$$f_{\text{кр}} = \frac{4}{\mu_0 \mu g \pi L^2}, \quad (1)$$

где μ_0 — магнитная постоянная: $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м; μ — относительная магнитная проницаемость: $\mu = 2000$ [4]; g — удельная электрическая проводимость: $g = 2 \cdot 10^6$ См [4]; L — линейный размер тела, м.

На рис. 2 показана зависимость линейных размеров размагничиваемого тела от частоты, определенная по размерам доменов (кривая 1) и по формуле А.П. Латышева (кривая 2). Они практически совпадают, что свидетельствует о том, что описанный метод определения критической частоты по линейным размерам доменов дает такие же результаты, как и по формуле А.П. Латышева, и может быть применен при размагничивании ферромагнитных тел.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л а т ы ш е в А.П. Теория размагничивания. — Л.: ВМОЛА, 1960. — 182 с. 2. Френкель Я.И. Введение в теорию металлов. — Л.: Наука, 1972. — 424 с. 3. Р а н ж у р о в Н.Б., С а в ч е н к о М.К., Ч е р к а ш и н В.С. К вопросу о размагничивании ферромагнитных образцов // Изв. вузов. Физика, 1972. — № 9. — С. 119–122. 4. З а й м о в с к и й А.С., Ч у д н о в с к а я Л.А. Магнитные материалы. — М.; Л.: ГЭИ, 1957. — 224 с.

УДК 621.319.74

П.М. КОРНИЕНКО, А.Н. ОГАНЕЗОВ

СТАТИЧЕСКОЕ ЭЛЕКТРИЧЕСТВО И ЕГО ВОЗДЕЙСТВИЕ НА РАБОЧИЙ ПЕРСОНАЛ

Накопление зарядов статического электричества в ряде случаев нарушает технологический процесс, вызывает порчу материальных ценностей, способствует возникновению пожаров и взрывов. Статическое электричество может представлять определенную опасность и для здоровья людей. В статье рассматриваются вопросы воздействия статического электричества на рабочий персонал радиозавода.

Замеры параметров электростатического поля, а также изучение характера их физиологического воздействия на монтажниц, сборщиц и регулировщиков радиоэлектронной аппаратуры проводились в цехах и в других рабочих помещениях. Измерения потенциалов электростатического поля и плотности его зарядов осуществлялись с помощью электрометра, разработанного на энергетическом факультете БПИ (рис. 1).

Созданный электрометр — это простой в пользовании прибор с бескон-

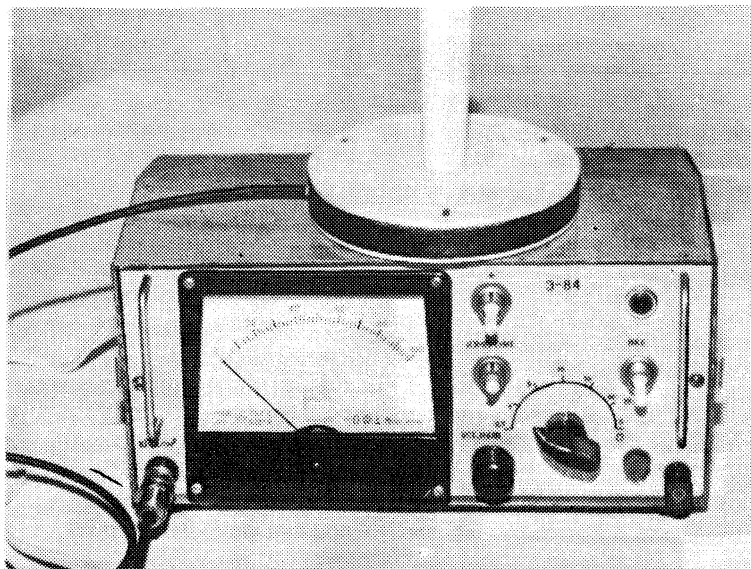


Рис. 1. Общий вид электрометра

тактным датчиком, который позволяет определять не только абсолютное значение заряда, но и его знак. От других аналогичных приборов он отличается еще и устойчивостью к воздействию промышленных помех. Данным свойством он обладает благодаря применению в каскадах усиления балансной схемы и стабилизации напряжений в цепях как постоянного, так и переменного тока.

Было выявлено, что электростатический потенциал на рабочих местах, одежде, обуви и руках работников исследуемых цехов и помещений, а также на радиоэлектронных изделиях (и на их таре) достигал 1000 В и более. Установлено также, что параметры электростатического поля зависят от характера технологического процесса, свойств изготавливаемых изделий, а также от температуры и влажности окружающего воздуха. Анализ таких наблюдений, а также изучение специальной литературы позволили сделать следующие обобщения.

Длительное воздействие электростатических полей вызывает у людей определенные нарушения вегетативных функций, в частности артериального давления. У отдельных работников отмечалась головная боль, раздражительность, быстрая утомляемость. Однако у остальных обследованных лиц (их было более 45 %) не было замечено никаких физиологических отклонений от нормы.

Дальнейшие наблюдения позволили установить, что после отпуска лиц, у которых наблюдались какие-то отклонения, вернулись на работу в нормальном физическом состоянии. По-видимому приведенные данные свидетельствуют о том, что электростатическое поле не вызывает у человека необратимых патологических изменений.

Изучалась также степень физиологического воздействия электростатических полей на человеческий организм в зависимости от направления их силовых линий. Установлено, что статические электрические поля наиболее активно воздействуют при направлении их силовых линий по нормали к работникам. Самое большое скопление силовых линий наблюдается в области шеи, лодыжек, колен, т. е. в тех местах, где площадь поперечного сечения наименьшая.

Определялись также параметры электростатических зарядов на людях, работающих у конвейеров.

Накопление зарядов на нашем теле в большой мере зависит от материала, из которого изготовлена одежда и обувь. В определенных условиях на теле человека или его одежде может накопиться заряд статического электричества с потенциалом более 15 кВ. Известны случаи накопления зарядов до 45 кВ. Потенциал от одного до трех десятков киловольт рабочие могут приобрести, если они носят одежду из непроводящего электрические заряды (синтетического) материала и изолированы от земли обувью [1].

При соприкосновении человека, несущего высокий электрический заряд, с заземленным предметом либо с вещами или людьми, имеющими более низкий потенциал, происходит разряд. В этот момент через его тело протекает кратковременный разрядный ток.

Воздействие разряда статического электричества человек ощущает в виде слабого, умеренного или сильного толчка, удара, укола или ожога, интенсивность которых зависит от освобождающейся при разряде энергии. Замечено также, что одна и та же интенсивность разряда разными людьми воспринимается неодинаково. Сюда относятся как чисто физические показатели человеческого организма (состояние кожи, настроение), так и метеорологические и даже экологические (погода, окружающая среда).

Создание подходящего микроклимата является важнейшим фактором для обеспечения технологической гигиены в сборочных и в других цехах. К рабочему в этих условиях предъявляются определенные требования: содержать детали и инструмент в чистоте, не ходить без надобности по помещению, переносить детали в таре из материала с сопротивлением $10^5 - 10^6$ Ом, носить спецодежду из хлопчатобумажных тканей и т. д. [2].

Экспериментальные исследования позволили сделать также вывод и о том, что заметная электризация твердых тел происходит при условии, если удельное сопротивление хотя бы одного из них больше 10^8 Ом·м.

В табл. 1 приведены предельные значения потенциалов статического электричества, измеренных на рабочих местах (на столах, стульях, конвейерной ленте), а также на одежде и руках рабочего персонала, выполняющего наиболее типичные производственные процессы.

Для отвода накапливаемых зарядов на правую руку рабочих, выполняющих сборочные, монтажные, регулировочные и настроечные операции, пристегнут браслет, присоединенный к контуру заземления.

На внутренней поверхности браслета прикреплены две круглые медные клеммы размером с двухкопеечную монету. Эти клеммы служат для создания контакта с кожным покровом руки. С наружной стороны браслет покрыт пластиной, которая с одной стороны соединена с клеммами, а с другой — имеет специальное гнездо для подключения браслета к заземлению.

Табл. 1. Предельные значения потенциалов статического электричества

Наименование производственного процесса	Предельные значения потенциалов, В							
	на ладонях работающих		на одежде работающих		на стуле, покрытом		на столе	
	без брас-лета	с брас-летом	на хала-те	без хала-та	плас-ти-ком	дер-ман-ти-ном	на зазем-ленной металли-ческой пластине	на плос-кости кетвола из ДСП
Монтажные работы (разделка жгутов, пайка, сборка и т.д.)	300	24	180	240	800	1000	2	720
Регулировка и на-стройка радиоаппа-ратуры	-300	21	60	128	-	700	3	690

Степень биологического воздействия электростатических зарядов зависит от силы тока и времени его протекания через тело. В свою очередь сила тока и длительность разрядного импульса определяются значениями сопротивления различных участков человеческого тела.

