

Министерство высшего и среднего специального образования БССР

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени  
политехнический институт

РЕСПУБЛИКАНСКИЕ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЕ СБОРНИКИ

# НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

Выпуск 7

7(5)

Минск "Вышэйшая школа" 1980

620.9

ИЗ 4

Главный редактор  
Ю.А. М а л е в и ч, кандидат технических наук

Редакционный совет:  
*В.С.Ермаков, И.Ф.Кудрявцев, А.И.Козлов, А.М.Леонков, Л.В.Ничипорович,  
П.В.Ползик, Г.Е.Поспелов, Е.П.Раткевич, В.Ф.Степанчук,  
Г.Н.Хаританович, Г.П.Шейна, Б.В.Яковлев*

Ответственный за выпуск В.П. Б е л я е в

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ  
Вы п у с к 7.

Редактор *Г.В.Вагабова*. Худож.редактор *Ю.С.Сергачев*. Техн.редакторы *Г.А.Лакишик,  
Л.И.Жук*. Корректор *А.С.Берсудский*. График *Н.В.Журавлева*. Операторы *А.И.Маль,  
М.К.Борисова*.

ИБ 993

Подписано к печати 26.11.79. АТ 03670. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печ.  
ать. Усл.-печ.л. 10,5. Уч.-изд.л. 9,94. Тираж 630 экз. Заказ 5532. Изд.№ 79-86.  
Цена 1 руб.60 коп.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам изда-  
тельств, полиграфии и книжной торговли. 220048. Минск, Парковая магистраль, 11.  
Типография "Победа". Молодечно, Привокзальный переулок, 11.

Н  $\frac{30300 - 064}{M304(05) - 80}$  54-80 2300000000

© Издательство "Вышэйшая школа", 1980

## ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.311

Г.Е. Поспелов, Ш. Фецко, М.С. Чернецкий

### О НЕКОТОРЫХ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВАХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ

Для передачи электроэнергии и создания объединенных энергосистем применяются главным образом воздушные линии, которые требуют значительных затрат. Поэтому важен поиск путей уменьшения этих затрат при сохранении необходимого уровня надежности электроснабжения. В данной статье сообщаются некоторые результаты такого совместного поиска кафедры Электрических систем Белорусского политехнического института и кафедры Электроэнергетики Словацкой высшей технической школы в г. Братиславе.

Для интегрального экономического показателя расчетной стоимости передачи энергии получены формулы [1]

$$c_n = 0,5c_{n \text{ мин}} \left( \frac{1}{l_k} \frac{\eta}{\eta} + \frac{l_k}{1} \frac{1-\eta}{\eta} \right); \quad (1)$$

$$c_n = 0,5c_{n \text{ мин}} \left( \frac{1-\eta_3}{\eta_3} \frac{\eta}{1-\eta} + \frac{\eta_3}{1-\eta_3} \frac{1-\eta}{\eta} \right), \quad (2)$$

где  $c_{n \text{ мин}}$  — минимальная стоимость передачи энергии при заданном номинальном напряжении и сечении проводов линии [2];  $l_k, \eta_3$  — критериальная длина и экономический КПД линии передачи, которые равны:

$$l_k = U \cos \varphi \sqrt{\frac{\beta \tau}{p_l k_1 r_0}}; \quad \eta_3 = \frac{l_k}{1+l_k}. \quad (3)$$

КПД линии передачи связан с передаваемой мощностью  $P$  соотношением

$$\eta = \frac{U^2 \cos \varphi}{P r_0 l + U^2 \cos^2 \varphi} \quad (4)$$

или

$$\eta = \frac{p_l k_1 r_0 l_k^2}{R r_0 \tau l \beta + p_l k_1 r_0 l_k^2}, \quad (5)$$

где  $U$  — номинальное напряжение электропередачи;  $\text{сов}\varphi$  — коэффициент мощности в конце линии передачи;  $r_0$  — удельное активное сопротивление на 1 км линии;  $k_1$  — стоимость 1 км линии передачи;  $r_{\text{л}}$  — доля ежегодных отчислений от стоимости линии;  $\eta$  — КПД линии электропередачи;  $\tau$  — время потерь;  $\beta$  — стоимость 1 кВт·ч потерянной энергии.

Соотношения (1) — (5) позволяют наметить основные пути улучшения технико-экономических показателей электропередачи. Одним из них является уменьшение величины  $k_1$ .

Перспективным и эффективным методом снижения стоимости 1 км электропередачи является применение изолирующих полимерных материалов и конструкций из них при строительстве линий электропередач. Широкое внедрение этих материалов в сетевом строительстве позволит в определенной степени ускорить решение проблемы по созданию линий высокой пропускной способности, надежности и экономичности.

Однако следует отметить, что применение конструкций из изолирующих полимерных материалов при строительстве линий электропередач требует учета не только специфики механической работы таких конструкций, но и всего сооружения в целом. На кафедре Электрические системы Белорусского политехнического института разработана методика исследований механической прочности линий электропередач напряжением 110–750 кВ с изолирующими стеклопластиковыми траверсами [3, 4]. На основании исследований установлено, что применение изолирующих стеклопластиковых траверс позволяет уменьшить высоту опоры на 10–30%, расчетные нагрузки, действующие в опасном сечении стойки опоры и на фундамент, — 15–24%, вес опоры на 15–22%. Уменьшается ширина трассы линии на 12–34% за счет уменьшения расстояний между проводниками, что ведет к уменьшению электрического сопротивления, увеличению проводимости и как следствие увеличению пропускной способности воздушных линий напряжением 110–750 кВ примерно от 6 до 26% [5]. В случае, когда высота стойки опоры не меняется, применение изолирующих стеклопластиковых траверс позволяет увеличить оптимальный пролет на 12,9–18,1% и снизить количество опор на 12,6–16,4%. Применение изолирующих стеклопластиковых траверс позволяет осуществить перевод линии на напряжение более высокого класса без замены опор с минимальными затратами. Выполненные исследования показали, что затраты на сооружение линии составляют в этом случае не более 40–50% от стоимости вновь создаваемой такой же линии.

Анализ результатов исследований показал, что в случае, когда применение стеклопластиковых траверс связано с уменьшением габаритов линии (высоты опоры, ширины трассы и др.), стоимость 1 км линии уменьшается примерно на 12%; для случая, когда высота стоек опоры остается неизменной (увеличивается пролет), стоимость 1 км электропередачи снижается на 28%.

При переводе линии на напряжение более высокого класса применение изолирующих стеклопластиковых траверс позволяет практически в два раза уменьшить затраты на 1 км линии.

Далее исследуется влияние одновременного действия на провода воздушных линий ветра и гололеда применительно к условиям Чехословакии с целью снижения стоимости 1 км воздушной линии.

Стандарт ЧСН 341100 не рассматривает однозначно совместное действие гололеда и ветра в расчетах дополнительной нагрузки проводов.

В начальном состоянии провод при температуре  $v_0$  имеет длину  $l_0$ . При повышении температуры до  $v_1$  он удлиняется, в связи с чем уменьшается напряжение, в результате чего провод упруго сокращается до окончательной длины  $l_1$ . Разнице длин  $l_1 - l_0$  соответствует удлинение или упругое укорочение провода

$$l_1 - l_0 = \alpha_t l_0 (v_1 - v_0) - \frac{l_0}{E} (\sigma_{H_0} - \sigma_{H_1}). \quad (6)$$

После преобразований и подстановки выражений для определения длин проводов в уравнение (6) определяем разницу температур

$$v_1 - v_0 = \frac{a^2 \gamma^2}{24 \alpha_t} \left( \frac{z_1^2}{\sigma_{H_1}^2} - \frac{z_0^2}{\sigma_{H_0}^2} \right) + \frac{\sigma_{H_0} - \sigma_{H_1}}{\alpha_t E}, \quad (7)$$

где  $a$  — пролет провода;  $\gamma$  — удельная масса гололеда;  $\alpha_t$  — коэффициент теплового расширения;  $z_1 z_0$  — соответственно нагрузка провода при удельной прочности  $\sigma_{H_1}$  и температуре  $-5^\circ\text{C}$  с гололедом;  $\sigma_{H_0}$  — напряжение при  $5^\circ\text{C}$  с гололедом;  $E$  — модуль продольной упругости материала провода.

Для определения толщины стенки гололеда, которая способствует разрыву провода, нужно определить величину перегрузки, из которой получим искомую толщину стенки гололеда. Исходим из уравнения (7) и делаем предположение, что самой благоприятной температурой образования гололеда является  $v_1 = v_0 = -5^\circ\text{C}$ , тогда из (7) определяем перегрузку, отвечающую удельной прочности  $\sigma_{H_1}$

$$z_1 = \sqrt{(v_1 - v_0 - \frac{\sigma_{H_0} - \sigma_{H_1}}{\alpha_t E}) \frac{24 \sigma_{H_1} \alpha_t}{\gamma^2 a^2} + (\frac{\sigma_{H_1}}{\sigma_{H_0}})^2} z_0. \quad (8)$$

Толщина стенки гололеда  $t$  по стандарту 341100 рассчитывается по формуле

$$q_2 = (\pi \gamma_H t^2 + \pi \gamma_H t d) 10^{-6}. \quad (9)$$

Действительным корнем этого квадратного уравнения является толщина стенки гололеда, способствующая разрыву провода

$$t = -\frac{d}{2} + \sqrt{\left(\frac{d}{2}\right)^2 + \frac{q_2}{\pi \gamma_H} \cdot 10^6}. \quad (10)$$

Предполагаем, что давление ветра, действующее в горизонтальной плоскости, перпендикулярно к оси провода. Кроме того, провод загружен собственным весом. Давление ветра зависит от скорости следующим образом:

$$F_v = 9,81 \alpha_v c \frac{v^2}{16} s_v. \quad (11)$$

Из последнего определяем искомую скорость, как

$$v = \sqrt{\frac{16 F_v}{9,81 \alpha_v c s_v}}. \quad (12)$$

Давление ветра рассчитываем по формуле

$$F_v = 9,81 q_1 q \sqrt{z_1^2 - 1}, \quad (13)$$

где  $q_1$  — масса провода на погонный метр.

При определении скорости ветра, при которой возникает разрыв провода с гололедом в Т-районе, для  $-5^\circ\text{C}$  провод, кроме собственного веса и давления ветра, загружен и весом гололеда.

Эквивалентный диаметр провода с гололедом можно записать как

$$d_{v+n} = 2t_n + d = \sqrt{d^2 + \frac{4(1130 + 55d) 10^3}{\pi \gamma_H}}. \quad (14)$$

Из этого критическая скорость ветра на провод с гололедом в Т-районе будет определяться по формуле (12) следующим уравнением:

$$v_n = \sqrt{\frac{16 \cdot 9,81 \alpha_v \sqrt{(q_1 z_1)^2 - [q_1 (1130 + 55d) 10^3]^2}}{9,81 \alpha_v c a d_{v+n} 10^{-3}}}. \quad (15)$$

Подставляя выражение (14) в уравнение (15), получаем искомую скорость ветра

$$v_n = \sqrt{\frac{16 \cdot 10^3 \sqrt{(q_1 z_1)^2 - [q_1 (1190 + 55d) 10^3]^2}}{\alpha_v c \sqrt{d^2 + \frac{4(1130 + 55d) 10^3}{\pi \gamma_H}}}}. \quad (16)$$

Толщина стенки гололеда в Т-районе — по формуле (10).

На основании исследований установлено, что из соотношений (1) — (5) определяются наивыгоднейшие параметры электропередачи, обеспечивающие оптимальную стоимость передачи электроэнергии;

— для улучшения интегрального показателя электропередачи (расчетной стоимости) следует считать перспективным направлением применение изолирующих материалов и конструкций из них с последующей оценкой механической прочности отдельных элементов и оценкой технико-экономической эффективности, пропускной способности и надежности сооружений с изолирующими конструкциями в целом;

— анализ воздушных линий напряжением 110–750 кВ показал, что применение стеклопластиковых траверс позволяет снизить стоимость 1 км линии примерно на 10–28% и увеличить пропускную способность на 6–26%.

#### Л и т е р а т у р а

1. П о с п е л о в Г.Е. Пропускная способность систем электропередачи, связь ее с технико-экономическими показателями и основные направления ее повышения. — Тез. докл. науч.-техн. семинара "Повышение пропускной способности и эффективности электрических сетей в Белорусской энергосистеме". Мн., 1978. 2. П о с п е л о в Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередач. — Мн., 1967. 3. П о с п е л о в Г.Е., Ф е д и н В.Т., Ч е р н е ц к и й М.С. Экономические габаритные размеры воздушных линий электропередачи с металлическими и стеклопластиковыми траверсами. — Электрические сети и системы, 1976, № 2. 4. Ч е р н е ц к и й М.С. Особенности расчета промежуточных порталных опор со стеклопластиковыми траверсами. — Изв. вузов СССР. Энергетика, 1975, № 7. 5. Ч е р н е ц к и й М.С. Использование новых материалов для повышения пропускной способности линий электропередач. — Тез. докл. науч.-техн. семинара по повышению пропускной способности и эффективности электрических сетей в Белорусской энергосистеме. М., 1978.

*УДК 621.311.391*

**Л.Н.Свита**

### О РАСШИРЕНИИ ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНО-ФАЗНОЙ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ ЗАЩИТЫ ЛИНИЙ 110-330 кВ

Дифференциально-фазные высокочастотные защиты (ДФЗ) используются в качестве основных защит от всех видов повреждений ЛЭП напряжением 110 кВ и выше [1].

В работе рассмотрены некоторые новые технические решения, которые могут быть использованы для повышения эффективности ДФЗ линии электропередач 110–330 кВ.

Для расширения области применения ДФЗ целесообразно выполнить защиту так, что ее высокочастотные (в. ч.) передатчики постоянно работа-

ют, а не пускаются только при возникновении повреждения, как это имеет место, например, в защите типа ДФЗ-2.

При таком выполнении предложенная защита может оказаться более чувствительной, чем распространенная в настоящее время защита с двумя пусковыми органами. Недостатком такой защиты является наличие грубых пусковых органов. Так как передатчики во всех режимах генерируют в.ч. импульсы, то при остановке одного из них при малых токах ЛЭП возможно ложное срабатывание защиты, для устранения которого и служат упомянутые пусковые органы.

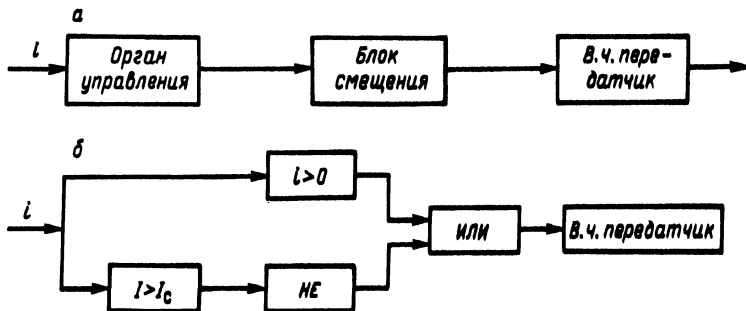


Рис. 1. Перевод передатчика на генерирование неманипулированного в.ч. сигнала.

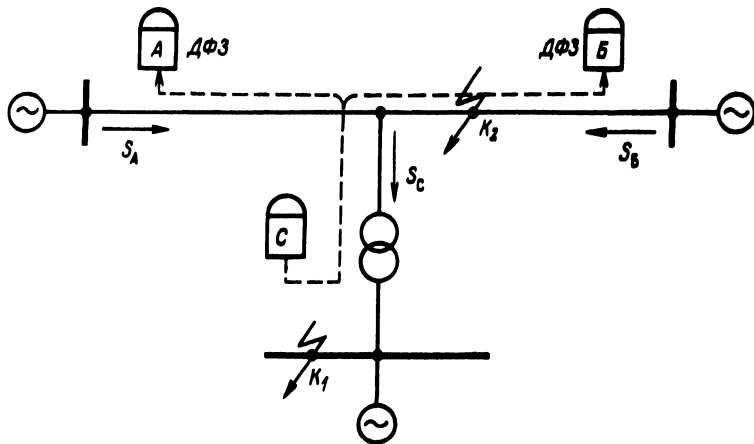


Рис. 2. Предлагаемая защита для ЛЭП с ответвлениями.