Если разряды статического электричества проходят через тело человека эпизодически и с малой интенсивностью, то они не представляют никакой опасности. Однако длительное их воздействие на организм приводит к неблагоприятным последствиям. После нескольких разрядов статического электричества координация действия у человека становится неточной. Перенесенные рабочим неприятные ощущения становятся причиной возникающего у него страха, в результате чего падает производительность его труда. Отмечались случаи, когда из-за частых разрядов обслуживающий персонал либо был не в состоянии выполнять свою повседневную работу, либо вовсе отказывался от нее.

Существенное значение в реакции организма на воздействие статического электричества имеет состояние здоровья человека. Установлено, что физически здоровые люди легче переносят разряды. Особенно восприимчивы к воздействию статического электричества люди, страдающие нервными и сердечно-сосудистыми заболеваниями, болезнями кожи, органов внутренней секреции, легких.

Особую угрозу электростатические разряды представляют во взрыво- и пожароопасных помещениях. Известны случаи возникновения взрывов и пожаров с человеческими жертвами из-за накопления зарядов на прорезиненных тканях конвейерной ленты и последующего их разряда. Некоторые исследователи считают, что сами по себе статические заряды на прорезиненной ленте мало опасны. Угроза возникает тогда, когда эти заряды индуцируются на близко расположенных от конвейера изолированных проводниках. Заряды здесь могут удерживаться продолжительное время, либо постепенно рассеиваясь, либо еще более накапливаясь. Приближение заземленных предметов к заряженным изолированным проводникам может вызвать искру.

Проблема предупреждения электростатических зарядов, а также снижения степени их воздействия имеет важное народнохозяйственное значение. Наиболее простой и эффективный способ отвода зарядов — заземление. Быстрому стеканию и рассеиванию электростатических зарядов способствует поддержание на определенном уровне влажности воздуха в помещениях, применение различных нейтрализаторов, а также антистатических веществ и материалов. Большое количество факторов, влияющих на статическую электризацию, трудность их детального учета обуславливают низкую воспроизводимость наблюдений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Экспериментальное обследование электростатических напряжений в сборочных цехах электронных приборов / П.М. Корниенко, В.С. Лившиц, В.Ф. Силюк, В.М. Климович // Науч. и прикл. пробл. энергетики. — Мн.: Выш. шк. — 1982. — Вып. 9. — С. 94–97. 2. Дюжеев Л.Я. Гигиена труда и профессиональные заболевания. — М., 1972. — 130 с.

УДК 621.74

Р.И. ЕСЬМАН, В.М. КАЙНОВ,
А.И. НОВИКОВ, Ю.П. ЯРМОЛЬЧИК

РЕШЕНИЕ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ЗАДАЧИ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ДЛЯ СОПРЯЖЕННЫХ ТЕЛ НА ЭВМ

Рассматривается процесс затвердевания и охлаждения осесимметричной цилиндрической отливки в металлической форме, образованной двумя матрицами и песчаным стержнем (рис. 1).

С внутренней поверхности матрицы покрыты краской толщиной $\delta_{кр}$. В процессе охлаждения отливки матрицы могут деформироваться за счет нагревания. В результате термических деформаций формы и усадки отливки после образования твердой корки между отливкой и формой образуется газовый зазор толщиной δ , изменяющийся во времени. В общем случае охлаждение отливки с наружной поверхности происходит за счет теплоотдачи через слой краски и газовый зазор в форму.

С внутренней поверхности отливка охлаждается за счет теплопроводности и аккумуляирования теплоты песчаным стержнем. Будем предполагать, что охлаждение внешней поверхности формы происходит по закону Ньютона с известным коэффициентом теплоотдачи.

После заливки металла система может быть представлена как многослойное тело. Пронумеровав I, II, III на рис. 1 и обозначив температуру в каждом слое через $T_k(r, t)$, получим описание теплового режима работы системы в виде

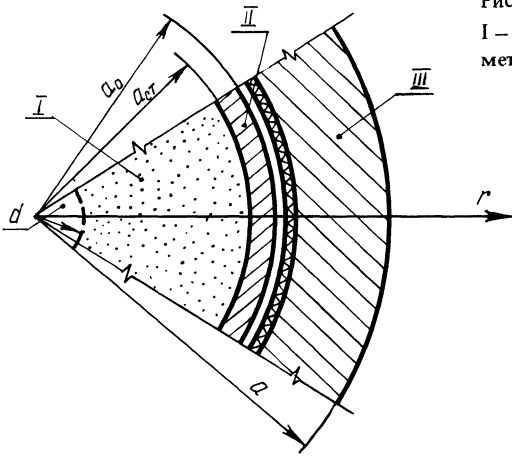
$$c_k(T_k) \rho_k(T_k) \cdot \frac{\partial T_k(r, t)}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda(T_k) \frac{\partial T_k(r, t)}{\partial r} \right),$$

где $k = I, II, III$.

Сопряжение стержня и отливки в тепловом отношении происходит при непрерывном изменении температуры. При этом стержень и отливка могут рас-

Рис. 1. Расчетная схема:

I – песчаный стержень; II – отливка; III – металлическая форма (матрица)



смагиваться как единый слой, теплофизические свойства которого терпят разрыв на границах сопряжения слоев. Введя обозначения

$$\lambda_1, c_1, \rho_1 = \begin{cases} \lambda'_1, c'_1, \rho'_1 & \text{в песчаном стержне (слой I);} \\ \lambda''_1, c''_1, \rho''_1 & \text{в отливке (слой II),} \end{cases}$$

схему можно представить как состоящую из двух тел, причем первым телом назовем совокупность стержня и отливки, а вторым – матрицы. Соответственно температуру и теплофизические характеристики в телах будем пометать индексом 1 или 2. Тогда задача сводится к решению уравнений:

$$\begin{aligned} c_1 \rho_1 \frac{\partial T_1}{\partial t} &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} \right); & d \leq r \leq a_0; \\ c_2 \rho_2 \frac{\partial T_2}{\partial t} &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} \right); & (a_0 \leq r \leq a), \end{aligned} \quad (1)$$

при граничных условиях

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} = \begin{cases} \alpha_1 (T_1 - T_f) & \text{при } d \neq 0, \\ 0 & \text{при } d = 0; \end{cases}$$

$$\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} = -\alpha_2 (T_2 - T_c);$$

$$-\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} = -\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial r} = \frac{(T_1 - T_2) ((\lambda_r / \delta) + \alpha_n) \lambda_{кр} / \delta_{кр}}{(\lambda_{кр} / \delta_{кр}) + (\lambda_r / \delta) + \alpha_n}, \quad (2)$$

где T_f — температура хладагента; T_c — температура наружной среды.

В условии (2) $\alpha_{\text{л}}$ — лучистый коэффициент теплоотдачи между отливкой и поверхностью краски через газовый слой:

$$\alpha_{\text{л}} = \epsilon_{1-2} \sigma (T_1 + T_{\text{кр}}) (T_1^2 + T_{\text{кр}}^2),$$

где $T_{\text{кр}}$ — температура наружной поверхности краски:

$$T_{\text{кр}} = \frac{T_2 (\lambda_{\text{кр}}/\delta_{\text{кр}}) + T_1 ((\lambda_{\text{г}}/\delta) + \alpha_{\text{л}})}{(\lambda_{\text{кр}}/\delta_{\text{кр}}) + (\lambda_{\text{г}}/\delta) + \alpha_{\text{л}}},$$

$\lambda_{\text{г}}$ — теплопроводность газа в зазоре.

В период фазового перехода на слое отливки вместо уравнения (1) рассматривается уравнение теплопроводности, теплофизические характеристики в котором сглаживаются в некоторой области вблизи движущегося фронта границы фаз. Выбор области и способ сглаживания описан в [1].

Для численного решения задачи покроем расчетную область сеткой, равномерной на каждом из слоев. Шаги сетки на слоях, соответствующих стержню, отливке и кокилю, обозначим соответственно h_3, h_1, h_2 , причем $h_3 = a_{\text{ст}}/n_3$; $h_1 = X_1/n_1$; $h_2 = X_2/n_2$, где n_3, n_1, n_2 — количество узлов сетки в стержне, отливке и кокиле. Таким образом, в теле 1 сетка в целом должна рассматриваться как неравномерная, а в теле 2 — равномерная.

Одновременно рассмотрим фиктивную сетку, перекрывающую тела на полшага на каждой границе. Узлы фиктивной сетки пронумеруем от -1 до n , где $n = n_1 + n_2 + n_3$. На слое $n_3 + n_1$ и $n_3 + n_1 - 1$, т. е. на контактной поверхности, сетка имеет двойные узлы. Значение температуры в узлах сетки обозначим u_i ($i = -1, 0, \dots, n_3 + n_2$) и v_i ($i = n_3 + n_1 - 1, n_3 + n_1 + 1, \dots, n$).

Определение δ производится исходя из рассмотрения деформации формы по формулам (5) работы [1]

$$\delta_T = \left\{ \frac{1 + \nu}{E} (\sigma_r - \nu (\sigma_r^m + \sigma_\theta^m)) - \nu \epsilon_z + (1 + \nu) \beta_m (\bar{v} + 1) T \right\} X_2,$$

где X_2 — толщина кокиля.

Верхний индекс m обозначает, что соответствующие параметры берутся посредине между узлами с номером $n_1 + n_3$ и $n_1 + n_3 - 1$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Е с ь м а н Р.И., Ж м а к и н Н.П., Ш у б Л.И. Расчеты процессов литья. — Мн.: Выш. шк., 1977. — 264 с.

ВЕРОЯТНОСТНО-СТАТИСТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НА ВЕРХНИХ ИЕРАРХИЧЕСКИХ УРОВНЯХ УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМИ СЕТЯМИ

Вероятностно-статистическое моделирование электрических сетей предполагает получение соответствующих уравнений регрессии для каждого иерархического уровня. При этом используется соответствующий статистический материал – схемные и режимные характеристики электрических сетей, представляющие репрезентативную выборку из генеральной совокупности. Чем выше иерархический уровень, для которого осуществляется моделирование, тем больше разнообразие схем электрических сетей и их характеристик, т. е. дисперсия генеральной совокупности и, следовательно, больший объем выборки электрических сетей требуется для получения адекватных статистических моделей. В этом случае с нижнего на все последующие уровни необходимо передать огромные массивы исходных данных. Это сопряжено с чрезвычайно большими трудозатратами, повышением вероятности искажения информации. Поэтому в организационном, техническом и методическом аспектах такой процесс передачи данных следует признать нецелесообразным.

Более перспективной представляется такая форма передачи и обработки информации, при которой максимально эффективно используются результаты статистического анализа, выполненного на нижних уровнях, и на верхние уровни передается лишь агрегированная информация о параметрах электрических сетей в виде статистических оценок: средних арифметических, выборочных дисперсий, коэффициентов вариации и корреляции, а также уравнений регрессии и их коэффициентов.

Данный подход проиллюстрируем на примере вероятностно-статистического моделирования распределительных электрических сетей для задачи определения потерь электроэнергии. Применительно к этой задаче электрическая сеть моделируется эквивалентным сопротивлением, численное значение которого определяется по уравнению регрессии в зависимости от основных параметров сети [1]. Не снижая общности результатов, будем считать, что на каждом нижнем иерархическом уровне (предприятие электрических сетей – ПЭС) получены уравнения регрессии типа

$$r_{\Sigma} = a_{0i} + a_{1i}x,$$

где r_{Σ} – эквивалентное сопротивление (результативный признак); x – факториальный признак (длина линии, установленная мощность распределительных трансформаторов и др.); i – текущий номер подразделения низшего уровня (ПЭС): $i = \overline{1, n}$; n – число предприятий, входящих в состав подразделения более высокого иерархического уровня (районного энергетического управления – РЭУ); a_{0i} , a_{1i} – коэффициенты уравнения регрессии.

Считаем также, что известно количество моделируемых сетей m_i и определены средние арифметические значения $\bar{r}_{\Sigma i}$, \bar{x}_i , выборочные средние квадратические отклонения $\sigma(r_{\Sigma i})$, $\sigma(x_i)$, коэффициенты вариации $v(r_{\Sigma i})$, $v(x_i)$ и корреляции k_i , коэффициенты регрессии a_{0i} , a_{1i} .

Перечисленные агрегированные характеристики передаются на верхний иерархический уровень (РЭУ), где рассчитывается суммарное значение факториального признака $X = \sum \bar{x}_i m_i$ и его средняя арифметическая величина $\bar{x} = \sum x_i m_i / \sum m_i$.

Здесь и далее оператор Σ распространяется на все i от 1 до n .

Кроме того, на основании соответствующих правил соединения статистических характеристик [2] определяются:

коэффициент вариации факториального признака

$$v(x) = \sqrt{\frac{\Sigma \lambda_i \Sigma \alpha_i^2 \lambda_i (1 + v^2(x_i))}{(\Sigma \alpha_i \lambda_i)^2} - 1},$$

где α_i — отношение среднего арифметического значения \bar{x}_i , исчисленного для i -го ПЭС к среднему арифметическому для ПЭС, взятому за основу; λ_i — отношение доли каждого i -го ПЭС в общем объеме электрических сетей РЭУ к доли ПЭС, взятого за основу;

среднее квадратическое отклонение

$$\sigma(x) = v(x) \bar{x}$$

(аналогично определяются коэффициент вариации и среднеквадратическое отклонение резульативного признака);

коэффициент корреляции

$$k = \frac{\Sigma \lambda_i \Sigma \alpha_i \psi_i \lambda_i (1 + k_j v(x_i) v(r_{3i})) - \Sigma \alpha_i \lambda_i \Sigma \psi_i \lambda_i}{\sqrt{\Sigma \lambda_i \Sigma \alpha_i^2 \lambda_i (1 + v^2(x_i)) - (\Sigma \alpha_i^2 \lambda_i)^2} \sqrt{\Sigma \lambda_i \Sigma \psi_i^2 \lambda_i (1 + v^2(r_{3i})) - (\Sigma \psi_i \lambda_i)^2}},$$

где ψ_i — отношение среднего арифметического значения \bar{r}_{3i} , исчисленного для i -го ПЭС к среднему арифметическому для ПЭС, взятому за основу;

коэффициенты уравнения регрессии для РЭУ

$$A_1 = k \frac{r_{31} \sqrt{\Sigma \lambda_i \Sigma \psi_i^2 \lambda_i (1 + v^2(r_{3i})) - (\Sigma \psi_i \lambda_i)^2}}{x_1 \sqrt{\Sigma \lambda_i \Sigma \alpha_i^2 \lambda_i (1 + v^2(x_i)) - (\Sigma \alpha_i \lambda_i)^2}};$$

$$A_0 = \frac{\bar{r}_{31}}{\Sigma \lambda_i} (\Sigma \psi_i \lambda_i - k \Sigma \alpha_i \lambda_i \sqrt{\frac{\Sigma \lambda_i \Sigma \psi_i^2 \lambda_i (1 + v^2(r_{3i})) - (\Sigma \psi_i \lambda_i)^2}{\Sigma \lambda_i \Sigma \alpha_i^2 \lambda_i (1 + v^2(x_i)) - (\Sigma \alpha_i \lambda_i)^2}}).$$

Здесь k определяется по формуле (1).

В результате получим уравнение регрессии для РЭУ (более высокого иерархического уровня)

$$R_3 = A_0 + A_1 X.$$

Аналогичная процедура проводится при моделировании электрических сетей на всех верхних иерархических уровнях.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шапиро И.З. Вероятностно-статистические модели для определения и прогнозирования потерь энергии в распределительных сетях 6–10 кВ // Изв. вузов. Энергетика, – 1978, – № 4, – С. 15–19. 2. Сиськов В.И. Корреляционный анализ в экономических исследованиях. – М.: Статистика, 1975. – 168 с.

УДК 621.311.1

В.В. ПРОКОПЧИК, О.М. ПОПОВА

ОБ УЧЕТЕ ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В ЦЕХОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

Задаче определения и снижения потерь мощности и электроэнергии в электрических сетях энергосистем уделяется в настоящее время большое внимание. За последние 10 лет потери электроэнергии в электрических сетях Минэнерго поддерживаются на уровне 9 % от энергии, отпущенной в сеть. В то же время пути снижения потерь электроэнергии в системах электроснабжения потребителей изучаются недостаточно. С одной стороны, это объясняется тем, что потери электроэнергии в системе электроснабжения оплачиваются потребителем и нигде не фигурируют в качестве показателя эффективности использования электроэнергии. Существующие формы государственной отчетности (№ 11-СН, 24-я энергетика и др.) не содержат четкой информации о потерях электроэнергии за отчетный период. С другой стороны, в настоящее время отсутствуют инженерные методы определения суммарных потерь мощности и электроэнергии в системах электроснабжения, состоящих из значительного числа элементов (линий, трансформаторов, электродвигателей и др.), работающих с изменяющейся во времени нагрузкой.