Предотвращение ложного срабатывания защиты в результате одностороннего запуска передатчика при малых нагрузках ЛЭП можно осуществить путем перевода передатчика на генерирование неманипулированного



сигнала, блокирующего оба полукомплекта защиты. Манипулируемый сигнал генерируется только при токах, превышающих величины емкостного тока линии, которые способны вызвать ложное срабатывание защиты даже при двусторонней манипуляции.

Перевод передатчика на генерирование неманипулируемого в.ч. сигнала при малых токах линии может производиться двумя способами: введением в управляющее напряжение положительного смещения (рис. 1, а); релейной схемой на бесконтактных логических элементах (рис. 1, б).

Величина тока, при которой изменяется характер вырабатываемого сигнала, должна быть меньше минимально возможного тока к. з. на защищаемой ЛЭП. Эта величина меньше максимального рабочего тока ЛЭП. При этом селективность защиты обеспечивается за счет соответствующего сдвига в. ч. импульсов. Работа передатчиков в нормальном режиме повышает быстродействие защиты при возникновении к.з. и обеспечивает ее высокую чувствительность.

Следует отметить, что достоинством рассмотренного выполнения защиты, помимо отмеченных в данной работе, является также возможность очень легко осуществить автоматический контроль исправности в. ч. канала связи.

Ввиду того, что в.ч. передатчики обоих полукомплектов защиты работают на частотах, разнесенных на 1–2 кГц, то при одновременной работе обоих передатчиков в нормальном режиме линии на выходах приемника имеется сигнал с разностной частотой биений. При остановке одного из передатчиков этот сигнал исчезает, защита в этом случае блокируется с выдачей сигнала о неисправности в.ч. канала.

В последние годы в энергосистемах 110–330 кВ широкое распространение получают линии, имеющие ответвление на одну или несколько промежуточных подстанций. Существующие ДФЗ высоковольтных линий электропередач, разработанные для линий, не имеющих ответвлений, в настоящее время очень часто становятся непригодными из-за появления линий с ответвлениями [2]. Широкое и все возрастающее применение линий высокого напряжения с ответвлениями ставит перед проектными и эксплуатирующими организациями задачу отыскания наилучших решений выполнения релейной защиты электрических сетей при применении ответвлений.

Одним из таких решений может быть установка дополнительного неполного комплекта С (рис. 2), который используется для блокирования защиты при повреждениях за трансформатором ответвления. Этот комплект может устанавливаться за трансформатором ответвления и состоит из в.ч. передатчика, органа направления мощности и блока манипуляции, управляющего работой передатчика.

При к.з. за трансформатором ответвления (точка  $K_1$ ) мощность к.з.  $S_c$  на ответвлении направлена к шинам (рис. 2). При этом срабатывает орган направления мощности, который посредством блока манипуляции пере-

водит передатчик в режиме непрерывной генерации в.ч. сигнала и тем самым блокирует оба комплекта защиты А и Б.

При повреждениях на защищаемой линии (точка  $K_2$ ) ДФЗ отключает линию со сторон основного питания подстанции, а со стороны ответвления отключение производится с помощью резервных или вспомогательных защит и устройств, устанавливаемых для действия в рассматриваемых условиях.

Таким образом, описанное выполнение защиты наиболее полно отвечает специфическим условиям, которые имеют место на линиях с ответвлениями, и дает возможность преодолеть большинство затруднений быстродействующей защиты этих линий.

#### Л и т е р а т у р а

1. Федосеев А.М. Релейная защита электрических систем. — М., 1976.
2. Кожин А.Н., Рубинчик В.А. Релейная защита линий с ответвлениями. — М., 1967.

УДК 621.004.53.54

А.И.Смирнов, В.Л.Прусс, И.В.Богомолов

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ВОССТАНОВЛЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ ВЛ 10 кВ И ЕЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ПРИ РЕШЕНИИ ПРОЕКТНЫХ И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ЗАДАЧ

Основным показателем несоответствия распределительной линии своему назначению — пропуску электроэнергии подключенным к ней потребителям — за некоторый период времени является недоотпуск электроэнергии в течение этого времени. В процессах восстановления работоспособности линии сама линия выступает как объект управления, а роль управляющей системы выполняет обслуживающий линию оперативный и ремонтный персонал. Поэтому математическое описание рассматриваемых процессов должно базироваться на количественных оценках характеристик объекта управления и управляющей системы — ее приспособленности к восстановлению работоспособности линии.

Причинами возникновения нарушения процесса нормального функционирования линии могут быть: плановые ремонты, а также устойчивые и неустойчивые однофазные и междуфазные повреждения. Распределительная ВЛ 10 кВ состоит из участков, на которые она разделяется имеющимися на ней разъединителями; ремонт (плановый или аварийный) выполняется, как правило, только на одном участке. Важной характеристикой линии является коэффициент резервирования ( $K_p$ ) [1]

$$K_p = \frac{S_B}{S} ; S_B = \sum_i b_i S_{Bi} ; b_i = \frac{l_i}{L} ; S_{Bi} = \sum_j S_{Bji} , \quad (1)$$

где  $S, L$  — суммарные нагрузка и длина линии;  $S_B, S_{Bi}$  — математические ожидания сохраняющей питание части нагрузки линии при выводе из ее схемы любого и  $i$ -го участка соответственно;  $l_i, b_i$  — длина  $i$ -го участка и вероятность того, что если на линии производится ремонт (аварийный или плановый), то он выполняется на  $i$ -м ее участке;  $S_{Bji}$  — нагрузка  $j$ -го участка, которая может быть включена при неработоспособности  $i$ -го.

С использованием  $K_p$  годовой недоотпуск за время ремонтов на линии ( $\mathcal{E}_{ГПЛ}$ ) запишется

$$\mathcal{E}_{ГПЛ} = N_{ПЛ} T_{ПЛ} S (1 - K_p) , \quad (2)$$

где  $N_{ПЛ}, T_{ПЛ}$  — соответственно число плановых ремонтов за год и средняя длительность одного из них.

Для описания процессов восстановления работоспособности линии, возникающих при появлении на линии междуфазного неустойчивого повреждения, весьма важна такая характеристика линии, как  $K_{АПВ}$  — доля успешных срабатываний АПВ от всех случаев аварийных отключений головного масляного выключателя (МВ) линии. При отсутствии на источнике питания (ИП), к которому присоединена линия, дежурного персонала, годовой недоотпуск электроэнергии, обусловленный междуфазными неустойчивыми повреждениями  $\mathcal{E}_{ГНМ}$ , запишется

$$\mathcal{E}_{ГНМ} = N_M T_D S (1 - K_{АПВ}) , \quad (3)$$

где  $N_M$  — среднее количество междуфазных повреждений на линии за год;  $T_D$  — средний промежуток времени от момента отключения МВ до включения его прибывшей на ИП оперативно-выездной бригадой (ОВБ).

Очевидно, что при наличии дежурного на ИП можно принимать  $\mathcal{E}_{ГНМ} = 0$ , так как  $T_D$  не превосходит 1–2 мин, ибо немедленное включение МВ после аварийного его отключения предписывается эксплуатационными инструкциями.

Наибольшие трудности представляет получение выражения для  $\mathcal{E}_{ГМ}$  — величины годового недоотпуска электроэнергии, обусловленного междуфазными устойчивыми повреждениями, так как процесс восстановления работоспособности линии при возникновении этих повреждений достаточно сложен и требует описания входящих в него подпроцессов: получения диспетчером сети информации об отключении линии; выдачи задания ОВБ; переезда ОВБ на линию; поиска и локализации (выделения из схемы) поврежденного участка линии; включения нагрузок, присоединенных к "здоровым" участкам; отыскания точного места повреждения на локализован-

ном участке; замены или ремонта поврежденного элемента; включения на грузки отремонтированного участка линии.

Существенное влияние на величину отключенной нагрузки во всех процессах следующих во времени от момента отключения МВ до процесса отыскания точного места повреждения оказывает  $K_a$  – коэффициент автоматизации линии [1], оценивающий долю  $S$ , сохраняющую питание благодаря срабатыванию установленных на линии устройств автоматики (секционирование и АВР). С учетом  $K_a$  недоотпуск за первые три из перечисленных выше процессов может быть определен по (3), если вместо  $K_{АПВ}$  подставить  $K_a$ . Очевидно, что при этом наличие дежурного на ИП влияет на величину  $T_D$  только частично (диспетчер быстро получает от дежурного сообщение об отключении линии).

Как показывает опыт [2], из всех процессов, входящих в состав рассматриваемого процесса восстановления работоспособности, наибольших затрат времени требует процесс отыскания и локализации поврежденного участка. При отсутствии на линии секционирующих разъединителей вся линия представляет один участок, и этот процесс вырождается в обход линии (в среднем половины ее длины) со средней скоростью  $V_x$ , что требует затрат времени  $T_x$ . При наличии разъединителей процесс начинается с разделения линии на две части отключением одного из них, затем производится пробное включение (ПВ) выключателя линии. По результатам ПВ судят о том, на какой части линии имеется повреждение. Затем эта часть вновь разделяется, производится очередное ПВ и т.д. Эти операции повторяются до тех пор, пока не будет выявлен поврежденный участок.

Таким образом, процесс оказывается многошаговым. Причем затраты времени на выполнение  $j$ -го шага ( $T_j$ ) определяются как сумма затрат времени на выполняемые на этом шаге переезды ОВБ и коммутационные операции, а недоотпуск электроэнергии на  $j$ -м шаге ( $\mathcal{E}_j$ ) как произведение  $T_j$  на величину нагрузки, отключенной на этом шаге. Длительность процесса ( $T_{\Pi}$ ) и недоотпуск электроэнергии за процесс в целом ( $\mathcal{E}_{\Pi}$ ) определяется:

$$T_{\Pi} = \sum_j T_j ; \mathcal{E}_{\Pi} = \sum \mathcal{E}_j . \quad (4)$$

Как показано в [3], число шагов процесса, а также величины  $T_{\Pi}$ ,  $\mathcal{E}_{\Pi}$  сильно зависят от управления им. Последнее заключается в выборе разъединителя для очередного деления линии, а также в выборе тех возможностей включения части нагрузок линии (по резервным связям или со стороны ИП), которые имеются в процессе отыскания поврежденного участка. Расчетный метод выбора оптимального управления изложен в [3].

С учетом оптимальности управления процессом, а также оснащения линии устройствами управления (коммутационными аппаратами, автоматикой, телемеханикой) приспособленность линии к отысканию и локализации

поврежденного участка может быть оценена коэффициентом  $K_{\Pi}$  [4], с использованием которого

$$T_{\Pi} = T_{\chi} (1 - K_{\Pi}). \quad (5)$$

Аналогичная характеристика ( $K_{\Pi\Xi}$ ) может быть получена и для расчета  $\Xi_{\Pi}$ :

$$\Xi_{\Pi} = \Xi_{\chi} (1 - K_{\Pi\Xi}); \quad \Xi_{\chi} = T_{\chi} S; \quad \Xi_{\text{ГПМ}} = N_{\text{М}} \Xi_{\Pi}, \quad (6)$$

где  $\Xi_{\text{ГПМ}}$  – годовой недоотпуск электроэнергии, обусловленный поиском и локализацией поврежденного участка на линии.

Нетрудно показать, что при обходе поврежденного участка с целью отыскания точного места повреждения на нем в среднем придется обойти половину его длины. Поэтому

$$T_{\text{пу}} = \sum_i^{n+1} \frac{l_i}{2V_{\chi}} b_i; \quad \Xi_{\text{пу}} = T_{\text{пу}} S (1 - K_{\text{р}}); \quad \Xi_{\text{ГПУ}} = (N_{\text{М}} + N_{\text{од}}) \Xi_{\text{пу}}, \quad (7)$$

где  $T_{\text{пу}}$  – средние затраты времени на проведение процесса отыскания точного места повреждения после локализации поврежденного участка;  $n$  – количество разъединителей на линии;  $\Xi_{\text{пу}}$ ,  $\Xi_{\text{ГПУ}}$  – недоотпуск за этот процесс в расчете на одно повреждение и за год в целом, соответственно;  $N_{\text{од}}$  – среднее количество однофазных устойчивых повреждений на линии за год.

Аналогично (7) могут быть подсчитаны величины годового недоотпуска электроэнергии за процесс ремонта поврежденного элемента и включения тех нагрузок линии, которые не были включены в процессах, предшествующих во времени рассматриваемым. Очевидно, что при этом в (7) вместо  $T_{\text{пу}}$  должны подставляться соответственно  $T_{\text{р}}$  – среднее время ремонта или замены поврежденного элемента и  $T_{\text{в}}_{\text{у}}$  – среднее время включения, подсчитываемое по той же формуле, что и  $T_{\text{пу}}$ , но с учетом скорости движения ОВБ на автомашине и затрат времени на включение коммутационных аппаратов.

Годовой недоотпуск электроэнергии, обусловленный процессами восстановления работоспособности, возникающими при нарушении процесса нормального ее функционирования:

$$\Xi_{\Gamma} = \sum_i N_i \Xi_i, \quad (8)$$

где  $N_i$ ,  $\Xi_i$  – соответственно, количество процессов восстановления работоспособности  $i$ -го вида и недоотпуск электроэнергии за процесс этого вида.

Изложенная методика оценки основного параметра процесса восстановления работоспособности линии – величины недоотпуска электроэнергии –

предназначена для использования при решении ряда проектных и эксплуатационных задач. К основным из них относятся:

- выбор оптимального варианта построения схемы линии и оснащения ее устройствами управления (определение количества, вида и мест размещения этих устройств на линии);
- выбор оптимального управления отдельными подпроцессами, входящими в состав процесса восстановления работоспособности линии;
- оценка основных показателей надежности работы линии и распределительной сети (коэффициенты готовности и технического использования);
- планирование объемов и периодичности предупредительных ремонтов;
- планирование численности персонала, необходимого для обслуживания линии и сети в целом.

В настоящее время с использованием изложенной методики составлены программы для ЭВМ ЕС по решению второй и (частично) первой из перечисленных задач.

#### Л и т е р а т у р а

1. П р у с с В.Л. Оценка эффективности резервирования и автоматизации распределительных сетей 10 кВ. — Энергетик, 1978, № 6. 2. Ф о м и ч е в Г.Т. Опыт создания автоматизированной системы диспетчерского управления электросетевых предприятий (АСДУ ПЭС) для аварийных режимов. — Энергетика и электрификация, 1977, № 1. 3. П р у с с В.Л., Н и ч и п о р о в и ч Л.В., С м и р н о в А.И. Выбор оптимального управления поиском повреждения в воздушных электрических сетях 10 кВ. — Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1978, № 4. 4. С м и р н о в А.И. Повышение приспособленности распределительной линии 10 кВ к отысканию повреждений. — Энергетика и электрификация, 1978, № 2.

*УДК 621.311.004.67:681.3.06:51*

**В.И. Савин**

### МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОПТИМИЗАЦИИ СЕТЕВОЙ МОДЕЛИ РЕМОНТА ОСНОВНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

В связи с большой номенклатурой ремонтных работ, материальных и трудовых ресурсов и необходимостью координации большого числа ремонтных подрядных организаций оперативное планирование и управление капитальными ремонтами мощных энергоблоков представляет собой сложную задачу. Повысить эффективность управления в энергоремонте возможно с внедрением систем сетевого планирования и управления (СПУ) на базе современных ЭВМ. Основой автоматизированных систем СПУ являются специ-

альные математические модели, позволяющие на их основе проводить расчеты и оптимизацию сетевых моделей. В статье предлагаются методы минимизации трудовых затрат на выполнение ремонта в директивные сроки и получения оптимальных календарных планов работ, обеспечивающих равномерную потребность в ремонтном персонале.

Математически эти задачи записываются следующим образом. Пусть сетевая модель ремонта энергоблока (агрегата) задана конечным ориентированным графом  $G = G(X, U)$ , где  $X = \{a, \dots, z\}$  – множество вершин-событий, а  $U = \{(x, y) / (x, y) \in X\}$  – множество дуг-работ, соединяющих эти вершины. Предполагаем, что  $a$  – единственная начальная, а  $z$  – единственная конечная вершина графа. Для каждой работы заданы три набора чисел.

Первый набор соответствует одному числу  $V(x, y)$  – трудоемкости работы, выраженной в человеко-часах. Она определяется по нормативам трудозатрат, либо экспертным путем исходя из физического объема работы.

Второй набор  $\tilde{r}(x, y) = \{r_1, \dots, r_\omega\}$  – вектор кодов используемых ресурсов, компоненты которого соответствуют кодам специальностей рабочих ремонтного звена, занятого выполнением данной работы. На каждой работе может быть занято не более  $\omega$  различных ресурсов.

Третий набор  $s(x, y) = \{s_1^{\min}, s_1^{\text{opt}}, s_1^{\max}, \dots, s_\omega^{\min}, s_\omega^{\text{opt}}, s_\omega^{\max}\}$  – вектор используемых ресурсов, компоненты которого соответствуют минимальной, оптимальной и максимальной численности специальностей рабочих, входящих в состав ремонтного звена. Минимальный состав звена для данной работы определяется по нормативам трудозатрат. Оптимальный – исходя из необходимости выполнения данного фронта работы и обеспечения высокой производительности труда. Максимальный – исходя из необходимости выполнения данного объема работы в кратчайший срок. При этом возможно снижение производительности труда. Для энергоремонтного производства предпочтительны варианты составов ремонтных звеньев, приведенные в табл. 1.

В зависимости от состава ремонтного звена и режима сменности трудоемкость определяет продолжительность работы  $\tau(x, y)$ , которая вычисляется по формуле

$$\tau(x, y) = \frac{V(x, y)}{8,2R^{(i)}(x, y)}, \quad (10)$$

где 8,2 – длительность рабочей смены в часах;  $R^{(i)}(x, y)$  – суммарная численность рабочих по работе  $(x, y)$  по  $i$ -му варианту. Продолжительность каждой работы  $\tau(x, y)$  по условиям технологии имеет верхний и нижний предел:

$$d(x, y) \leq \tau(x, y) \leq D(x, y), \quad (x, y) \in U. \quad (11)$$

Т а б л и ц а 1. Варианты составов ремонтных звеньев

Режим сменности	Формулы для вычисления численности ремонтного персонала по работе
Односменный	$R(1) = \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\min}$ (1)
”	$R(2) = \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\text{opt}}$ (2)
Двухсменный	$R(3) = \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\min} + \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\text{opt}}$ (3)
”	$R(4) = 2 \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\text{opt}}$ (4)
Трёхсменный	$R(5) = \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\min} + 2 \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\text{opt}}$ (5)
”	$R(6) = 3 \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\text{opt}}$ (6)
”	$R(7) = \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\max} + 2 \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\text{opt}}$ (7)
”	$R(8) = 2 \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\max} + \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\text{opt}}$ (8)
”	$R(9) = 3 \sum_{r=1}^{\omega} s_r^{\max}$ (9)

Полученный набор значений (точек), отражающих зависимость численности рабочих  $R(x, y)$  по работе  $(x, y)$  от продолжительности  $\tau(x, y)$  аппроксимируется выпуклой кусочно-линейной функцией методом выпуклых оболочек [1], которая может быть записана в виде

$$R(x, y) [\tau(x, y)] = \max_{1 \leq i \leq n} \{ -c^{(i)}(x, y) \tau(x, y) + b^{(i)}(x, y) \} \quad (12)$$

Здесь  $\infty > c^{(1)}(x, y) > c^{(2)}(x, y) > \dots > c^{(n)}(x, y) \geq 0$ , где  $c^{(i)}(x, y)$  – коэффициент, характеризующий относительный прирост численности ремонтного персонала при сокращении  $\tau(x, y)$  на  $[i, i+1]$ -м участке ломаной функции.

С помощью введения дополнительных дуг от события  $x$  к событию  $y$  по одной дуге на каждую точку излома функции (12) можно свести нелинейную задачу к линейной. Если сокращение продолжительности  $\tau(x, y)$  работы  $(x, y)$  может быть достигнуто за счет увеличения численности рабочих  $R(x, y)$ , то целью задачи является отыскание такого расписания работ



$\{\tau(x, y), A(x)\}$ , которое минимизирует суммарные трудовые затраты на выполнение всего ремонта за директивное время  $T$ :

$$\min \left\{ \sum_{(x,y)} [-c(x,y)\tau(x,y) + b(x,y)] \right\}. \quad (13)$$

При ограничениях:

$$\tau(x,y) + A(x) - A(y) \leq 0; (x, y) \in U; \quad (14)$$

$$A(z) - A(a) \leq T; \quad (15)$$

$$\tau(x, y) \leq D(x, y); \quad (16)$$

$$-\tau(x,y) \leq -d(x, y), \quad (17)$$

где  $A(x)$ ,  $A(y)$ ,  $A(z)$ ,  $A(a)$  – наиболее раннее время наступления событий соответственно  $x$ ,  $y$ ,  $z$ ,  $a$ . Здесь неравенство (14) выражает то, что между событиями  $x$  и  $y$  должно пройти время, достаточное для выполнения работы  $(x, y)$  за  $\tau(x, y)$ . Условие (14) определяется формулой

$$A(y) = \max_x A(x) + \tau(x, y). \quad (18)$$

Условие (15) определяет, что величина критических путей в оптимальном плане не должна превышать заданного времени выполнения ремонта.

Математическая модель (13)...(17) является задачей параметрического линейного программирования. Сокращение продолжительности выполнения ремонта производится самым экономным способом: на каждом шаге с минимальным приростом затрат. Этот прирост определяется решением двойственной задачи максимизации потока в сети с ограничениями на пропускные способности дуг [2, 4]. В результате решения непрерывной задачи (13) ... (17) устанавливается целесообразная продолжительность работ сетевой модели  $\{\tau(x, y) / (x, y) \in U\}$ . Переход к дискретным вариантам продолжительностей работ осуществляется экстраполяцией  $\tau(x, y)$  до ближайших точек.

В результате расчета сетевой модели ремонта и оптимизации ее по длительности простоя получается расписание работ, соответствующее наиболее ранним срокам их начал. При расчете потребности в ремонтном персонале по дням ремонта возможна существенная неравномерность потребления ресурсов как по общей численности, так и по отдельным профессиям.

Математическая модель выравнивания потребности в ремонтном персонале по нескольким специальностям с учетом специфических энергоремонтных ограничений использует метод усредненных расписаний [3]. Если момент начала работы  $(x, y)$  обозначить через  $\alpha(x, y)$ , то вектор  $\alpha = \{(x, y) / (x, y) \in U\}$ , называемый расписанием, вполне определит календарный план выполнения работ сетевой модели. При выборе очередной координаты расписания при помощи некоторой оценочной функции перебираются и оце-

ниваются все допустимые положения данной работы. Фиксируется то значение  $\alpha(x, y)$ , которое доставляет локальный экстремум оценочной функции. На каждом шаге вычислений фиксируется выбранное значение  $\alpha^*(x, y)$  для очередной работы. Полученное расписание  $\alpha^* = \{\alpha^*(x, y) / (x, y) \in U\}$  принимается за решение задачи.

Для построения оценочной функции введем усредненное расписание  $\alpha = \{\alpha(x, y) / (x, y) \in U\}$ . Считаем, что для каждой работы  $(x, y) \in U$  величина  $\alpha(x, y)$  может принимать с равной вероятностью целые значения из промежутка  $[A(x), B(y) - \tau(x, y)]$  независимо от других компонент расписания, где  $A(x)$  – наиболее раннее время наступления событий  $x$ ;  $B(y)$  – наиболее поздний срок наступления события  $y$ . Тогда для каждого целого  $k \in [0, T-1]$  может быть подсчитана вероятность  $p_k(x, y)$  выполнения работы  $(x, y)$  на интервале  $[k, k+1)$ :

$$p_k(x, y) = \begin{cases} d_k & \text{при } k \in [A(x), B(y) - 1]; \\ q_0 & \text{в остальных случаях,} \end{cases} \quad (19)$$

где  $q$  – число всех возможных положений работы  $(x, y)$ ;  $d_k$  – число тех из них, при которых работа  $(x, y)$  ведется на отрезке  $[k, k+1)$ ;

$$q = B(y) - A(x) - \tau(x, y) + 1. \quad (20)$$

Вероятности  $p_k(x, y)$  используются для определения величины

$$\sigma_r(k, \alpha) = \sum_{(x, y) \in U} p_k(x, y) s_r(x, y), \quad (21)$$

где  $\sigma_r(k, \alpha)$  – ожидаемая суммарная потребность в ресурсе  $r$ -го вида на интервале  $[k, k+1)$  при рассматриваемом усредненном расписании  $\alpha$ .

Отрезок  $[t_1^j, t_2^j]$  назовем  $j$ -м интервалом связности [5]  $r$ -го ресурса, если:

$$\sigma_r(k, \bar{\alpha}) = \begin{cases} \neq 0, & t_1^j \leq k < t_2^j; \\ = 0, & k = t_1^j - 1, k = t_2^j. \end{cases} \quad (22)$$

Длина  $j$ -го интервала связности  $r$ -го ресурса  $T_r^j$  равна

$$T_r^j = t_2^j - t_1^j. \quad (23)$$

Тогда выражение  $\sum_{k=t_1^j}^{t_2^j-1} \sigma_r(k, \alpha)$  определяется как математическое ожидание суммарной потребности в ресурсе  $r$ -го вида на  $j$ -м интервале связности,

а  $\sigma_r^{oj} = \frac{1}{T_r^j} \sum_{k=t_1^j}^{t_2^j-1} \sigma_r(k, \alpha)$  – среднее потребление  $r$ -го ресурса на

$j$ -м интервале связанности. Запишем математическую модель задачи. Найдем расписание  $\alpha = \{ \alpha(x, y) / (x, y) \in U \}$ , доставляющее минимум функционалу:

$$\min \left\{ F(\alpha) = \sum_{r=1}^{\omega} \frac{I_r}{\sum_{j=1}^{t_2-1}} \frac{1}{T_r} \sum_{k=t_1}^{t_2-1} [ \sigma_r(k, \bar{\alpha}) - \sigma_r^{oj} ]^2 \right\}, \quad (24)$$

при условиях:

$$\alpha(x, y) + \tau(x, y) \leq \alpha(y, v), \quad (x, y) \in U, \quad v \gg y; \quad (25)$$

$$\alpha(a, x) \geq 0; \quad x \gg a; \quad (26)$$

$$\alpha(x, z) + \tau(x, z) \leq T; \quad x \leq z; \quad (27)$$

$$\frac{|U^{KP}|}{|U|} \leq 0,4; \quad (28)$$

$$B_l(y) - A_l(y) \geq \varepsilon_l; \quad l = 1, \dots, m. \quad (29)$$

Здесь целевая или оценочная функция (24) выражает по каждому  $r$ -му ресурсу минимум среднеквадратического отклонения математического ожидания суммарной потребности в ресурсе от средней величины потребления. Условие (25) выражает то, что между событиями  $x$  и  $y$  должно пройти время, достаточное для выполнения работы  $(xy)$  за  $\tau(x, y)$  единиц времени. Условие (26) означает неотрицательность начального события сетевой модели. Условие (27) выражает то, что критическое время сетевой модели не должно превышать директивного срока. Неравенство (28) означает, что в оптимальном плане доля критических работ  $|U^{KP}|$  не должна превосходить 40% общего числа работ сетевой модели. Условие (29) означает то, что для завершающего события любого  $l$ -го узла необходимо выдерживать фиксированный резерв  $\varepsilon_l$ .

Приведенные математические модели оптимизации сетевой модели энергоблока реализованы автором по специальным алгоритмам на универсальном алгоритмическом языке PL-I ЕС ЭВМ.

#### Л и т е р а т у р а

1. Б е р з и н Е.А. Оптимальное распределение ресурсов и элементы синтеза систем. — М., 1974. 2. Ф о р д Л., Ф а л к е р с о н Д. Потoki в сетях. — М., 1966. 3. А х м а д е е в Р.Х. Решение многоресурсной задачи сетевого планирования. — В сб.: Оптимизация. Новосибирск, 1973, вып. 10.

## СТАТИСТИЧЕСКАЯ ПРОВЕРКА ГИПОТЕЗЫ О НОРМАЛЬНОСТИ ЗАКОНА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ СЛУЧАЙНОЙ ВЕЛИЧИНЫ УЗЛОВОЙ НАГРУЗКИ

Закон распределения случайной комплексной величины полной мощности в узле в случае, если он нормален, можно охарактеризовать с помощью пяти параметров: математических ожиданий и дисперсий активных и реактивных потреблений мощности в узле и коэффициента корреляции между ними. Случайная исходная информация для расчета установившегося режима энергосистемы в целом полностью отображается вектором математических ожиданий активных и реактивных мощностей независимых узлов и их корреляционной матрицей. Этот факт значительно облегчает статистическое свертывание информации для анализа установившихся режимов в условиях вероятностно определенных исходных данных, а также для решения других режимных задач, например, определения математического ожидания потерь энергии в сети. Кроме того, нормальность закона распределения нагрузки делает более обоснованным применение метода наименьших квадратов для построения уравнений регрессии с целью прогнозирования нагрузок. Поэтому представляет практический интерес выяснить, насколько приемлемой можно считать гипотезу нормальности на основании реальных статистических данных о нагрузке энергосистемы.

При проверке гипотезы нормальности по совокупности малых выборок, которые в рассматриваемой задаче образуются путем специального отбора некоторых значений нагрузок, зарегистрированных в различные месяцы года, в качестве меры расхождения между гипотетическим и эмпирическим законами распределения используется мера расхождения между соответствующими законами распределения некоторой статистики, каждое значение которой соответствует одной из выборок, принадлежащей данной совокупности. Эта статистика вычисляется следующим образом. Из каждой выборки выбирается независимым способом некоторый элемент  $p_{ki}$ , где  $i$  – номер элемента,  $k$  – номер выборки. Вычисляются так называемые отклонения

$$\tau_k = \frac{p_{ki} - \bar{p}_k}{\bar{s}_k}, \quad (1)$$

где

$$\bar{s}_k = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (p_{ki} - \bar{p}_k)^2} \quad (2)$$

представляет собой несмещенную оценку среднеквадратического отклонения генеральной совокупности, к которой принадлежит данная выборка. Если  $n = 4$ , то  $\tau_K$  и является статистикой, о которой речь шла выше. Если  $n > 4$ , то интересующая нас статистика вычисляется следующим образом:

$$\eta_K = \frac{\tau_K \sqrt{n-2}}{\sqrt{n-1 - \tau_K^2}} \quad (3)$$

Вычисленные значения статистики располагаются в вариационный ряд, т.е. в порядке возрастания, и определяются значения эмпирической функции распределения этой статистики по формуле

$$W(x_j) = \frac{2j - 1}{2n}, \quad (4)$$

где  $n$  – количество членов вариационного ряда, равное количеству выборок;  $j$  ( $j = 1, 2, \dots, n$ ) – номер члена в вариационном ряду;  $x_j$  – значение аргумента функции распределения, в качестве которого берется соответствующее значение  $\tau_j$  при  $n = 4$ , либо  $\eta_j$  при  $n > 4$ .