Потери электроэнергии в системе электроснабжения являются одной из статей расхода в электробалансе промышленных предприятий [1].

Анализ расходной части электробалансов отдельных цехов и предприятий в целом, проведенный нами по литературным источникам, показал, что потери электроэнергии в системах электроснабжения оцениваются в 1–5 % [1, 2].

В связи с необходимостью нормирования расхода электроэнергии на единицу выпускаемой продукции отраслевые НИИ периодически составляют электробалансы промышленных предприятий. В качестве примера в табл. 1 приведена структура расходной части электробаланса ПО "Химволокно", полученная из годовых форм № 24-я энергетика.

Анализ данных табл. 1 на предприятии показал, что при этом учитываются только потери в сетях 6–10 кВ и потери в трансформаторах ГПП. Потери электроэнергии в сетях цеховых потребителей не учитываются, а относятся на основной технологический процесс. Для определения этой составляющей потерь для ряда цехов ПО "Химволокно" были составлены электробалансы с разделением потерь по составляющим (табл. 2).

Табл. 1. Расходная часть электробаланса ПО "Химволокно"

Показатель	1980 г.	1981 г.	1982 г.	1983 г.	1984 г.
Годовое производственное потребление, кВт·ч	<u>296010</u> 100	<u>289848</u> 100	<u>291757</u> 100	<u>293246</u> 100	<u>297376</u> 100
В том числе:					
технологический процесс	<u>24004</u> 8,11	<u>24000</u> 8,28	<u>20000</u> 6,86	<u>60540</u> 20,64	<u>61542</u> 20,7
электродвигатели	<u>225003</u> 76,01	<u>218248</u> 75,3	<u>230561</u> 79,03	<u>190609</u> 65,0	<u>193298</u> 65
освещение	<u>38001</u> 12,84	<u>38000</u> 13,11	<u>33065</u> 11,33	<u>35189</u> 12	<u>35684</u> 12
потери в сетях, трансформаторах и преобразователях	<u>9002</u> 3,04	<u>9600</u> 3,31	<u>8128</u> 2,78	<u>6908</u> 2,36	<u>6852</u> 2,3
Установленная мощность, кВт	92406	116111	116111	116100	117650

Табл. 2. Структура потерь электроэнергии по цехам

Показатель	Производственный цех			
	прядельный	крутильный	химический	кислотный
Производственное потребление, кВт·ч	<u>41913,764</u> 100	<u>30445,570</u> 100	<u>28998,22</u> 100	<u>21820</u> 100
В том числе на:				
технологию, электродвигатели и вентиляцию	<u>32087,440</u> 76,55	<u>24665,200</u> 81	<u>23897,946</u> 82,41	<u>18007</u> 82,52
освещение	<u>2931,532</u> 6,99	<u>1483,900</u> 4,87	<u>1591,43</u> 5,49	<u>931</u> 4,27
потери	<u>6894,792</u> 16,44	<u>4296,47</u> 14,1	<u>3509,088</u> 12,1	<u>2882</u> 13,2
В том числе в:				
электродвигателях	<u>5598,864</u> 13,86	<u>3560,242</u> 11,69	<u>2427,330</u> 8,37	<u>1510</u> 6,92
кабельной и осветительной сети	<u>706,680</u> 1,68	<u>458,958</u> 1,49	<u>487,029</u> 1,68	<u>1118</u> 5,12
в цеховых трансформаторах	<u>589,248</u> 1,4	<u>277,270</u> 0,91	<u>594,684</u> 2,05	<u>254</u> 1,16

Расчет потерь мощности в элементах цеховой сети (электродвигателях, силовой и осветительной сети, цеховых трансформаторах) проводился по методике [1]. Для повышения точности расчетов исходная информация по нагрузкам элементов сети была получена путем замеров мощностей токов и напряжений в характерных точках цеховой сети. Расчет потерь электроэнергии

по результатам замеров в данном случае обладает высокой точностью, так как предприятие имеет непрерывный режим работы с одинаковым объемом продукции, выпускаемой в отдельные смены. Поскольку наибольшую долю среди потерь составляют потери в электродвигателях (7–13 %), то для уточнения этого были замерены коэффициенты загрузки большинства двигателей рассматриваемых цехов. При проведении замеров выяснилось, что коэффициент загрузки электродвигателей в цехах находится на уровне 0,3–0,6. Очень редко встречаются двигатели с коэффициентом загрузки 0,8 и более. Загрузка цеховых трансформаторов, силовой и осветительной сети также в 2–3 раза меньше директивной (проектной). Низкая загрузка электрооборудования частично исследовалась нами ранее [3] и объясняется ошибками в определении расчетных нагрузок потребителей. Применительно к цеховым электрическим сетям это приводит к тому, что в суммарных потерях электроэнергии преобладают потери в электродвигателях. Для цехов ПО "Химволокно" в суммарных потерях мощности и электроэнергии потери в электродвигателях составляют от 50 до 83 %. В связи с этим обстоятельством определялась структура потерь электроэнергии в цеховых электрических сетях ряда других предприятий: Гомельского химического завода, жиркомбината и др. Измерения и последующие расчеты для ряда цехов этих предприятий также показали, что потери в электродвигателях составляют 70–84 % от общих потерь. Поскольку потери в электродвигателях существенно зависят от их загрузки, то теоретически для снижения потерь можно было бы предположить замену электродвигателей на двигатели меньшей мощности с целью повышения их коэффициента загрузки до 0,85–0,95. Однако в условиях эксплуатации такое решение приемлемо только в единичных случаях. В связи с этим авторами исследовалась зависимость потерь в электродвигателях от напряжения на их зажимах, которое можно изменять путем регулирования в цеховой сети в целом. Исследования проводились в лабораторных условиях для двигателей серии 4А мощностью от 1 до 6 кВт. Эксперименты показали, что регулирование напряжения на зажимах двигателей позволяет снизить потери мощности в нем на 20–40 % (в зависимости от его загрузки по активной мощности). Эффективность такого регулирования применительно к электропотреблению цехов промышленных предприятий предполагается в дальнейшем оценить количественно.

Полученные результаты показывают, что повышение экономичности работы систем электроснабжения в первую очередь может быть достигнуто за счет снижения потерь электроэнергии в цеховых электрических сетях.

ЛИТЕРАТУРА

1. В о л о б р и н с к и й С.Д. Электрические нагрузки и балансы промышленных предприятий. – Л.: Энергия, 1976. – 128 с.
2. К о п е й к и н Б.В., С м и р н о в Е.А., Б а г и е в Г.Л. Эффективность энергосбережения. – Л.: Энергоатомиздат, 1985. – 112 с.
3. П р о к о п ч и к В.В., К у д р и н Б.И. Проблемы определения электрических нагрузок промышленных предприятий // Науч. и прикл. пробл. энергетики. – Мн.: Выш. шк., 1983. – Вып. 10. – С. 35–39.

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА НЕКОТОРЫХ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НЕТРАДИЦИОННЫХ ТОКОПРОВОДОВ

Для электроснабжения электроемких производств и отдельных крупных потребителей промышленных предприятий разработано много разновидностей электропитающих схем традиционного исполнения. При больших рабочих токах в этих схемах имеются значительные потери мощности и электроэнергии.

Расчеты показывают, что для схемы, состоящей из нетрадиционных элементов (сверхпроводящего генератора и выключателя), обычного выпрямительного агрегата ВАКВ2 и жесткой алюминиевой ошиновки, потери электроэнергии только в последнем элементе составляют от 1,7 млн до 95 тыс. МВт·ч при передаче расчетной мощности 300 МВт на расстояние 1 км и напряжениях соответственно 0,048 и 0,85 кВ. При напряжении 0,85 кВ и питании только одной серии электролизных ванн (при расчете по двухставочному тарифу на примере одного завода) стоимость годовых потерь электроэнергии в жесткой ошиновке составляет около 800 тыс. р. (при 0,048 кВ – более 14 млн р.). При шести сериях (напряжение 0,85 кВ и 0,048 кВ) соответственно 4,8 и 86 млн р. Снизить эти потери и издержки на них позволяют нетрадиционные токопроводы (сверхпроводящие кабели (СПК) и источники) в их сочетании с обычным электротехническим оборудованием. Кроме того, СПК характеризуются очень высокой пропускной способностью при малых затратах территории на его прокладку. Согласно [1], удельная ширина трассы, например для маслonaполненного кабеля 110 кВ, составляет 0,01 м/(МВ · А), а для сверхпроводящего (110 кВ) лишь 0,001 м/(МВ · А).