Далее должны быть вычислены значения теоретической функции распределения статистики при значениях  $x_j$  ( $j = 1, 2, \dots, n$ ) аргумента. При  $n = 4$  статистика распределена равномерно и значения функции распределения определяются по формуле

$$F(x_j) = \frac{x_j - x_1}{x_n - x_1}. \quad (5)$$

При  $n > 4$  необходимо определить значения функции распределения статистики  $\eta$ . Если все выборки распределены нормально, то эта статистика распределена по закону Стьюдента с  $n-2$  степенями свободы.

Для оценки степени расхождения теоретической и эмпирической функций распределения рекомендуется использовать либо критерий соответствия А.Н.Колмогорова, либо критерий соответствия  $\omega^2$  [1]. Известны законы распределения величин  $\beta = D_n$  и  $\alpha = n\omega^2$ . Распределение каждого из этих критериев близко к предельному при  $n \geq 40$ . Этим определяется длительность периода, который необходимо исследовать при проверке гипотезы о характере закона распределения нагрузки энергосистемы – он должен быть порядка трех лет.

Гипотезу нормальности следует принять, если вычисленные по данным выборок значения критериев удовлетворяют неравенствам  $\beta < \beta_\lambda$ ,  $\alpha < \alpha_\mu$ , где  $\beta_\lambda$ ,  $\alpha_\mu$  – значения  $D_n$  и  $n\omega^2$  при значениях аргументов, равных соответственно  $\lambda$  и  $\mu$ , где  $\lambda$  – заданный уровень значимости, а  $\mu = 1 - \lambda$ .

Для проверки гипотезы нормальности распределения нагрузки энергоузла по совокупности независимых малых выборок была составлена про-

Т а б л и ц а 1. Результаты расчетов значений  $D_n(\lambda)$  и  $p\omega^2$

Номер узла	Вид нагрузки	$D_n(\lambda)$	$D_n(\lambda)$ при $\lambda = 0,05$	$p\omega^2$
1	P	0,129673	0,22119	0,189504
2	P	0,155019	0,22425	0,178815
3	P	0,211564	0,20760	0,310370
4	P	0,165091	0,21012	0,347600
5	P	0,165091	0,20760	0,356290
6	Q	0,110115	0,22425	0,099435
7	Q	0,128750	0,20760	0,192823
8	Q	0,120425	0,21544	0,129238
9	Q	0,211558	0,21012	0,349600
	Собственные потребности энергосистемы	0,129667	0,17823	0,164584

грамма для ЭВМ "Минск-22" и проведены экспериментальные расчеты для девяти энергоузлов с различными средними величинами потребления мощности и энергосистемы в целом. Рассматривались как активные, так и реактивные мощности этих узлов в часы ночного минимума, утреннего и вечернего максимума реально существующей энергосистемы в течение 42 месяцев, т.е. 3,5 лет.

Полученные в результате расчетов значения  $D_n(\lambda)$  и  $p\omega^2$  по каждому энергоузлу и энергосистеме в целом и значения  $D_n(\lambda)$ , взятые из табл. 6.2 [2], при уровне значимости  $\lambda = 0,05$  помещены в табл. 1. Для данного  $\lambda$ , используя табл. 6.4а [2], строим критическую область для проверки нашей гипотезы  $p\omega^2 > 0,4614$ .

Полученные из наблюдений значения  $D_n(\lambda)$  и  $p\omega^2$  почти все лежат в области допустимых значений.

Отсюда следует, что гипотеза нормальности распределения нагрузок энергоузла и энергосистемы в целом не противоречит данным наблюдениям.

#### Л и т е р а т у р а

- С м и р н о в Н.В., Д у н и н-Б а р к о в с к и й И.В. Курс теории вероятностей и математической статистики для технических приложений. — М., 1968.
- Б о л ь ш е в Л.Н., С м и р н о в Н.В. Таблицы математической статистики. — М., 1970.

## К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ПОТЕРИ НАПРЯЖЕНИЯ В КОМПЕНСИРОВАННЫХ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЕТЯХ 10 кВ

Статистические источники реактивной мощности, снабженные системами регулирования, могут быть использованы в качестве дополнительных сетевых средств регулирования напряжения [1]. Для этой же цели можно использовать устройство, представляющее собой включенную последовательно батарею конденсаторов, нагруженную дополнительным потоком реактивной энергии [2]. Однако прибавка напряжения получается завышенной, если расчет вести по приближенной формуле потери напряжения, не учитывающей поперечной составляющей падения напряжения. Далее приводится анализ работы устройства и вывод формулы для точного подсчета потери напряжения.

Принцип работы устройства рассмотрим на векторной диаграмме (рис. 1). Примем вектор высшего регулируемого напряжения центральной подстанции в качестве заданного. К нему пристроим треугольник падения напряжений соответствующей мощности передачи (рис. 1, а), где приведены треугольники падения напряжений при номинальном токе передачи, состоящей из трансформатора мощностью 0,63...6,3 мВА и линии электропередачи 35 кВ длиной 40 км; сечение провода линии выбрано согласно табл. 7.6 [3]. Положение треугольника падения напряжений на векторной диаграмме зависит от угла  $\varphi_1$ , определяемого суммарным сопротивлением передачи и нагрузки. Например, для угла  $\varphi_1 = -90^\circ$  (чисто емкостный режим) оно показано на рис. 1, б.

При изменении угла  $\varphi_1$  от  $-90^\circ$  до  $+90^\circ$  треугольник напряжения будет поворачиваться вокруг точки К, и конец вектора напряжения  $\dot{U}_2$  опишет полуокружность I. Если нагрузка изменяется только по абсолютной величине, то вектор будет перемещаться по одному из радиусов, соединяющих центр окружности с соответствующей точкой шкалы угла  $\varphi_1$ , например по радиусу АК.

Для передачи с продольно-емкостной компенсацией положение вектора  $\dot{U}_2$  зависит от степени компенсации, равной отношению емкостного сопротивления конденсаторов к индуктивному сопротивлению передачи. В сетях 6–10 кВ, имеющих большое активное сопротивление, допускается степень компенсации до 300%, т.е.  $x_c/x_{\Pi} = 3$  [3]. Полуокружности II, III, IV являются годографами вектора при степени компенсации 100, 200, 300%.

При увеличении угла  $\varphi_1$  напряжение  $\dot{U}_2$  увеличивается. Если подключить теперь на шины подстанции за батареей продольной компенсации управляемый реактор с регулятором, автоматически изменяющим по заданному

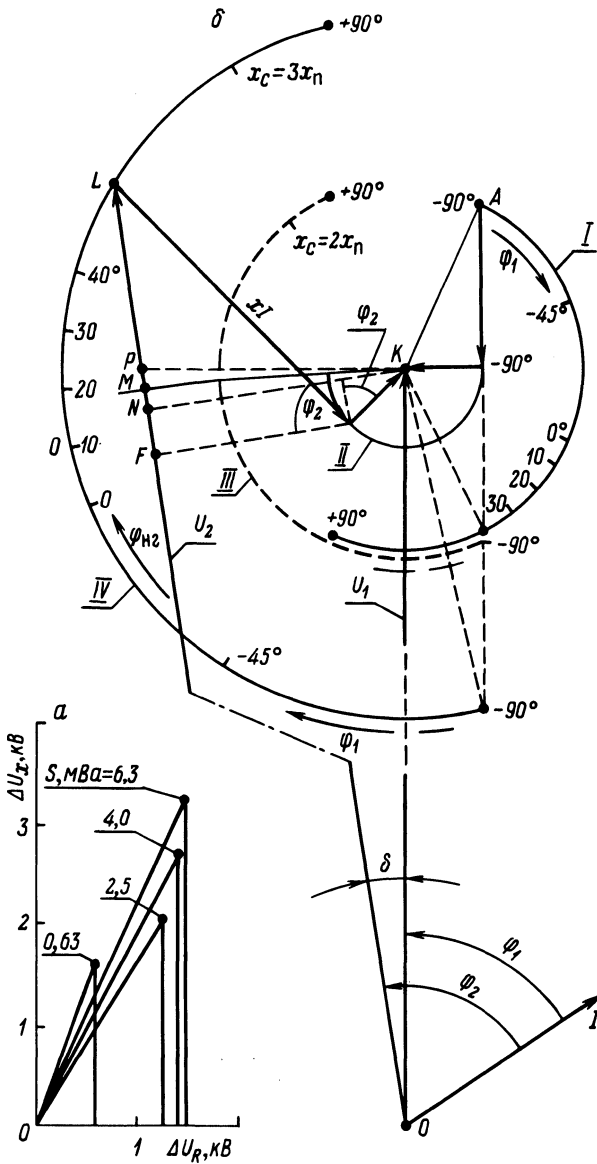


Рис. 1. Треугольники падения напряжения передач различной мощности (а) и векторная диаграмма для компенсированной передачи 1,5 мВА (б).



закону потребляемую реактивную мощность, то можно изменять угол  $\varphi_1$  и тем самым регулировать напряжение  $U_2$ .

Необходимо отметить, что угол  $\varphi_2$  нагрузки (угол между векторами  $\dot{I}$  и  $\dot{U}_2$ ) меньше угла  $\varphi_1$  из-за введенного емкостного сопротивления продольной компенсации на угол

$$\delta = \arctg \frac{x_c (R_H + R_{\Pi})}{(R_H + R_{\Pi})^2 + (x_{\Pi} + x_H)(x_H + x_{\Pi} - x_c)}, \quad (1)$$

где  $R_H, R_{\Pi}$  — активное сопротивление нагрузки и передачи;  $x_H, x_{\Pi}, x_c$  — реактивные сопротивления нагрузки, передачи и продольной компенсации. Например, при  $x_c = 3x_{\Pi}$  угол  $\delta = 9,5^\circ$ , и шкала  $\varphi_2$  сдвигается вниз относительно шкалы  $\varphi_1$ , как показано на окружности IV.

При расчетах величину напряжения  $\dot{U}_2$  находят, предварительно подсчитав потерю напряжения по приближенной, не учитывающей поперечную составляющую падения напряжения, по формуле

$$\Delta \dot{U} = RI \cos \varphi + xI \sin \varphi. \quad (2)$$

В данном случае она дает значительную ошибку. Так, при угле  $\varphi_1 = 0$  ошибка в определении  $\Delta \dot{U}$  составляет  $\approx 250\%$ . Это происходит из-за того, что согласно формуле (2) за потерю напряжения принимается отрезок  $LN$  — часть вектора  $\dot{U}_2$  до перпендикуляра  $KN$ , опущенного из конца вектора  $\dot{U}_1$  на направление вектора  $\dot{U}_2$ . В действительности потеря напряжения выражается отрезком  $LM$ ; точка  $M$  лежит на дуге окружности с радиусом  $OK$ , равным вектору  $\dot{U}_1$ . Длина отрезка  $LM = LF - FN - MN$ . Выражая отрезки  $LF, FN, MN$  через составляющие падения напряжения и угол  $\varphi_2$  нагрузки, получим

$$\Delta U = RI \cos \varphi_2 - xI \sin \varphi_2 + (xI \cos \varphi_2 + RI \sin \varphi_2) \operatorname{tg} \frac{\delta}{2}, \quad (3)$$

так как  $\angle PKN$  равен углу между векторами  $\dot{U}_1$  и  $\dot{U}_2$ ; точкой  $M$  он делится пополам. Раскрывая скобки и группируя члены, получим

$$\Delta U \cos \frac{\delta}{2} = RI \cos \left( \varphi_2 - \frac{\delta}{2} \right) - xI \sin \left( \varphi_2 - \frac{\delta}{2} \right). \quad (4)$$

Так как максимальное значение угла  $\delta$  даже при 300% компенсации не превышает  $10^\circ$  (при меньшей степени компенсации  $\delta$  еще меньше (рис. 1, б)), то значение  $\cos \frac{\delta}{2}$  в левой части уравнения можно принять равным 1 ( $\cos 5^\circ = 0,9962$ ;  $\cos 4^\circ = 0,9976$ , т.е. максимальная ошибка в определении  $\Delta U$  не будет превышать 0,38%).

Тогда

$$\Delta U = RI \cos \left( \varphi_2 - \frac{\delta}{2} \right) - xI \sin \left( \varphi_2 - \frac{\delta}{2} \right). \quad (5)$$

Угол  $\delta$  можно определить из выражения

$$\delta = \arcsin \frac{x I \cos \varphi_2 + R I \sin \varphi_2}{U_1} = \arcsin \frac{x P_2 + R Q_2}{U_1^2 - U_1 \Delta U}, \quad (6)$$

пренебрегая в первом приближении вторым членом в знаменателе формулы.

### Л и т е р а т у р а

1. Статические источники реактивной мощности в электрических сетях / В.А. Веников, А.А. Жуков, И.И. Карташев, Ю.П. Рыжов. — М., 1975.
2. Устройство с управляемым реактором для регулирования напряжения в распределительной сети 10 кВ / М.С. Либкинд, В.М. Сорокин, В.Г. Пекелис, М.М. Налецкий. — Электрические станции, 1972, № 5.
3. Справочник по проектированию электрических систем / Под ред. С.С. Рокотяна, И.М. Шапиро. — М., 1971.

УДК 621.331.025.1:621.3.08

Б.М. Валов, В.В. Прокопчик

### ВЫБОР ВРЕМЕНИ ДИСКРЕТИЗАЦИИ ПРИ КОНТРОЛЕ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ ДИСКРЕТНЫМ МЕТОДОМ

В настоящее время для целей аппаратурного контроля показателей качества электроэнергии (ПКЭ) используются различные приборы и методы обработки экспериментальной информации, что делает получаемые результаты не равнозначными и не всегда сопоставимыми. Несопоставимость результатов определяется главным образом различием методов обработки информации. Так, выбор продолжительности измерения и интервала дискретизации по времени осуществляется в большинстве случаев интуитивно, без какого-либо обоснования. Вместе с тем неучет характера изменения исследуемого ПКЭ и произвольный выбор времени измерения и интервала дискретизации может привести к значительным погрешностям получаемых вероятностных характеристик.

Поскольку все ПКЭ являются случайными функциями времени, то контроль за их изменениями осуществляется вероятностными методами. Наиболее широкое распространение нашел метод дискретной выборки, хотя его применение сопровождается появлением методических погрешностей случайного характера, связанных с заменой непрерывных реализаций процесса дискретными последовательностями их значений. Выбор продолжительности измерения ( $T$ ) для ПКЭ определяется длительностью интервала относительной стационарности, который зависит от характера нагрузки электрической сети [1].

При известной величине  $T$  выбор необходимого времени дискретизации  $t_0$  должен производиться исходя из допустимой погрешности измерения оценок вероятностных характеристик, которая зависит от характера изменения исследуемого ПКЭ. Основными вероятностными характеристиками при контроле ПКЭ являются математическое ожидание  $M(x)$  и плотность вероятностей  $W(x)$ . Последняя для отклонений напряжения может непосредственно измеряться с помощью статистического анализатора отклонений напряжения.