Снижение потерь электроэнергии имеет место при перспективном проектировании схем и систем электроснабжения атомно-металлургических комплексов предприятий цветной металлургии. В этом случае при технической разработке схем электроснабжения предприятий алюминиевой промышленности для замены жесткого алюминиевого шинопровода предложены СПК на генераторном напряжении. Это позволит улучшить технико-экономические параметры (ТЭП) систем электроснабжения предприятий цветной металлургии.

В данной статье в сравнительном аспекте рассматриваются некоторые ТЭП нетрадиционных токопроводов.

Выполненное исследование различных вариантов исполнения нетрадиционных токопроводов с помощью ЭВМ и последующий краткий анализ полученных ТЭП показывает, что наименьшими приведенными затратами, капиталовложениями и годовыми эксплуатационными расходами обладают две конструкции сверхпроводящих кабелей – униполярный (УНИПЛ) и биполярный (БИПОЛ) (рис. 1). Причем приведенные затраты в УНИПЛ меньше, чем в БИПОЛ. Сравнение ТЭП СПК выполнено при его длине 1 км, напряжении 0,85 кВ и расчетной мощности P до 500 МВт. Но в схемах электроснабжения электроемких производств СПК униполярной конструкции мало приемлем из-за отсутствия возможности резервирования его токопровода.

Наиболее надежным по количеству токопроводов и разнообразию вариантов их включения в схемы электроснабжения электроемких производств яв-

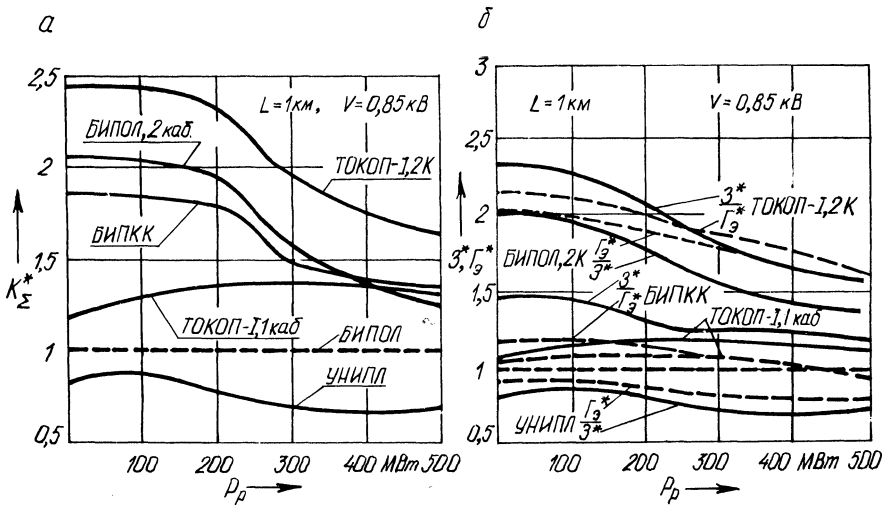


Рис. 1. Зависимости суммарных капиталовложений (а), приведенных затрат и годовых эксплуатационных расходов (б) от расчетной мощности для различных конструкций СПК

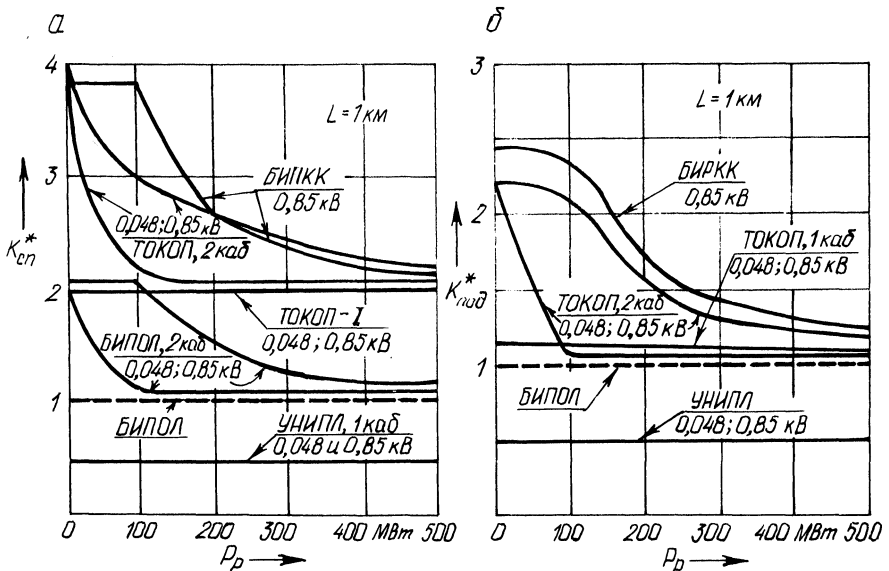


Рис. 2. Зависимости капитальных затрат в сверхпроводнике (а) и подложку (б) от расчетной мощности для различных конструкций СПК

ляется СПК биполярно-коаксиальной конструкции (БИПКК), но приведенные затраты у него (см. рис. 1, б) имеют наибольшие значения.

Для анализа и сравнительной оценки исследованных конструкций сверхпроводящих токопроводов в качестве базового кабеля принят биполярный СПК и все его ТЭП приняты равными единице. Приведенные затраты, капита-

повложения и годовые эксплуатационные расходы в о.е. (далее в формулах помечаются*) от передаваемой мощности представлены на рис. 1.

Суммарные капиталовложения (K_{Σ}^*) для всех исследованных СПК при одном кабеле в схеме электроснабжения, а для БИПОЛ и коаксиального кабеля постоянного тока (ТОКОП-Л) — при двух кабелях в питающей линии приведены на рис. 1, а.

Зависимости капитальных затрат в отдельные составляющие показывают, что они имеют тенденцию уменьшения с ростом расчетной мощности электроемкого производства. При этом в интервале 25...100 МВт наблюдается закономерность более резкого, а при мощности более 100 МВт — плавного снижения капитальных затрат в трубы $K_{\text{тр}}^*$ (включая внешнюю оболочку криостата кабеля), теплоизоляцию $K_{\text{тепл}}^*$, гелий $K_{\text{г}}^*$ и электроизоляционный материал $K_{\text{зим}}^*$. Перечисленные затраты почти в два раза меньше, чем затраты в БИПОЛ. Капитальные затраты в сверхпроводник (СП) $K_{\text{сп}}^*$ и подложку $K_{\text{под}}^*$ для всех исследованных конструкций СПК (рис. 2), кроме УНИПЛ, существенно отличаются в большую сторону от БИПОЛ. Это объясняется тем, что с увеличением передаваемой мощности диаметры внешних токопроводов, а следовательно, и поверхностный расход СП у этих конструкций имеет значительный прирост по отношению к БИПОЛ, у которого оба токопровода изменяют свои геометрические размеры одинаково. Например, диаметр токопроводов у БИПОЛ равен 2,35 см (при $P_p = 100$ МВт, напряжении 0,85 кВ и длине 1 км), а у ТОКОП-Л и БИПКК соответственно 2,8 и 3,2 см.

Для более полного анализа и сравнительной оценки значимости численных результатов капитальных затрат в каждую составляющую от общей суммы капиталовложений K_{Σ}^* в виде отношения представлены все слагаемые равенства при граничных мощностях 5 и 500 МВт

$$K_{\Sigma}^* = K_{\text{сп}}^* + K_{\text{под}}^* + K_{\text{зим}}^* + K_{\text{тепл}}^* + K_{\text{тр}}^* + K_{\text{г}}^* + K_{\text{с-мр}}^* + K_{\text{грс}}^* + K_{\text{арс}}^*, \quad (1)$$

где $K_{\text{с-мр}}^*$, $K_{\text{грс}}^*$, $K_{\text{арс}}^*$ — соответственно капитальные затраты в строительномонтажные работы, гелиевые и азотные рефрижераторные станции.

Для исследуемых конструкций СПК важное значение имеет внешний диаметр оболочки криостата, от которого зависит собственный расход электроэнергии на привод рефрижераторных станций основного и дополнительного жладагентов, КПД кабеля и в конечном счете КПД схемы электроснабжения. Численные значения КПД исследованных СПК приведены в табл. 1.

Анализ представленных в таблице данных показывает, что для различных конструкций исследованных СПК, кроме коаксиального токопровода постоянного тока на 500 и БИПКК на (5—500 МВт), наибольшие капитальные затраты приходится на $K_{\text{грс}}^*$, $K_{\text{арс}}^*$, $K_{\text{сп}}^*$ и $K_{\text{с-мр}}^*$. Это объясняется тем, что стоимость рефрижераторного оборудования и СП пока относительно высока, а технология строительномонтажных работ еще не отработана.

В представленной таблице следует выделить коаксиальный токопровод переменного тока (ТОКОП~Л), для которого особым является то, что при вариациях расчетных мощностей в интервале 5—500 МВт составляющие капитальных затрат не изменяются. Это объясняется тем, что напряженности магнитных полей на поверхностях токоведущих труб и плотности токов не превышают критических значений $H_{\text{к}2}$ и $J_{\text{к}}$. Для этого СПК с повышением напряжения до 35 кВ капитальные затраты в электроизоляцию на два порядка больше, чем

Табл. 1. Численные значения КПД и капитальных затрат отдельных элементов СПК, входящих в общие капиталовложения

Составляющая капитальных затрат	КПД и составляющие капитальных затрат для различных конструкций СПК, %				
	БИПОЛ	ТОКОП-1	БИПКК	УНИПЛ	ТОКОП~1
КПД	87,7/99,9	87,6/99,86	87,68/99,87	87,52/99,86	87,6/99,8
$K_{грс}$	57,0/41,0	44,4/20,9	31,6/21,4	67,1/58,7	41,4
$K_{сп}$	23,5/37,4	36,2/58,1	48,5/69,0	14,5/23,6	38,2
$K_{с-мр}$	6,5/9,4	8,9/13,4	11,8/13,7	4,5/6,1	9,5
$K_{арс}$	6,5/3,2	6,0/2,9	2,9/1,9	7,5/4,8	5,6
$K_{тр}$	3,8/3,1	2,6/1,8	2,3/1,85	3,9/2,7	2,5
$K_{тепл}$	1,9/1,6	1,4/0,87	1,2/0,9	2,09/1,4	1,3
$K_{г}$	0,55/3,9	0,3/1,7	0,4/0,9	0,3/2,49	0,3
$K_{под}$	0,2/0,3	0,18/0,3	0,26/0,3	0,1/0,2	0,2
$K_{зим}$	0,05/0,1	0,02/0,03	0,04/0,05	0,01/0,01	1,0
Итого	100/100	100/100	100/100	100/100	100

Примечание. В числителе – при расчетной мощности 5 МВт; в знаменателе – 500 МВт; $U = 0,85$ кВ, $U = 35$ кВ, $L = 1$ км, коэффициент запаса по напряжению $K_u = 4$ и тока $K_I = 2$.

у других конструкций и достигает 1%. Сопоставление численных значений капитальных затрат в отдельные элементы ТОКОП~1 показывает, что токопровод данной конструкции может наравне с другими использоваться в схемах электроснабжения как эффективное устройство для передачи потока мощности электроемким установкам в электротехнологических процессах без замены СПК в случае увеличения потребляемой мощности при перспективном расширении энергоемкого производства.

Для схем электроснабжения постоянного тока (в электролизном производстве и других электроемких процессах при получении чистых и сверхчистых металлов) по своим технико-экономическим параметрам наиболее эффективным нетрадиционным токопроводом из всех исследованных СПК является биполярный кабель.

ЛИТЕРАТУРА

1. Альбрехт Г., Краузе Д. Возможность использования сверхпроводящих элементов в области электроснабжения // *Elektric.* – 1977. – V. 31. – № 12. – P. 652–654.

АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ ПРОГРАММНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ОПЕРАТИВНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО РАСХОДА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ЕЕ ТРАНСПОРТ В ОСНОВНЫХ СЕТЯХ ЭНЕРГОСИСТЕМ С УЧЕТОМ ТОПОЛОГИИ СХЕМЫ

Технологический расход электроэнергии (ТРЕ) на ее транспорт в электрических сетях – один из основных показателей эффективности функционирования электроэнергетической системы. Однако определение этого параметра, являющегося основой для выбора мероприятий по снижению ТРЕ и формированию плановых заданий по ТРЕ в замкнутых сетях 110–220 кВ энергосистем, связано с трудностями, как правило, информационного характера. В связи с этим целесообразно построение регрессионных моделей (РМ), представляющих собой аналитические зависимости, связывающие потери мощности (ПМ) в сети с рядом факторов, оказывающих наиболее сильное влияние на уровень ПМ в сети с использованием методов многофакторного планирования эксперимента (МПЭ) [1]. Построение моделей проводится статистической обработкой результатов расчетов серии установившихся режимов (УР), полученных при определенном варьировании уровней выбранных факторов, заданном МПЭ. В качестве объекта исследований, моделирующего реальные процессы в электрической сети, в этом случае выступает программа расчета УР Б-6/80 [2]. Вышеуказанными факторами обычно являются: суммарная нагрузка электрической сети, генерируемая мощность основных электрических станций, уровни перетоков по межсистемным связям и состояние топологии электрической схемы. Приведенные факторы фиксируются ежедневно в документах диспетчерской службы, а источником подобной информации являются данные телеизмерений, что позволяет использовать эти параметры для расчетов ПМ по регрессионным моделям в темпе процесса.

Однако основное назначение РМ – оценка ТРЕ в замкнутых сетях по агрегированной информации о режиме сети. Как показано в работе [1], среднеквадратичная погрешность в определении ПМ по моделям в сопоставлении с "точным" расчетом по программе Б-6/80 может достигать 10–13 %, в то время как средняя погрешность в расчетах ТРЕ по РМ не превышает 2–5 % за счет нивелирования погрешностей разного знака при определении ПМ и их дальнейшего суммирования.

Изложенный в работе [1] подход имеет ряд существенных недостатков: достаточная трудоемкость проведения расчетов режимов, связанная с ручной коррекцией расчетной схемы по плану эксперимента; сложность обработки значительных объемов информации; небольшое количество получаемых моделей (обычно 2–3 для весенне-летнего и осенне-зимнего расчетного периодов) и невозможность учета схемного фактора. (Модели строятся для одной плановой схемы нормального режима).

Для преодоления указанных недостатков разработан комплекс алгоритмов и программ DPSMOD, позволяющий автоматизировать многочисленные ручные функции при построении моделей и учесть топологию и параметры

схемы электрической сети как одного из факторов, влияющих на ТРЭ. Комплекс состоит из ряда программ, функционирующих как совместно, так и раздельно (при решении частных задач). Головная программа DPSMOD осуществляет вызов и сборку остальных программ комплекса.

Программы, реализующие различные функции построения РМ и определения ТРЭ по ним, предназначены для:

PLAN — построения планов эксперимента и ввода изменений в базовую расчетную модель сети в соответствии с планом;

RURES — расчет установившегося режима электрической сети на основе модифицированной программы Б-6/80;

ANALIS — расчет ПМ в режимах, рассчитанных по плану эксперимента;

RESREG — построение регрессионных моделей;

POTSUT — расчет ПМ и ТРЭ в электрической сети энергосистемы по РМ;

PRNTP — печать результатов расчета ТРЭ в сетях.

Используются файлы на магнитном диске: RMSBAZ — базовая расчетная модель сети; REGIM — результаты расчета режимов по программе RURES; ROTERI — потери мощности по всем опытам плана эксперимента; MODEL1 — коэффициенты ПМ для различных периодов года и состояния схемы; RESULT — результаты расчетов потерь энергии в электрических сетях энергосистемы по РМ.

Работа комплекса организована следующим образом.

1. Ввод базовой расчетной схемы в файл RMSBAZ расчетных моделей сети (РМС) программы Б-6/80 (RURES).

2. По заданному числу факторов формируется план эксперимента (отсеивающего, полно- и дробно-факторного ортогонального композиционного, планы Кифера типа B_n).

3. Вводится вектор параметров факторов.

4. Матрица плана эксперимента преобразуется от нормированного к абсолютному виду — формируются векторы-строки ввода изменений в РМС по плану эксперимента.

5. РМС считывается из файла RMSBAZ и вводятся изменения в РМС, соответствующие очередной строчке плана.

6. Расчет УР по программе RURES.

7. Запись результатов расчета УР (модули и фазы напряжений, нагрузки и генерации узлов) в файл REGIM.