Минимальной случайной погрешностью измерения  $M(x)$  и  $W(x)$  обладает метод непрерывной выборки. Найдем увеличение погрешности измерения  $M(x)$  и  $W(x)$  дискретным методом по отношению к методу непрерывной выборки. Дисперсия оценок математического ожидания  $D_D[M(x)]$  и плотности вероятностей  $D_D[W(x)]$ , измеренные дискретным методом, определяются [2]

$$D_D[W(x)] = \frac{1}{N} [K(0) + 2 \sum_{i=1}^{N-1} K(it_0) (1-i/T)]; \quad (1)$$

$$D_D[W(x)] = \frac{1}{\Delta x N} [K(0) + 2 \sum_{i=1}^{N-1} K(it_0) (1-i/T)], \quad (2)$$

где  $N$  – число выборок на интервале  $T$ ;  $\Delta x$  – ширина интервала между уровнями квантования по амплитуде реализации случайного процесса  $x(t)$ . Увеличение погрешности измерения оценки математического ожидания ( $\delta_M, \%$ ) и плотности вероятностей ( $\delta_W, \%$ ) по отношению к непрерывному методу определяется по формулам [3]

$$\delta_M \% = \frac{D_D[M(x)]}{D_H[M(x)]} 100; \quad \delta_W \% = \frac{D_D[W(x)]}{D_H[W(x)]} 100, \quad (3)$$

где  $D_H[M(x)] = 2 \sigma_x^2 \tau_K / T$

$$\text{и } D_H[W(x)] = 2/T \sum_{\nu=1}^L C_\nu B_\nu$$

дисперсии оценок  $M(x)$  и  $W(x)$  при измерениях методом непрерывной выборки. Подставляя (1) и (2) в формулы (3), после преобразования получим

$$\delta_M \% = 100 \sqrt{d \left[ 0,5 + \sum_{i=1}^K \rho(id\tau_K) - 1 \right]}; \quad (4)$$

$$\delta_W \% = 100 \sqrt{\left( \sum_{\nu=1}^L C_\nu B_\nu \right)^{-1} d\tau_K \left\{ 0,5 \sigma_x^2 \left( \frac{x}{\sigma_x} \right) \right\}}$$

$$x \left[ 1 - \frac{\Delta x}{\sigma_x} \varphi\left(-\frac{x}{\sigma_x}\right) \right] + \frac{\Delta x}{\sigma_x^2} \sum_{\nu=1}^L \sum_{i=1}^K C_{\nu} \rho^{\nu}(i d \tau_K) \} - 1, \quad (5)$$

где  $d = t_0 / \tau_K$ , а  $\tau_K$  — интервал корреляции для  $X(t)$ ;  $\rho(\tau)$  — нормированная автокорреляционная функция;  $K$  — наибольшее число членов ряда  $\rho(i d \tau_K)$ ;  $C_{\nu}$  и  $B_{\nu}$  — коэффициенты, зависящие от типа  $\rho(\tau)$ ;  $\varphi(x/\sigma_x)$  — плотность нормального распределения для значений  $x/\sigma_x$ ;  $L$  — наибольшая степень производных и интегралов в разложении  $W(x)$  в ряд Крамера. Как видно из (4) и (5), величина погрешностей  $\delta_M, \%$  и  $\delta_W, \%$  определяется  $\rho(\tau)$ . Поэтому выбор  $t_0$  при проведении измерений должен основываться на приближенном знании внутренней структуры измеряемых ПКЭ, т.е.  $\rho(\tau)$ .

Авторами проведены исследования  $\rho(\tau)$  отклонений напряжения ( $\Delta U$ ), несимметрии ( $\epsilon$ ) и несинусоидальности напряжения  $U_{\nu}$  для узлов сети, питающих различные нагрузки. Функция  $\rho(\tau)$  колебаний токов  $V_t$  для дуговых сталеплавильных печей (ДСП) приведена в [4]. Исследования показали (табл. 1), что в большинстве случаев  $\rho(\tau)$  имеет вид

$$\rho(\tau) = \exp(-\alpha \tau) \cos \omega_0 \tau.$$

На рис. 1 приведены графики погрешностей измерения оценок  $M(x)$ , рассчитанные по усредненным данным табл. 1 и выражению (4). По полу-

Т а б л и ц а 1. Величины  $\alpha$ ,  $\omega_0$  и коэффициенты  $m = \omega_0 / \alpha$  для некоторых типов нагрузок и ПКЭ\*

ПКЭ		Городская эл. сеть	Прокатные станы		ДСП-20 ДСП-200
			непрямые	реверсивные	
$U_{\nu}$	$m$	—	1,66—0,8	—	—
	$\alpha$	—	0,08—0,1	—	—
	$\omega_0$	—	0,05—0,08	—	—
$\Delta U$	$m$	0	0,69—0,75	0	—
	$\alpha$	0,2—0,4	0,08—0,12	0,05—0,09	—
	$\omega_0$	0	0,05—0,09	0	—
$\epsilon$	$m$	—	0	1,28—8,8	—
	$\alpha$	—	0,04—0,08	0,003—0,006	—
	$\omega_0$	—	0	0,032—0,053	—
$V_t$	$m$	—	—	—	1,66—2,2
	$\alpha$	—	—	—	1,02—3,03
	$\omega_0$	—	—	—	2,7—6,6

\*При аппроксимации экспериментальных  $\rho(\tau)$  для городской сети время  $\tau$  откладывалось в минутах, а для остальных нагрузок в секундах.

ченным кривым достаточно просто определить величину  $t_0$ , соответствующую данной  $\delta_M$  и виду автокорреляционной функции исследуемого ПКЭ. Требуемая величина  $t_0$  определяется  $t_0 = d\tau_K = d\alpha / [\alpha^2(1+m^2)]$ . Необходимое количество дискретных измерений находится по формуле  $N = T/t_0$ .

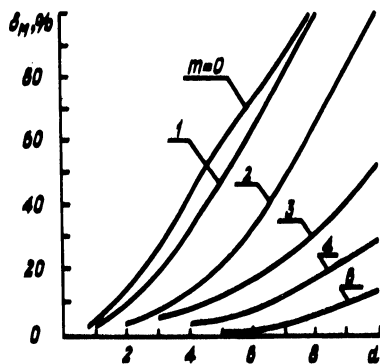


Рис. 1.

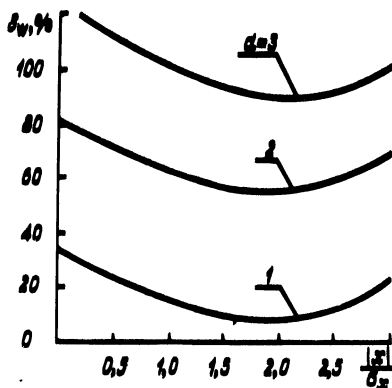


Рис. 2.

Расчеты по предлагаемой методике показали, что приемлемой точности измерения  $M(x)$  и  $W(x)$  можно достигнуть всегда, если время дискретизации  $t_0$  выбирать примерно равным интервалу корреляции  $\tau_K$  исследуемого ПКЭ. Для иллюстрации сказанного на рис. 2 приведены графики погрешности измерения  $W(x)$ , рассчитанные по выражению (5), для несимметрии напряжения  $\epsilon$  с функцией  $\rho(\tau) = e^{-0,0033|\tau|} \cos 0,0046\tau$ , которые показывают, что при увеличении  $t_0$  с величины  $\tau_K$  до  $3\tau_K$  погрешность измерения  $W(x)$  увеличивается примерно в пять раз. Для практического использования величины  $\tau_K$  можно находить по данным табл. 1.

#### Л и т е р а т у р а

1. П р о к о п ч и к В.В. Определение продолжительности измерения вероятностных характеристик напряжения в электрических сетях. — В сб.: Электрификация металлургических предприятий Сибири. Томск, 1976, вып. 3.
2. П у г а ч е в В.С. Теория случайных функций. — М., 1962.
3. М и р с к и й Г.Я. Аппаратурное определение характеристик случайных процессов. — М., 1972.
4. Влияние дуговых электропечей на системы электроснабжения / Под ред. М.Я. Смелянского, Р.В. Минеева. — М., 1975.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ПРЕДЕЛЬНОГО ЗНАЧЕНИЯ ПРИРОСТА ПОТЕРЬ МОЩНОСТИ ОТ ПАРАМЕТРОВ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ МОЩНОСТЕЙ И МЕСТ УСТАНОВКИ КОМПЕНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ

Установка компенсирующих устройств в узлах нагрузки электрических сетей позволяет существенно снизить потери мощности и энергии в энергосистеме. С другой стороны, это мероприятие связано с затратами общественных ресурсов, поэтому техническое решение должно приниматься по условию минимума приведенных затрат. Технико-экономическим сравнением установлено, что наиболее целесообразно в большинстве случаев принимать в качестве компенсирующих устройств батареи статистических конденсаторов.

Одним из методов оптимизации мощностей и мест установки компенсирующих устройств изложен в [1]. После расчета установившегося режима максимальных нагрузок ведется сравнение между удельным приростом потерь активной мощности рассмотренного узла  $k_{эi} = \frac{\Delta P}{\Delta Q}$  и экономическим граничным эквивалентом  $k_3^0$ . Необходимым условием установки компенсирующего устройства в данном узле является

$$k_{эi} > k_3^0. \quad (1)$$

Значение  $k_3^0$  определяется из условия равенства экономического эффекта, полученного от установки компенсирующего устройства и приведенных затрат, связанных с их приобретением и эксплуатацией. Таким образом,  $k_3^0$  является предельным значением прироста потерь мощности, при котором коэффициент эффективности капитальных затрат в компенсирующее устройство равен нормативному. Если в качестве экономического эффекта от установки компенсирующего устройства учитывать только снижение потерь энергии, то можно записать

$$k_3^0 = \frac{T_{МК} \Delta p_k}{\tau_{p2}} + \frac{k_k (p_H + p_\Sigma)}{\tau_{p2}^\beta}, \quad (2)$$

где  $T_{МК}$  — время использования максимальной мощности компенсирующего устройства (в случае применения неотключаемых батарей статических конденсаторов  $T_{МК}$  равно времени работы батареи  $T_p$ );  $\Delta p_k$  — удельные потери активной мощности в компенсирующем устройстве;  $\tau_{p2}$  — время максимальных потерь реактивной мощности после установки компенсирующего устройства;  $k_k$  — удельная стоимость компенсирующего устрой-

ва;  $p_H$  — нормативный коэффициент эффективности капитальных затрат ;  $p_\Sigma$  — суммарные отчисления на амортизацию, ремонт и обслуживание компенсирующего устройства;  $\beta$  — стоимость потерь электроэнергии.

Первое слагаемое выражения (2) отражает удельную стоимость потерь электроэнергии в компенсирующем устройстве, второе — удельные приведенные затраты на его приобретение и эксплуатацию. Если в качестве компенсирующих устройств принимать только один тип батарей статических конденсаторов, то  $\Delta p_K$  и  $k_K$  принимают постоянное значение. Тогда экономический граничный эквивалент является функцией трех переменных

$$k_3^0 = f(T_{MK}, \tau_{p2}, \beta). \quad (3)$$

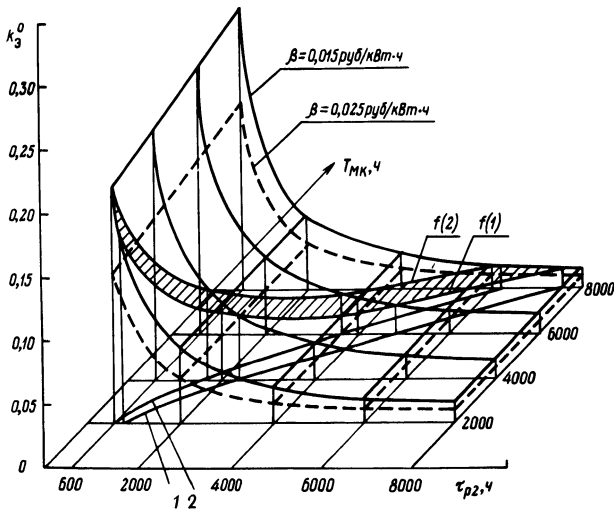


Рис. 1. Зависимость экономического предельного эквивалента от параметров энергосистемы.

На основе выражения (3) был проведен анализ  $k_3^0$  для батарей статических конденсаторов напряжением 10 кВ при  $k_K = 7,55$ ;  $\Delta p_K = -0,003$ ;  $p_H + p_\Sigma = 0,22$ . Результаты анализа графически изображены на рис. 1. Из приведенных зависимостей видно, что на величину  $k_3^0$  главным образом влияет значение  $\tau_{p2}$ ; зависимости  $k_3^0$  от  $\beta$  и особенно от  $T_{MK}$  слабее. На основе (1) и (2) можно установить, что при малых значениях  $\tau_{p2}$  эффективность установки компенсирующего устройства резко снижается (высокие значения  $k_3^0$ ). С увеличением стоимости потерь электроэнергии эффективность установки компенсирующих устройств растет ( $k_3^0$  снижается). Большое время использования максимальной мощности батарей статических конденсаторов вызывает весьма слабое снижение эффективности их установки, что объясняется малыми удельными потерями активной мощности в них.

Согласно (1), между  $\tau_{p2}$  и  $T_{MK}$  существует следующая функциональная зависимость:

$$\tau_{p2} = f(T_{MK}, q). \quad (4)$$

Здесь степень компенсации

$$q = \frac{Q_k}{Q_H},$$

где  $Q_k$  — мощность компенсирующего устройства;  $Q_H$  — реактивная мощность нагрузки.

При  $q = 0$  имеют место известные зависимости между  $\tau_p$  и  $T_{M_p}$  [1]. С ростом степени компенсации значения  $\tau_{p2}$  снижаются, причем тем сильнее, чем выше значения  $T_{MK}$ . В радиальных сетях при  $q \rightarrow 1$   $\tau_{p2} \rightarrow 0$ , в питающих сетях эта тенденция значительно слабее. На рис. 1 показана зависимость (4) для питающих сетей: линия 1 при  $q = 0$ , линия 2 при  $q = 0,8$ . Заштрихованная поверхность соответствует значениям  $k_3$  по выражению (2) с учетом (4) при  $\beta = 0,015$  (соответственно линии  $f(1)$  и  $f(2)$ ). Видно, что поверхность, соответствующая возможным значениям  $k_3^0$ , в питающих сетях при  $q = 0 \dots 0,8$  довольно ограничена.

#### В ы в о д

Ввиду того что для узлов конкретной энергосистемы значения  $\tau_{p2}$  ( $T_{MK}$ ) и  $\beta$  примерно одинаковы (при достаточно большом числе потребителей в узлах нагрузки питающей сети), можно проводить сравнение удельных приростов потерь активной мощности отдельных узлов с экономическим граничным эквивалентом  $k_3^0$ , единым для данной энергосистемы.

#### Л и т е р а т у р а

1. Поспелов Г.Е., Сыч Н.М., Федин В.Т. Инженерная методика совместного выбора средств компенсации реактивных нагрузок и регулирования напряжения в сложных электрических сетях. — В сб.: Опыт планирования, анализа потерь энергии и разработка мероприятий по их снижению в энергосистеме. Мн., 1975.



## ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА БЕЙЕСА ПРИ ПРОГНОЗИРОВАНИИ НАДЕЖНОСТИ КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ БОЛЬШОЙ ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ

Процесс эксплуатации линий с большой пропускной способностью (криогенных кабелей) непременно будет связан с устранением возникающих отказов его отдельных элементов по различным причинам [1].

Целью данной работы является прогнозирование с использованием метода Бейеса [2] состояния криогенных кабельных линий (ККЛ) при предполагаемых условиях его эксплуатации (на примере сверхпроводящего кабеля (СПК)).

ККЛ относится к таким видам современных технических устройств, которые находятся еще в стадии разработки, и делать выводы об их надежности на основании информации об эксплуатационных отказах не представляется возможным. В этом случае целесообразно рассматривать надежность на основании оптимистически предполагаемой статистики об отказах СПК, но не с точки зрения их регистрации при перспективной эксплуатации, а с точки зрения прогнозирования вероятностного состояния исследуемых признаков (отказов) кабеля.

Теоретически и практически возможных отказов ККЛ большое множество, но проанализировать все их в этой работе не представляется возможным. Поэтому для упрощения процесса применения метода Бейеса при прогнозировании надежности СПК мы остановимся только на трех признаках отказов:

- 1)  $X_1$  — повышение рабочей температуры сверхпроводника выше критической ( $T_{\text{раб}} > T_{\text{к}}$ );
- 2)  $X_2$  — нарушение электроизоляции;
- 3)  $X_3$  — увеличение времени выхода СПК на рабочий режим более чем на 1–2 ч.

Предположим, например, что появление этих признаков связано с одним из следующих факторов: а) с возникшей неисправностью в отопительно-рефрижераторной системе (состояние  $A_1$ ); б) с ухудшением качества электроизоляции (состояние  $A_2$ ); в) с нарушением вакуумной системы криостата (состояние  $A_3$ ).

Перечисленные факторы в свою очередь могут иметь место при соответствующих механических, теплофизических, строительно-технологических или эксплуатационных отказах СПК.

При нормальном функционировании СПК (состояние  $A_4$ ) признаки отказов  $X_1$  и  $X_2$  не наблюдаются, а признак  $X_3$  имеет место, например, только в 7% случаев.

На основании предполагаемых статистических данных допустим, что в течение всего исследуемого времени имеем: 94%-ную долю времени нормального функционирования кабеля ( $A_4$ ), а 3; 1 и 2%-кабель имеет соответственно состояние  $A_1$ ,  $A_2$  и  $A_3$ . Известно также, что наличие признаков  $\bar{X}_1$ ,  $\bar{X}_2$ ,  $\bar{X}_3$ , зафиксированных в  $n$  %-ных случаях при различных состояниях СПК, и их отсутствие ( $X_1$ ,  $X_2$  и  $X_3$ ) приведены в диагностической табл. 1.

Из [2] известно, что отсутствие рассматриваемого признака  $\bar{X}_1$  есть наличие противоположного события  $X_1$ . Вероятность признаков отказов СПК, определяемая из соотношения (1), представлена в табл. 1.

$$P(\bar{X}_i/A_i) = 1 - P(X_i/A_i). \quad (1)$$

При дальнейшем исследовании и анализе сначала определяются вероятности состояний СПК при предположении, что в условиях эксплуатации зафиксированы все три признака  $X_1$ ,  $X_2$  и  $X_3$ . В этом случае считаем, что признаки отказов – независимые события. Для расчета воспользуемся обобщенной формулой Байеса

$$P(A_i/K_*) = P(A_i)P(K_*/A_i) / \sum_{i=1}^n P(A_i)P(K_*/A_i), \quad (2)$$

где  $K_*$  – комплекс признаков отказов исследуемого криогенного кабеля;  $i = 1, 2, 3, \dots, n$  – количество рассматриваемых состояний СПК.

Т а б л и ц а 1. Вероятности признаков отказов и априорные вероятности их состояний

$A_i$	$P(X_1/A_i)$	$P(\bar{X}_1/A_i)$	$P(X_2/A_i)$	$P(\bar{X}_2/A_i)$	$P(X_3/A_i)$	$P(\bar{X}_3/A_i)$	$P(A_i)$
$A_1$	0,05	0,95	0,02	0,98	0,03	0,97	0,03
$A_2$	0,01	0,99	0,10	0,90	0,02	0,98	0,01
$A_3$	0,00	1,00	0,05	0,95	0,10	0,90	0,02
$A_4$	0,00	1,00	0,00	1,00	0,07	0,93	0,94

Т а б л и ц а 2. Вероятности состояний СПК при противоположных событиях исследуемых признаков

	$\bar{X}_1$		$\bar{X}_1$ и $\bar{X}_2$		$\bar{X}_1, \bar{X}_2$ и $\bar{X}_3$
$P(A_1/B)$	0,125	$P(A_1/C)$	0,012	$P(A_1/D)$	0,030
$P(A_2/B)$	0,145	$P(A_2/C)$	0,002	$P(A_2/D)$	0,009
$P(A_3/B)$	0,730	$P(A_3/C)$	0,028	$P(A_3/D)$	0,018
$P(A_4/B)$	0,00	$P(A_4/C)$	0,958	$P(A_4/D)$	0,943

Результаты определения вероятности состояний СПК по (2) при использовании данных табл. 1 представлены так:  $P(A_1/X_1X_2X_3) = 0,8182$ ;  $P(A_2/X_1X_2X_3) = 0,1818$ ;  $P(A_3/X_1X_2X_3) = 0$ ;  $P(A_4/X_1X_2X_3) = 0$ .

Далее определяются вероятности состояний СПК при условии, что отсутствуют признаки  $X_1$ ;  $X_1$  и  $X_2$  или  $X_1, X_2$  и  $X_3$ , но при наличии соответственно  $X_2$  и  $X_3$ ;  $X_3$ .

Результаты исследованных состояний СПК по (2) приведены в табл.2, где логические операции рассмотренных признаков отказов представлены в виде соотношений

$$\bar{X}_1 \wedge X_2 \wedge X_3 = B; \quad \bar{X}_1 \wedge \bar{X}_2 \wedge X_3 = C; \quad \bar{X}_1 \wedge \bar{X}_2 \wedge \bar{X}_3 = D. \quad (3)$$

Таким образом, из проведенного исследования и расчета по (2) видно, что вероятности состояний  $A_1, A_2$  и  $A_3$  (табл. 2) не равны нулю. Это объясняется тем, что рассматриваемые признаки отказов  $X_1, X_2$  и  $X_3$  не являются для анализируемых состояний криокабеля определяющими.

Приведенные расчеты показывают, что при одновременном наличии признаков  $X_1, X_2$  и  $X_3$  криокабель имеет состояние  $A_1$  с вероятностью 0,8182 (неисправность в ожигательно-рефрижераторной системе), а состояние  $A_2$  — лишь только с вероятностью 0,1818 (ухудшение качества электроизоляции).

При отсутствии одного признака  $X_1$  и наличии  $X_2$  и  $X_3$  вероятности состояний  $A_1$  и  $A_2$  почти одинаковы (0,125 и 0,145), а наиболее вероятным для исследуемой СПК линии является состояние  $A_3$  (0,73), т.е. нарушение вакуумной системы криогенного кабеля из-за технологических или эксплуатационных отказов.

При отсутствии двух признаков отказов  $\bar{X}_1$  и  $\bar{X}_2$  или всех трех ( $\bar{X}_1, \bar{X}_2$  и  $\bar{X}_3$ , табл. 2), как и следовало предполагать, для криогенной кабельной линии электропередачи наиболее вероятнее ее нормальное состояние  $A_4$ , что и подтвердилось проведенным расчетом ( $P(A_4/\bar{X}_1 \wedge \bar{X}_2 \wedge X_3) = 0,958$ ;  $P(A_4/\bar{X}_1 \wedge \bar{X}_2 \wedge \bar{X}_3) = 0,943$ ) по формуле

$$P(A_4/\bar{X}_1 \wedge \bar{X}_2 \wedge X_3) = \frac{P(A_4)P(\bar{X}_1/A_4)P(\bar{X}_2/A_4)P(X_3/A_4)}{\sum_{i=1}^4 P(A_i)L + P(A_2)M + P(A_3)N + P(A_4)Q}, \quad (4)$$

где соответственно  $L = P(\bar{X}_1/A_1)P(\bar{X}_2/A_1)P(X_3/A_1)$ ;  $M = P(\bar{X}_1/A_2)P(\bar{X}_2/A_2) \times P(X_3/A_2)$ ;  $N = P(\bar{X}_1/A_3)P(\bar{X}_2/A_3)P(X_3/A_3)$ ;  $Q = P(\bar{X}_1/A_4)P(\bar{X}_2/A_4) \times P(X_3/A_4)$ .

#### Л и т е р а т у р а

1. С т у п а к И.А. Методический подход к оценке показателей надежности криогенных кабельных линий. — В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Мн., 1979, вып. 6. 2. Математическая энциклопедия. — М., 1977, т. 1 с. 402.

## СТАТИСТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ПЛАНИРОВАНИЯ ПРОИЗВОДСТВА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ЭЛЕКТРОСТАНЦИЯХ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ

Задача определения производства электроэнергии на электростанциях энергосистемы возникает при перспективном, годовом и внутригодовом планировании основного производства. Наличие фактора неопределенности информации, необходимой для решения данной задачи, дает возможность (с учетом принципа равнозначности [1]) ориентироваться на приближенные методы решения, адекватные уровню достоверности исходной информации. В этой связи представляют интерес статистические методы.

Электроэнергия на ТЭС вырабатывается в теплофикационном и конденсационном режимах. Поскольку факторы, оказывающие влияние на размеры теплофикационной и конденсационной выработки, различны, то определение их можно осуществлять раздельно. Данная статья посвящена вопросу определения выработки электроэнергии по конденсационному режиму.

Если факторы, оказывающие влияние на размер производства электроэнергии, интерпретировать как случайные величины, то изменение выработки электроэнергии на электростанции может быть представлено в виде случайного процесса

$$\mathcal{E}(t) = f(t) + \varepsilon(t), \quad (1)$$

где  $f(t)$  – неслучайная функция, характеризующая тренд изменения выработки;  $\varepsilon(t)$  – случайная величина с нулевой средней.

Определение размера производства электроэнергии на электростанциях может быть представлено в форме задачи прогнозирования многомерного временного ряда, если производство электроэнергии в энергосистеме представляется в виде вектора  $\mathcal{E}(t)$ , компонентами которого являются размеры производства электроэнергии  $\mathcal{E}_1(t), \mathcal{E}_2(t), \dots, \mathcal{E}_m(t)$  на отдельных электростанциях. Задача формулируется следующим образом. Имеются отчетные данные многомерного временного ряда  $\mathcal{E}(t)$  для  $t = 1, 2, \dots, \tau$ . Требуется оценить значение вектора  $\mathcal{E}(\tau + 1)$  на период упреждения, равный 1.

Наличие тренда позволяет осуществлять прогноз на основе экстраполяции. Простая экстраполяция элементов вектора  $\mathcal{E}(t)$  на основе применения методов одномерного прогнозирования недостаточно эффективна вследствие взаимной коррелированности этих элементов. Эту трудность можно преодолеть, если воспользоваться методами факторного анализа [2], которые позволяют перейти от вектора коррелированных параметров  $\mathcal{E}$  к вектору некоррелированных факторов  $F$ . Векторы  $\mathcal{E}$  и  $F$  связаны соотношением

$$\mathcal{E} = AF. \quad (2)$$

Здесь  $A$  – матрица факторных нагрузок, которая строится на основе корреляционной матрицы  $R$ .

Если матрица  $A$  квадратная, то некоррелированные факторы определяются как

$$F = A^{-1} \mathcal{E}.$$

В этом случае число факторов  $F_i$  равно числу исходных параметров  $\mathcal{E}_i$ . Многие факторы  $F_i$  вносят несущественный вклад в общую дисперсию модели (2). Это позволяет ограничиться их числом, меньшим числа исходных параметров. Такие факторы, называемые главными, определяются по формуле

$$F = B \mathcal{E}, \quad (3)$$

где  $B$  – матрица размером  $k \times n$  ( $k < n$ ), для вычисления которой существует ряд эффективных алгоритмов [2].

Схема прогнозирования производства электроэнергии с помощью главных факторов сводится к следующему. На основании отчетных данных вектора  $\mathcal{E}(t)$  для  $t = 1, 2, \dots, \tau$  по выражению (3) определяются значения вектора  $F(t)$ . Некоррелированность компонент вектора  $F(t)$  позволяет прогнозировать их на момент  $\tau + 1$  с помощью методов одномерного прогнозирования. После этого прогноз  $\mathcal{E}(\tau + 1)$  определяется как

$$\mathcal{E}(\tau + 1) = A F(\tau + 1).$$

Изложенный экстраполяционный подход к оценке прогнозных значений производства электроэнергии на электростанциях не всегда может оказаться эффективным из-за наличия нерегулярности в изменениях выработки во времени. В этих условиях более эффективным является применение регрессионных моделей, выражающих зависимость производства электроэнергии на отдельных электростанциях от факторов-аргументов. К ним могут быть отнесены такие показатели, как величина суммарного производства (или отпуска) электроэнергии в энергосистеме, размеры потребления энергии в основных узлах электропотребления, сведения о составе работающего оборудования электростанции или ее готовности за рассматриваемый плановый период, информация о величинах межсистемных перетоков энергии. Обозначая указанные факторы через  $x_i$ , уравнение регрессии представим в следующем виде:

$$\mathcal{E}_i = f_i(x_1, x_2, \dots, x_n). \quad (4)$$

Для построения регрессионной модели необходимо выбрать обоснованный состав независимых переменных и форму уравнения регрессии, правильно оценить коэффициенты уравнения [3]. Выбор независимых переменных и формы уравнения осуществляются на основе эмпирических соображений, так как формального метода решения этих задач не существует.

Коэффициенты уравнений определяются обычно с помощью метода наименьших квадратов. При этом для целей прогнозирования целесообразно применение его модифицированного варианта с весовыми коэффициентами. Искомые параметры находятся в результате решения безусловной экстремальной задачи

$$\min \sum_{t=1}^{\tau} [f_i(t) (x_1, x_2, \dots, x_n) - \bar{\Delta}_i(t)]^2 \alpha^{-t}, \quad (5)$$

где  $\bar{\Delta}_i(t)$  – отчетные данные о выработке электроэнергии для  $i$ -й станции;  $\alpha$  – коэффициент, меньший единицы ( $0 < \alpha < 1$ ). Введение коэффициента  $\alpha$  дает возможность придать больший вес в оценке коэффициентов тем значениям выработки, которые находятся ближе к моменту осуществления прогноза. Это позволяет при осуществлении прогноза в большей степени учесть закономерность влияния факторов на интересующий показатель, сложившуюся в последние моменты времени отчетного периода  $t = 1, 2, \dots, \tau$ . Применение регрессионного уравнения для целей прогноза предполагает решение трех проблем: определение значений факторов  $x_i$  на период упреждения, выяснение применимости уравнений регрессии для оценок значений вне диапазона наблюдений этого показателя и факторов, трансформирующих точечные прогнозы в интервальные. В результате решения других задач независимые переменные определяются вне рамок прогностической модели. Вторая проблема обусловлена тем, что получаемые на основе регрессионной модели прогнозные оценки будут объективно обеспечивать уровень показателя лишь в том случае, если характер взаимосвязи, свойственный отчетному периоду, сохранится на предстоящий период. Можно предполагать, что для относительно небольшого периода упреждения изменение характера взаимосвязи будет несущественным. Для отражения влияния на показатель структурных особенностей системы в модель вводятся характеризующие их факторы. Третья проблема взаимосвязана с первой и сводится к определению доверительных интервалов прогноза, который определяется как

$$\bar{\Delta}(t) \pm t_a \sigma_{\Delta},$$

где  $\bar{\Delta}(t)$  – расчетное значение  $\Delta(t)$ ;  $\sigma_{\Delta}$  – среднеквадратическая ошибка тренда;  $t_a$  – значение  $t$ -критерия Стьюдента.

Качество прогнозных оценок может быть проверено для ретроспективных данных, т.е. путем сравнения прогнозных и фактических значений показателя  $\Delta(t)$  для моментов времени отчетного периода. Для количественной оценки качества прогнозов могут быть использованы статистические характеристики (например, коэффициент расхождения)

$$v = \frac{\sqrt{\sum_{t=1}^T (\mathcal{E}^{\Pi}(t) - \mathcal{E}(t))^2}}{\sum_{t=1}^T \mathcal{E}^2(t)}, \quad (6)$$

где  $\mathcal{E}^{\Pi}(t)$  и  $\mathcal{E}(t)$  — соответственно прогнозные и фактическое значение показателя выработки.