8. Считывание из файла REGIM результатов расчета УР, определение ПМ по заданным подрайонам схемы сети (по классам напряжения, границам принадлежности оборудования) и запись значений потерь в файл ROTERI.

9. При наличии непроведенных расчетов по плану — возврат к п. 5.

10. Построение РМ по подрайонам и запись коэффициентов моделей в файл MODEL1.

11. В соответствии с необходимостью по программе POTSUT осуществляется ввод значений факторов за каждый час рассматриваемого периода и расчет ПМ и ТРЭ в электрических сетях энергосистемы по РМ с выдачей результатов расчета по программе PRNTR.

ЛИТЕРАТУРА

1. Цыганков В.М., Пашенко А.В., Вериго А.Р. Использование регрессионных моделей для оценки потерь энергии в питающих сетях энергосистемы // Изв. вузов. Энергетика. – 1986. – № 12. – С. 15–17. 2. Методика, алгоритм и программа расчета установившегося режима электрической сети на ЭВМ типа 1030: Науч.-техн. отчет. – М.: ВНИИЭ ВЦ ГТУ (ОЛР), 1980. – 150 с.

УДК 621.314:621.316.718

И.А. ФЕДОРОВА, А.П. КУЗНЕЦОВ

АНАЛИЗ УСТОЙЧИВОСТИ СИСТЕМЫ РЕГУЛИРОВАНИЯ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ ДВИГАТЕЛЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ ИМПУЛЬСНОМ УПРАВЛЕНИИ

Рассмотрена система регулирования скоростью двигателя постоянного тока при управлении комбинированной амплитудно-импульсной, широтно-импульсной и частотно-импульсной модуляцией (АИМ-ШИМ-ЧИМ), что позволяет расширить диапазон регулирования двигателем. При этом энергетические характеристики привода в силу дискретности управления остаются неизменными.

Разностное уравнение динамики электродвигателя постоянного тока при управлении АИМ-ШИМ-ЧИМ, согласно [1], имеет вид

$$\Omega_{n+1} = \Omega_n e^{-T_n/T_1} + k_u h_n (e^{\tau_n/T_1} - 1) e^{-T_n/T_1} - k_M M_n (1 - e^{-T_n/T_1}), \quad (1)$$

где Ω_{n+1} – значение скорости вращения двигателя через период; Ω_n , M_n , h_n , τ_n – соответственно скорость, момент нагрузки двигателя, амплитуда импульса управления и его ширина на n -м периоде регулирования T_n ; T_1 – электромеханическая постоянная времени двигателя; k_u , k_M – соответственно коэффициенты передачи по напряжению и моменту.

Положим, что ШИМ осуществляется при $aT < \tau_n < bT$, где a и b некоторые постоянные: $a, b \in [0, 1]$; $a < b$. Закон ШИМ определяется неравенствами

$$\tau_n = \begin{cases} aT = \tau_1 & \text{при } k_T \epsilon_n \leq aT; \\ k_T \epsilon_n & \text{при } aT < k_T \epsilon_n < bT; \\ bT = \tau_2 & \text{при } k_T \epsilon_n \geq bT, \end{cases} \quad (2)$$

здесь k_T – коэффициент передачи комбинированного модулятора по длительности; ϵ_n – ошибка рассогласования на n -м интервале регулирования: $\epsilon_n = \omega_n - k_{oc} \Omega_n$; ω_n – сигнал задатчика скорости на n -м интервале регулирования; k_{oc} – коэффициент передачи цепи обратной связи.

С целью увеличения диапазона регулирования при выполнении неравенства $k_T \epsilon_n \geq bT$ в системе введено амплитудно-импульсное регулирование, а при $k_T \epsilon_n \leq aT$ осуществляется регулирование за счет увеличения периода (ЧИМ). Законы АИМ и ЧИМ задаются выражениями:

$$h_n = \begin{cases} h & \text{при } k_T \epsilon_n < bT; \\ k_h \epsilon_n & \text{при } k_T \epsilon_n \geq bT, \end{cases} \quad (3)$$

$$T_n = \begin{cases} T' & \text{при } k_T \epsilon_n \leq 0; \\ T' - k_T \epsilon_n & \text{при } 0 < k_T \epsilon_n \leq aT; \\ T & \text{при } k_T \epsilon_n > aT. \end{cases} \quad (4)$$

При заданном коэффициенте k_T передачи импульсного модулятора по длительности коэффициенты передачи по амплитуде и периоду получаются из (2) – (4):

$$k_h = hk_T / (bT); \quad k_T = ((T'/T) - 1) k_T / a. \quad (5)$$

Координата установившегося режима системы $\Omega_n = \Omega_{n+1} = \Omega^* = \text{const}$ при разных значениях $k_T \epsilon^* = k_T (\omega^* - k_{oc} \Omega^*)$, где $\omega^* = \omega_n = \omega_{n+1} = \text{const}$, определяется выражениями:

при $k_T \epsilon^* \geq bT$

$$\Omega^* = \frac{k_u k_h \omega^* (e^{\tau_2/T_1} - 1) e^{-T/T_1} - k_M M^* (1 - e^{-T/T_1})}{1 - e^{-T/T_1} + k_u k_h k_{oc} (e^{\tau_2/T_1} - 1) e^{-T/T_1}}; \quad (6)$$

при $aT < k_T \epsilon^* < bT$

$$\Omega^* = \frac{k_u h (e^{k_T (\omega^* - k_{oc} \Omega^*) / T_1} - 1) e^{-T/T_1}}{1 - e^{-T/T_1}} - k_M M^*; \quad (7)$$

при $0 < k_T \epsilon^* \leq aT$

$$\Omega^* = \frac{k_u h (e^{\tau_1/T_1} - 1) e^{(T' - k_T (\omega^* - k_{oc} \Omega^*)) / T_1}}{e^{(T' - k_T (\omega^* - k_{oc} \Omega^*)) / T_1} - 1} - k_M M^*; \quad (8)$$

По выражению (6) можно определить значение установившейся скорости Ω^* в случае амплитудно-импульсного управления. Выражения (7) и (8) представляют собой трансцендентные уравнения для определения значения Ω^* соответственно при широтно-импульсном и частотно-импульсном управлениях.

Подставив в (1) $\Omega_n = \Delta \Omega_n + \Omega^*$, с учетом (6) получим линейное уравнение динамики системы в отклонениях $\Delta \Omega_n$ от установившегося режима при АИМ

$$\Delta\Omega_{n+1} = e^{-T/T_1} (1 - k_u k_h k_{oc} (e^{\tau_2/T_1} - 1)) \Delta\Omega_n, \quad (9)$$

условие асимптотической устойчивости которого имеет вид

$$k_1 < \frac{e^{T/T_1} + 1}{e^{\tau_2/T_1} - 1}, \quad (10)$$

где k_1 — коэффициент усиления разомкнутой системы при амплитудно-импульсном управлении: $k_1 = k_u k_h k_{oc}$.

Используя методику, предложенную в [2], находим линеаризованные разностные уравнения привода при ШИМ и ЧИМ:

$$\Delta\Omega_{n+1} = e^{-T/T_1} (1 - k_2 \frac{T}{T_1} e^{\tau^*/T_1}) \Delta\Omega_n, \quad (11)$$

где k_2 — коэффициент усиления разомкнутой системы при широтно-импульсном управлении: $k_2 = k_u k_{oc} k_{ш}$; $k_{ш}$ — коэффициент передачи широтно-импульсного модулятора: $k_{ш} = k_r h / T$; τ^* — установившееся значение длительности импульса: $\tau^* = k_r (\omega^{ш} - k_{oc} \Omega^*)$:

$$\Delta\Omega_{n+1} = e^{-T^*/T_1} (1 - k_3 \frac{T^*(e^{\tau_1/T_1} - 1)}{T_1 (1 - e^{-T^*/T_1})}) \Delta\Omega_n, \quad (12)$$

где k_3 — коэффициент усиления разомкнутой системы при частотно-импульсном управлении: $k_3 = k_u h k_r k_{oc} / T^*$; T^* — установившееся значение периода квантования: $T^* = T' - k_T \varepsilon^*$.