Следует, однако, заметить, что значения показателей качества прогнозов, рассчитанные для ретроспективных данных, сохраняют свой уровень на период упреждения лишь в том случае, если на этот период сохраняется отмеченный ранее характер взаимосвязи между показателем и факторами.

Перспективным может быть применение эконометрических моделей [4], которые представляют собой систему взаимосвязанных друг с другом регрессионных уравнений. Для рассматриваемой здесь задачи эта модель в общем виде записывается как

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_1 &= \varphi_1(\mathcal{E}_2, \mathcal{E}_3, \dots, \mathcal{E}_m, x_1, x_2, \dots, x_n); \\ \mathcal{E}_m &= \varphi_m(\mathcal{E}_1, \mathcal{E}_2, \dots, \mathcal{E}_{m-1}, x_1, x_2, \dots, x_n)^T. \end{aligned} \quad (7)$$

Такая форма записи модели называется структурной. Для линейного случая она может быть представлена в виде

$$A\mathcal{E} + B\mathcal{X} = \epsilon, \quad (8)$$

где  $A, B$  — матрицы коэффициентов модели;  $\epsilon$  — вектор ошибок.

Прогнозное значение вектора  $\mathcal{E}$  получается в результате разрешения модели (8) относительно этого вектора

$$\mathcal{E} = A^{-1} B\mathcal{X} + A^{-1} \epsilon \quad (9)$$

Система уравнений эконометрической модели, записанная в форме (9), называется приведенной. Эконометрическая модель лучше отражает причинно-следственный механизм, существующий в реальности, однако ее применение более сложно. Один из подходов к ее использованию заключается в построении приведенной модели, а затем в обратном переходе к структурной. Более подробно методы построения и использования эконометрической модели изложены в работе [4].

#### Л и т е р а т у р а

1. М е л е н т ь е в Л.А. Оптимизация и управления в больших системах энергетики. — М., 1977.
2. Х а р м а н Г. Современный факторный анализ. — М., 1977.
3. Ч е т ы р к и н Е.М. Статистические методы прогнозирования. — М., 1975.
4. Ш а т т е л е с Т. Современные экономические модели. — М., 1975.

## МЕТОДЫ РАСЧЕТА ВРЕМЕНИ ЖИЗНИ ОБРАЗЦА ДЛЯ ЛИНЕЙНОЙ КОММУЛЯТИВНОЙ МОДЕЛИ

Использование линейной коммулятивной модели позволяет рационально планировать эксперименты, оценивать надежность и долговечность деталей [1, 2]. В настоящей работе приводятся примеры определения времени жизни образца при произвольной временной функции воздействия.

**Аналитическое и численное решение.** Предположим, что на изоляцию воздействует напряжение, для которого экспериментально определена зависимость времени жизни от одного параметра воздействия (амплитуды, величины напряжения), т.е.  $\tau = f(U)$ . Допустим, что эта зависимость достаточно точно аппроксимируется функцией, например

$$U(\tau) = U_{\infty} + (U_0 - U_{\infty}) e^{-\alpha\tau}, \quad (1)$$

где  $\tau$  — время воздействия амплитудой (величиной)  $U(\tau)$ , которое вызывает полное разрушение образца изоляции.

При  $U \geq U_0$  образец будет пробит мгновенно после подачи напряжения; при  $U \leq U_{\infty}$  образец не будет пробит при любом времени воздействия. Уравнение (1) может быть записано в виде

$$\frac{1}{\tau} = \frac{\alpha}{\ln \frac{U_0 - U_{\infty}}{U(\tau) - U_{\infty}}}. \quad (2)$$

Для линейной коммулятивной модели  $\frac{1}{\tau}$  определяет долю разрушения при воздействии  $U(\tau)$  в течение единицы времени.

Допустим, что из опыта известна функция распределения воздействующих напряжений от времени  $U_1(t) = f(t)$ . Естественно, что в большинстве реальных задач это опытное распределение носит вероятностный характер и определено для некоторого конечного промежутка времени  $t_1$  с некоторой точностью. Положим, что эта зависимость также аппроксимирована, например

$$U_1(t) = (U_{01} - U_{\infty 1}) e^{-\beta t} + U_{\infty 1}. \quad (3)$$

Смысл этой зависимости следующий: для промежутка времени  $t_1$  длительность воздействия с амплитудой  $U_1 \geq U_1(t)$  равняется  $t$ . Если речь идет о воздействующих перенапряжениях, то распределение их по амплитудам может быть отнесено к  $t_1$  равному одному году. При рассмотрении большего числа лет все годы считаются равновероятными по перенапряжениям. При тех же условиях год можно разделить на части. Однако при делении возрас-



тает возможная ошибка, так как вероятностная кривая будет сохраняться, но отступление от нее реальных событий будет возрастать.

Для определения времени жизни образца воспользуемся условием накопления разрушения [1]. Доля разрушения образца в течение  $t_1$ :

$$y(t_1) = \int_0^{t_1} \frac{1}{\tau(U)} dt. \quad (4)$$

Подставляя (2) и (3) в (4), получим

$$y(t_1) = \int_0^{t_1} \frac{\alpha \cdot dt}{\ln \frac{U_0 - U_\infty}{(U_{01} - U_\infty)e^{-\beta t} + U_{\infty 1} - U_\infty}}. \quad (5)$$

Таким образом, для решения данной задачи надо с приемлемой точностью вычислить интеграл (5). В большинстве случаев подобные квадратуры не выражаются в аналитических функциях. Выберем оптимальный единичный промежуток  $\Delta t$  и проведем суммирование, считая, что в течение  $\Delta t_k$  амплитуда воздействия  $U_1(t_k)$  остается постоянной (рис. 1). Доля разрушения образца за время  $t_1$  выразится соотношением

$$y(t_1) = \sum_{k=1}^{k=n} \frac{1}{\tau_k} = \sum_{k=1}^{k=n} \frac{\alpha}{\ln \frac{U_0 - U}{(U_{01} - U_\infty)e^{-\beta t_k} + U_{\infty 1} - U_\infty}}, \quad (6)$$

где  $0 - t_n$  расчетный промежуток, в пределах которого воздействия еще не вызывают полного разрушения образца.

Полное разрушение образца наступит при выполнении условия [1]

$$\sum y(t_1) = 1. \quad (7)$$

При росте (уменьшении) времени воздействия по сравнению с  $t_1$  и сохранением формы кривой воздействующих напряжений доля разрушения пропорциональна времени. Откуда условие полного разрушения можно записать

$$t_p \sum_{k=1}^{k=n} \frac{\alpha}{\ln \frac{U_0 - U_\infty}{(U_{01} - U_\infty)e^{-\beta t_k} + U_{\infty 1} - U_\infty}} = 1, \quad (8)$$

где  $t_p$  – время работы образца до полного разрушения в долях  $t_1$ . Соответственно численное и аналитическое решение поставленной задачи выражается соотношениями:

$$t_p = \frac{1}{\alpha \sum_{k=1}^{k=n} \ln \frac{1}{(U_{01} - U_{\infty 1}) e^{-\beta t_{K}} + U_{\infty 1} - U_{\infty}}} \quad (9)$$

и

$$t_p = \frac{1}{\alpha \int_0^{t_1} \frac{dt}{\ln \frac{1}{(U_{01} - U_{\infty 1}) e^{-\beta t} + U_{\infty 1} - U_{\infty}}}} \quad (10)$$

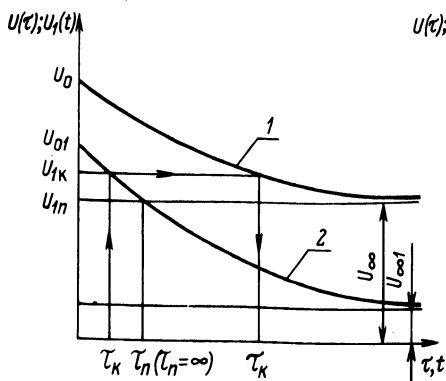


Рис. 1. К расчету времени жизни образца при заданных  $U(\tau)$  (1) и  $U_1(t)$  (2).

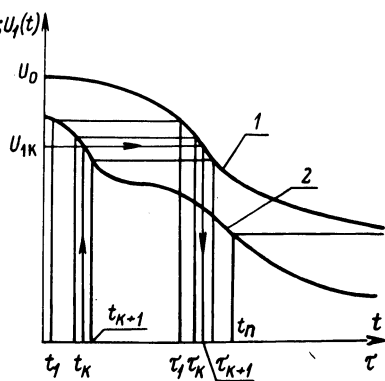


Рис. 2. Оценка времени жизни образца при графических зависимостях  $U(\tau)$  и  $U_1(t)$  — (1,2).

Графическое решение для экспериментальных зависимостей произвольной формы. Допустим, имеем зависимость времени жизни образца от одного параметра воздействия (амплитуды напряжения)  $\tau = f[U(\tau)]$ . Положим, что эта зависимость не имеет аналитических аппроксимаций и выражается графически. Воздействующие напряжения также даны в виде графика  $U_1(t)$  и отнесены к некоторому времени  $t_1$ . Время  $t_1$  достаточно длительно, так что форма этого графика не меняется при переходе к более длительным временам. Построим эти графики в согласованном масштабе (рис. 2).

Общее разрушение  $y(t_1)$  от суммы воздействия  $U_1(t)$ , относящихся к  $t_1$ , находится из рис. 2 прямым суммированием, т.е.

$$y(t_1) = \sum_{t_K = t_1}^{t_K = t_n} \frac{1}{\tau_K} \quad (11)$$

где  $t_k - t_{k-1} = \Delta t_k$  — единичный шаг суммирования. Зная  $y_1(t)$ , находим время  $t_p$  до полного разрушения образца в долях  $t_1$

$$y(t_1) \cdot t_p = 1; \quad t_p = \frac{1}{y(t_1)}. \quad (12)$$

Произвольный график  $U_1(t)$  может иметь смысл непрерывно меняющегося воздействия. В этом случае при согласовании масштабов  $U(\tau)$  и  $U_1(t)$  задача решается аналогично из условия

$$\begin{matrix} t_k = t_p \\ \sum \\ t_k = t_1 \end{matrix} y(t_k) = 1. \quad (13)$$

#### Л и т е р а т у р а

1. Степанчук К.Ф. Линейная коммулятивная модель разрушения и примеры ее использования при планировании и анализе испытаний образцов изоляции. — Изв. вузов. Сер. Энергетика, 1977, № 4. 2. Shiom i H. Application of Cummulative Degradation Model to Acceleration Life Test. — IEEE Transactions on Reliability, v., R-17, № 1, March, 1968.

УДК 621.317.7 (088.8)

Е.П.Гончарик, Ю.М.Куприянович

#### ИЗМЕРИТЕЛЬ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗАЗЕМЛИТЕЛЯ

Для контроля электрических характеристик заземлителя необходимо измерять сопротивление заземляющего устройства, его потенциал и напряжение прикосновения (шага). Однако в настоящее время ни в СССР, ни за рубежом не производят серийного комплекта приборов, позволяющего измерить все эти параметры заземляющей системы. Более того, отсутствуют принципиальные разработки таких приборов.

В статье приводится схема прибора (рис. 1), который измеряет сопротивление заземлителей и их потенциал, потенциалы отдельных точек поверхности земли, напряжения прикосновения и шага в долях от полного потенциала.

Для получения значительных измерительных токов в качестве источника синусоидального напряжения обычно используется трансформатор собственных нужд или разделительный трансформатор со вторичным напряжением до 500 В. Однако не исключается применение маломощного генератора, подобного установленному в измерителе сопротивления заземления МС-08. Для обеспечения безопасности при измерениях с мощным источни-

ком питания напряжение на заземлитель подается кратковременно, но многократно с паузой между импульсами. Коммутация осуществляется короткозамыкателем 2 [1]. В зависимости от сопротивления цепи 1-2-4-6-1 и необходимой величины измерительного тока выбирается напряжение источника питания и безопасное время подачи его на заземлитель.

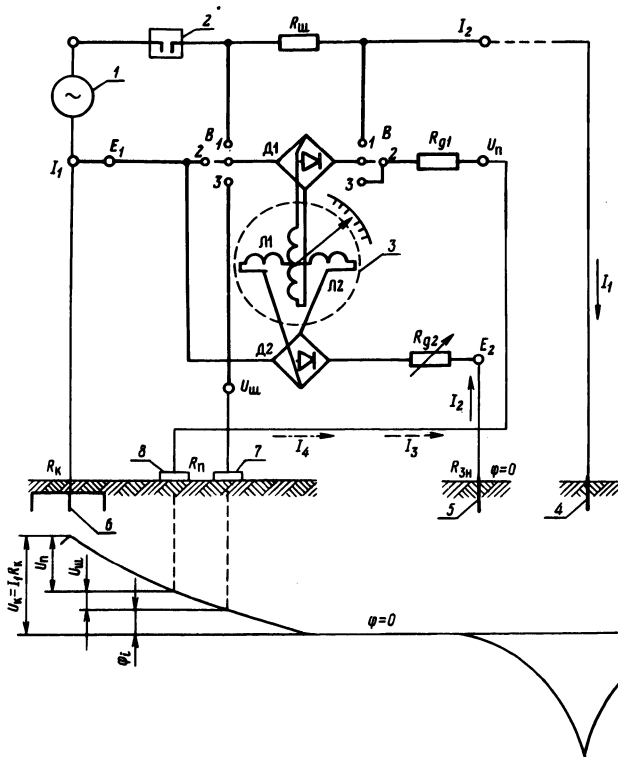


Рис. 1. Принципиальная схема прибора и схема измерений:

1 – источник питания; 2 – коммутационный аппарат – короткозамыкатель; 3 – измерительный механизм – логометр магнитоэлектрической системы; 4 – токовый электрод; 5 – потенциальный электрод (зонд); 6 – испытуемый заземлитель; 7, 8 – контактные электроды; В – переключатель измеряемой величины; Д1, Д2 – полупроводниковые выпрямители, собранные по схеме мостика;  $R_{ш}$  – шунт.

При измерении сопротивления заземлителя (переключатель В в положении 1) вторая рамка логометра Л2 с последовательно соединенным добавочным сопротивлением  $R_{д2}$  находится под напряжением, равным паде-

нию напряжения на измеряемом сопротивлении, и ток, протекающий по этой рамке, равен

$$I_2 = \frac{I_1 R_K}{R_{Л2} + R_{Д2} + R_{Зн}} ,$$

где  $I_1$  — ток, стекающий с испытуемого заземлителя и создающий измеряемое электрическое поле в земле;  $R_K$  — измеряемое сопротивление контура (заземлителя);  $R_{Л2}$  — сопротивление рамки Л2;  $R_{Зн}$  — переходное сопротивление зонда (потенциального электрода);  $R_{Д2}$  — добавочное сопротивление.

Угол поворота подвижной части логометра

$$\alpha_1 = f\left(\frac{I_1}{I_2}\right) = f\left(\frac{k}{R_K}\right),$$

где  $k = R_{Л2} + R_{Д2} + R_{Зн}$  — сопротивление, при котором произведена градуировка шкалы прибора.

Чтобы при различных сопротивлениях зонда  $R_{Зн}$  сопротивление  $k$  оставалось неизменным, перед каждым измерением производят регулировку  $R_{Д2}$  до величины  $k$ , соответствующей градуировочному значению.