Условия асимптотической устойчивости в малом при управлениях ШИМ и ЧИМ, полученные из уравнений (11), (12), имеют вид:

$$k_2 < \frac{T_1 (1 + e^{T/T_1})}{T e^{\tau^*/T_1}}; \quad (13)$$

$$k_3 < \frac{T_1 (e^{T^*/T_1} - e^{-T^*/T_1})}{T^* (e^{\tau_1/T_1} - 1)}, \quad (14)$$

Проведем анализ устойчивости при АИМ-ШИМ-ЧИМ управлении. Так как для импульсных систем обычно выполняется соотношение $T/T_1 \ll 1$, то из (9), (10), (13), (14) получаем приближенное ограничение на коэффициенты усиления системы $k_1 < 2T_1/\tau_2$; $k_2 < 2T_1/T$; $k_3 < 2T_1/\tau_1$, т. е. большую область неустойчивости имеет система с ШИМ.

Следует отметить, что полученное условие асимптотической устойчивости в малом для системы с ШИМ при реальных соотношениях параметров T/T_1

получается близким к достаточному асимптотическому условию устойчивости в целом, полученному в [3],

$$k'_2 < (1 + e^{-T/T_1}) T_1/T, \quad (15)$$

а при $\tau^* = 0$ они совпадают. Следовательно, неравенства (13) и (15) являются условиями, близкими к необходимым и достаточным условиям асимптотической устойчивости в целом.

Таким образом, используя неравенства (10), (14), (15), можно с учетом (5) выбирать максимально возможные параметры комбинированного импульсного модулятора k_T , k_h , k_T , обеспечивающие устойчивую работу системы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кузнецов В.П., Кузнецов А.П. Динамические модели электродвигателя постоянного тока при дискретном управлении // Науч. и прикл. пробл. энергетики. – Мн.: Выш. шк. – 1975. – Вып. 2. – С. 38–41.
2. К расчету электропривода с широтно-импульсным управлением / В.П. Кузнецов, А.В. Николаев, Я.И. Онацкий, Л.М. Саликов // Изв. вузов. Энергетика. – 1973. – № 6. – С. 127–130.
3. Кузнецов А.П. Исследование устойчивости в целом широтно-импульсной системы стабилизации скорости вращения двигателя постоянного тока // Автоматика и вычислительная техника. – Мн.: Выш. шк., 1979. – Вып. 9. – С. 18–21.

СОДЕРЖАНИЕ

I. Общие вопросы энергетики

Поспелов Г.Е., Федин В.Т., Чернецкий М.С. Математический подход к определению базового значения искомого параметра при оптимизации элементов конструкций линий электропередачи	3
Панасюк В.И. Принцип максимума для задач с немонотонным изменением аргумента	6
Москаленко А.А., Литвинец В.И. Многосвязная система управления с аналитической адаптацией	11
Сбродов Г.П. Управляемость электропотребления	14
Сенчук Е.Н. Планирование лимита электрической мощности промышленных предприятий с учетом неодновременности максимумов нагрузки	19
Негневичкий М.В. Применение ЭВМ для контроля знаний и самообучения диспетчерского персонала энергосистем	21
Кулаков Г.Т. Методика выбора оптимальной структуры и параметров динамической настройки двухконтурных АСР с исчезающим промежуточным сигналом	23
Гордеев Г.М., Иванова С.Н. Электрические свойства фенопластов на основе новолачных и резольных смол	26

II. Промышленная теплоэнергетика

Ковалев В.А., Руденков Б.М., Сапун Н.Н., Чернышев В.И., Крупнов В.П. Коррозионная активность продуктов сгорания хлорсодержащих горючих ВЭР	28
Несенчук А.П., Шкловчик Д.И., Кравец В.Ф., Чернышев В.И. Перемешивание газовой фазы в термопсевдоожигенном слое	30
Жихар Г.И., Крупнов В.П., Богданович И.Г., Раготнер А.М. Влияние минеральной части мазута на условия работы поверхностей нагрева котла ПТВМ-30М	33
Несенчук А.П., Романюк В.Н., Седнин В.А., Антонишина Е.Н., Шкловчик Д.И., Тордан Атилла, Валуев А.П., Шкляр А.А. Алгоритм решения математической модели процессов тепло- и массообмена в термопсевдоожигенном слое	37
Судиловский В.К., Щербич А.В. Линейная математическая модель участка радиационного пароперегревателя с двухфазной средой	40
Кочетков А.В., Гилис И.А., Монтвилас Р.В. Геометрические характеристики горючей пены	43
Жихар Г.И. Математическая модель горения жидкого топлива в кинетико-диффузионной области	47

III. Теплофизика

Абраменко А.Н., Калиниченко А.С., Антоневич М.А., Сычков Э.Д. Расчет скорости охлаждения и толщины лент, получаемых закалкой из жидкого состояния	51
Тимошпольский В.И., Ротенберг В.Е., Мандель Н.Л., Гурвич Э.А., Миронович С.З. Численно-аналитический метод расчета температур	

упругопластических деформаций и напряжений при радиационно-конвективном нагреве массивных пластин	56
Кочетков А.В., Бухштейн В.И., Давыдов И.А., Трусова И.А. Об одном методе определения температурного поля в режущей пластине	60
Тимошпольский В.И., Мандель Н.Л., Севастьянов П.В., Дымова Л.Г., Гурвич Э.А., Трусова И.А., Рубинштейн И.М. Анализ сравнительной эффективности конечно-разностных методов решения нелинейных задач теории нагрева	66
Есьман Р.И., Антонов В.А., Кайнов В.М., Ярмольчик Ю.П., Иванисов А.Н. Расчет двумерных нестационарных температурных полей отливки и пресс-формы на ЭВМ	70
Кравченко Е.В., Тухай Г.Г. Исследование температурных полей литниковой системы при непрерывном литье намораживанием	73
Цыганов В.А., Дмитриенко Ю.М., Лабуда И.А., Сосинович В.А. Аппроксимация двухточечного момента третьего порядка скалярного поля в свободных турбулентных течениях	76
Рихтер Х. Влияние поверхностно-активного вещества на теплообмен при конденсации пара	79

IV. Электроэнергетика

Стрелюк М.И., Сергей И.И., Бладыко Ю.В. Проверка многопролетных гибких шин ЗРУ на схлестывание при коротких замыканиях	81
Розум Т.Т. О математическом моделировании электромагнитных процессов преобразовательных устройств на основе направленных графов	86
Фираго Б.И., Семченко А.А., Должников С.Ю., Улащик Н.М. Применение непосредственных преобразователей частоты в асинхронном электроприводе общепромышленных механизмов	89
Лापидус А.И. Трехфазный тиристорный коммутатор для управления асинхронным двигателем	92
Трусов В.А. Анализ повреждений в воздушных сетях 10 кВ с изолированной нейтралью	97
Прима В.М. К вопросу о стабилизации напряжения в сетях промышленных предприятий, имеющих дуговые сталеплавильные печи	99
Мороз Р.Р. Определение критической частоты при размагничивании ферромагнитных тел	103
Корниенко П.М., Оганезов А.Н. Статическое электричество и его воздействие на рабочий персонал	105
Есьман Р.И., Кайнов В.М., Новиков А.И., Ярмольчик Ю.П. Решение несимметричной задачи теплопроводности для сопряженных тел на ЭВМ	109
Шапиро И.З. Вероятностно-статистическое моделирование на верхних иерархических уровнях управления электрическими сетями	112
Прокopcиk В.В., Попова О.М. Об учете потерь электроэнергии в цеховых электрических сетях	114
Ступак И.А. Сравнительная оценка некоторых технико-экономических параметров нетрадиционных токов проводов	117
Вериго А.Р. Автоматизированный программный комплекс для оперативно-го определения технологического расхода электроэнергии на ее транспорт в основных сетях энергосистем с учетом топологии схемы	121
Федорова И.А., Кузнецов А.П. Анализ устойчивости системы регулирования скорости вращения двигателя постоянного тока при комбинированном импульсном управлении	123

Научное издание

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

Выпуск 15

Заведующий редакцией *Л. Д. Духвалов*

Редактор *Г. В. Вагабова*

Младший редактор *И. В. Моховикова*

Технический редактор *Л. И. Счисленок*

Художественный редактор *Ю. С. Сергачев*

Корректор *В. П. Шкредова*

Оператор *А. И. Маль*

ИБ № 2595

Подписано в печать с оригинала-макета 22.11.88. АТ 12714. Формат 60×90¹/₁₆.
Бумага офсет. Офсетная печать. Гарнитура Пресс Роман. Усл. печ. л. 8.
Усл. кр.-отт. 8,44. Уч.-изд. л. 9,1. Тираж 476 экз. Заказ 6315. Цена 1 р. 90 к.
Издательство «Высшая школа» Государственного комитета БССР по
делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048, Минск, прос-
пект Машерова, 11.

Типография «Победа», 222310, Молодечно, ул. Тавлая, 11.