При измерении напряжения прикосновения (переключатель В в положении 2) рамка Л2 находится под полным напряжением контура (заземлителя)  $U_K$ , а рамка Л1 под напряжением прикосновения  $U_{П}$ . По первой рамке протекает ток

$$I_3 = \frac{U_{П}}{R_{Л1} + R_{Д2} + R_{П}} .$$

По второй

$$I_2 = \frac{U_K}{R_{Л2} + R_{Д2} + R_{Зн}} ,$$

где  $R_{П}$  — переходное сопротивление "земля—ноги";  $R_{Д1}$  — добавочное сопротивление в цепи рамки Л1.

Угол поворота подвижной части логометра

$$\alpha_2 = f\left(\frac{I_3}{I_2}\right) = f\left[\frac{U_{П}(R_{Л2} + R_{Д2} + R_{Зн})}{(R_{Л1} + R_{Д2} + R_{П})U_K}\right] = f\left(\frac{U_{П}}{U_K} \frac{k}{k_1 + R_{П}}\right).$$

Перед каждым измерением регулируют  $R_{Д2}$  до величины  $k$ , соответствующей градуировочному значению. Тогда угол отклонения стрелки прямо пропорционален напряжению прикосновения в долях от полного напряжения на контуре (заземлителе) и обратно пропорционален переходному сопротивлению "земля—ноги".

При измерении шагового напряжения (переключатель В в положении 3) рамка Л2 находится под полным напряжением контура  $U_K$ , а рамка Л1 под напряжением шага  $U_{Ш}$ .

По первой рамке протекает ток

$$I_4 = \frac{U_{Ш}}{R_{Л1} + R_{Д1} + R_{П}},$$

по второй

$$I_2 = \frac{U_K}{R_{Л2} + R_{Д2} + R_{ЗН}};$$

$$\alpha_3 = f\left(\frac{I_4}{I_2}\right) = f\left(\frac{U_{Ш}}{U_K} \cdot \frac{k}{k_1 + R_{П}}\right).$$

Для измерения потенциалов отдельных точек поверхности земли (переключатель В в положении 3) разрывают цепь  $U_{П}$  — электрод 8, а зажим прибора  $U_{П}$  и  $E_2$  переключают и замеры выполняют, как при определении напряжения прикосновения. При этом напряжение между электродами 5 и 7 соответствует потенциалу точки 7 относительно нулевого значения. Поскольку потенциалы достигают значительной величины, не снижая чувствительности прибора, можно взять  $k_1 \gg R_{П}$ , т.е. практически исключить влияние переходного сопротивления на показания прибора.

#### Л и т е р а т у р а

1. Гончарик Е.П., Куприянович Ю.М., Найфельд М.Р. Об измерениях напряжений прикосновения и шага. — Электрические станции, 1976, № 11.

## ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621:311.22:697.34.001.5

А.М.Леонков, А.Д.Качан,  
Н.И.Шкода, Э.П.Минич

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРИВЛЕЧЕНИЯ КРУПНЫХ ЗАГОРОДНЫХ ТЭЦ К РЕГУЛИРОВАНИЮ МОЩНОСТИ В ЭНЕРГОСИСТЕМАХ

В связи с повышением требований к чистоте воздушного бассейна и трудностью выбора площадки в черте города крупные ТЭЦ проектируются за пределами городов на расстоянии 10–15 км от районов жилой застройки. Пиковая тепловая мощность размещается в районах теплоснабжения. Примером реализации такой системы теплоснабжения является Минская ТЭЦ-4, работающая совместно с существующими районными котельными.

В условиях Белорусской энергосистемы с высокой долей теплофикационной мощности ТЭЦ покрытие ночного провала электрической нагрузки невозможно без разгрузки теплофикационных турбин. Теплофикационные турбины ТЭЦ при их работе в пиковой или полупиковой части графика должны разгружаться в ночное время с передачей части тепловой нагрузки на пиковые водогрейные котлы (ПВК) или редуциционно-охладительные установки (РОУ). Исследование условий, при которых теплоэлектроцентрали могли бы удовлетворять требованиям покрытия разуплотненного графика электропотребления с минимальными дополнительными затратами топлива, связанными с ухудшением режима работы ТЭЦ в точное время (остановы и пуски блоков, уменьшение теплофикационной выработки электроэнергии и т.п.), – задача актуальная.

Одним из существенных факторов повышения маневренности и улучшения показателей работы загородных ТЭЦ в этих условиях может быть использование инерционных свойств транзитных тепломагистралей. Временно увеличивая или уменьшая выработку тепла на ТЭЦ, за счет использования аккумулирующей способности загородных тепломагистралей можно получить дополнительную теплофикационную выработку электроэнергии и дополнительную мощность в максимум электрических нагрузок энергосистемы. В таких режимах наблюдаются процессы зарядки (превышение температуры теплоносителя в сети над расчетной, соответствующей графику регулирования) и разрядки сети (ее "возвращение" к нормальному температурному уровню или даже ниже его).

Зарядку сети с целью "накопления" в ней тепла (с дальнейшим его использованием в период разрядки) можно осуществить следующим образом.

1. Повышение температуры подающей сетевой воды  $t_{п.с}$  выше расчетной (нормальной)  $t_{п.с}^p$  путем повышения давления пара отбора  $P_T$ .

2. Перепуском части воды из подающей линии в обратную через специальные переемычки, минуя ближайшие от ТЭЦ абонентские установки, повышаем температуру воды в обратной сети  $t_{о.с} > t_{о.с}^{p*}$ . Полная зарядка тепломагистралей наступит при возвращении воды по обратной магистрали с температурой  $t_{о.с} > t_{о.с}^p$  от переемычки до ТЭЦ, Разумеется, такую зарядку сети можно осуществить при наличии свободной тепловой мощности турбин ТЭЦ с соблюдением ограничения по скорости подъема или снижения температур воды  $30^\circ\text{C}/\text{ч}$  [1].

Хотя процесс зарядки тепломагистралей связан с повышением давления в отборе и с соответствующим понижением теплофикационной выработки, такой прием использования аккумулирующей способности загородных тепломагистралей в периоды, предшествующие останову теплофикационных блоков в провалы электронагрузок, позволяет увеличить суточную выработку на тепловом потреблении за счет дополнительного увеличения нагрузки отопительных отборов турбин и соответствующего вытеснения нагрузки ПВК и РОУ. Таким образом, частично компенсируется комбинированная выработка электроэнергии, потерянная в часы недоотпуска тепла. За счет предварительной зарядки тепломагистралей и последующей разгрузки теплофикационных отборов турбин в максимум электрических нагрузок энергосистемы можно получить дополнительную "пиковую" мощность путем увеличения конденсационной мощности турбин (рис. 1).

Пренебрегая в первом приближении потерями при транспорте, а также аккумуляцией тепла металлом трубопровода и его изоляцией, абсолютное количество тепла, запасаемое в подающей и обратной магистралях

$$dQ' = Mcdt;$$

$$Q'_{п.с} = \int_{t_{п.с}^p}^{t_{п.с}} M_1 c_1 dt = \int_{t_{п.с}^p}^{t_{п.с}} z_0 W_1 dt; \quad (1)$$

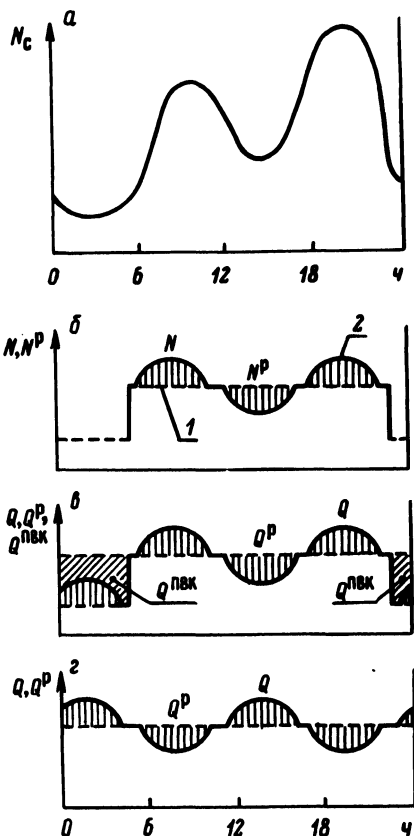
$$Q'_{о.с} = \int_{t_{о.с}^p}^{t_{о.с}} M_2 c_2 dt = \int_{t_{о.с}^p}^{t_{о.с}} z_0 W_2 dt, \quad (2)$$

\*Соотношение расходов воды через абонентские установки и помимо них принимается из условия получения потребителем расчетного количества тепла и обеспечения комфортности отапливаемых помещений.



где  $M$  — масса воды в магистрали, кг;  $c$  — теплоемкость воды, кДж/(кг $^{\circ}$ С);  $W = Gc$  — водяной эквивалент теплоносителя, кВт/ $^{\circ}$ С;  $G$  — расход теплоносителя, кг/с;  $z_0 = \frac{L}{v} = \frac{M}{G}$  — время полного цикла прохождения воды от ТЭЦ до перемишки или обратно, с;  $L$  — длина тепломагистрали от ТЭЦ до города, м;  $v$  — скорость воды на данном участке теплосети, м/с. Индексы "1" и "2" соответственно для подающей и обратной магистралей.

Рис. 1. Примерные графики изменения нагрузки ТЭЦ от нагрузки энергосистемы: а — суточный график нагрузки энергосистемы; б — изменение электрической мощности ТЭЦ; в — изменение отопительной нагрузки ТЭЦ и доля нагрузки, покрываемой ПВК при останове части турбин, когда увеличение отпуска тепла на отопление приводит к увеличению электрической мощности турбоагрегатов); г — изменение отопительной нагрузки ТЭЦ при ее работе без останова турбоагрегатов, когда увеличение отпуска тепла на отопление приводит к уменьшению конденсационной мощности турбин и электрической мощности турбоагрегатов; 1, 2 — соответственно в нормальном и пиковом режиме.



Величина тепловых потерь при увеличении температуры сетевой воды пропорциональна ее изменению. Аккумуляция тепла металлом трубопровода и его изоляцией определяется по простым соотношениям, приведенным, например в [2].

Выработка электроэнергии на тепловом потреблении определяется по уравнению

$$W_{\text{э}} = \frac{(i_0 - i_{T,a}) Q_T}{(i_T - i'_T)} \eta_{0i} \eta_M \eta_{\text{э.г.}} \quad (3)$$

где  $i_0, i_{T.a}$  — соответственно энтальпия пара перед турбиной и после адиабатного (изэнтропийного) расширения в ней, кДж/кг;  $i_T$  и  $i'_T$  — соответственно энтальпия пара в теплофикационном отборе и энтальпия конденсата в сетевом подогревателе, кДж/кг;  $Q_T = G_{c.v}(i_{п.с} - i_{o.c})$  — количество тепла, отпущенного в теплосеть за рассматриваемый промежуток времени (за период зарядки сети), ГДж;  $\eta_{oi}, \eta_M, \eta_{э.г}, \eta_{п}$  — соответственно КПД внутренней относительной турбоустановки, механический турбины, электрический генератора и сетевого подогревателя. В расчетах принимаем  $\eta_{oi}=0,8$ ;  $\eta_M \eta_{э.г} = 0,98$ ;  $\eta_{п} = 0,99$ .

Изменение теплофикационной выработки электроэнергии при увеличении отпуска тепла от турбин определится как

$$\Delta W_3 = W_3 - W_3^P. \quad (4)$$

Тогда на основании выражений (3) и (4) для определения увеличения комбинированной выработки электроэнергии за счет дополнительного увеличения нагрузки теплофикационных отборов турбин в период зарядки тепломагистрали (без учета изменения температурного напора сетевых подогревателей) получим выражение

$$\Delta W_3 = \frac{(i_0 - i_{T.a})(i_T^P - i'_T{}^P)Q_T - (i_0 - i'_{T.a})(i_T - i'_T)Q_T^P}{(i_T - i'_T)(i_T^P - i'_T{}^P)} \eta_{oi} \eta_M \eta_{э.г}. \quad (5)$$

Обозначения с индексом "р" соответствуют нормальному (расчетному) режиму отпуска тепла, а без индекса — режиму зарядки тепломагистрали.

На основании принятых рассуждений можно записать

$$Q_T - Q_T^P = Q'_{п.с} + Q'_{o.c} + \Delta Q_{пот}, \quad (6)$$

где  $\Delta Q_{пот}$  — дополнительные теплотери сети при увеличении температуры сетевой воды [2, 3].

Из уравнения (6) определяется  $Q_T$  для подстановки в выражение (5).

Расчеты, проведенные нами применительно к транзитной тепломагистрали Минской ТЭЦ-4, показывают, что за счет использования ее аккумулирующей способности можно получить увеличение среднесуточной комбинированной выработки электроэнергии за отопительный период на 190 тыс. кВт·ч. Дополнительная пиковая мощность в максимум (уменьшение "привязанной" электрической мощности турбин в минимум) нагрузок энергосистемы при этом может составить порядка 18 МВт с учетом увеличения расхода электроэнергии на перекачку теплоносителя.

#### Л и т е р а т у р а

1. Правила технической эксплуатации электрических станций и сетей. — М., 1977. 2. Левкович В.В., Бензарь Г.В., Андреев В.Е. Расчетно-

экспериментальный метод определения потерь тепла в водяных тепловых сетях. — Изв. вузов. Сер. Энергетика, 1974, № 8. З. Б е л и н с к и й С.Я., Х а р а з я н Р.С. Исследование процессов аккумуляции тепла в системах теплофикации. — Электрические станции, 1972, № 8.

УДК 621.1.016

В.Ф.Степанчук, В.Ф.Кравец,  
Е.Г.Мигуцкий, В.В.Ромейко

## ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ОДИНОЧНОГО ЦИЛИНДРА В ОБЛАСТИ СОВМЕСТНОГО ВЛИЯНИЯ ВЫНУЖДЕННОГО И СВОБОДНОГО ДВИЖЕНИЯ

Наряду с крайними случаями теплообмена при свободном движении, когда определяющим является критерий Грасгофа, и теплообмена при вынужденном движении, когда определяющим является критерий Рейнольдса, значительный интерес для практики представляет теплообмен в некоторой промежуточной области, когда влияние и свободного и вынужденного движения соразмерно. При этом

$$Gr \approx Re^2. \quad (1)$$

Такой режим может возникнуть, например, при теплообмене в вязких жидкостях, в случае теплообмена между телом и газовым потоком при больших значениях  $\Delta T$ , в промежуточных теплообменниках АЭС с жидкометаллическими теплоносителями при малых расходах теплоносителей.

Исследование теплообмена при одновременном влиянии свободной и вынужденной конвекции для тел различной формы (цилиндр, шар, треугольник и т.д.) были выполнены Кришером и Лоосом [1]. Кришер предложил ввести универсальный определяющий размер  $l'$  — длину обтекания тела. Например, для шара  $l' = \frac{\pi d}{2}$ , для пластины  $l' = l$  и т.д.

Однако следует отметить, что в настоящее время нет обобщенных критериальных зависимостей для расчета коэффициента теплообмена при соизмеримом влиянии свободной и вынужденной конвекции, которые бы учитывали взаимодействие потоков жидкости, вызываемых свободной и вынужденной конвекцией. Попытка оценки взаимодействия свободного и вынужденного потоков была предпринята применительно к натриевым промежуточным теплообменникам АЭС. Как известно, у нагретой поверхности поток жидкости в условиях гравитационного поля всегда движется снизу вверх. Понятно, что вынужденное движение жидкости в зависимости от направления движения (снизу, сверху, поперек и т.д.) может оказывать значительное влияние на коэффициент теплообмена.

В связи с этим в настоящей работе была поставлена задача исследования теплообмена при поперечном омывании одиночного цилиндра для различных направлений вынужденного движения относительно свободного и получение критериальных зависимостей, позволяющих рассчитывать теплообмен в этих условиях.

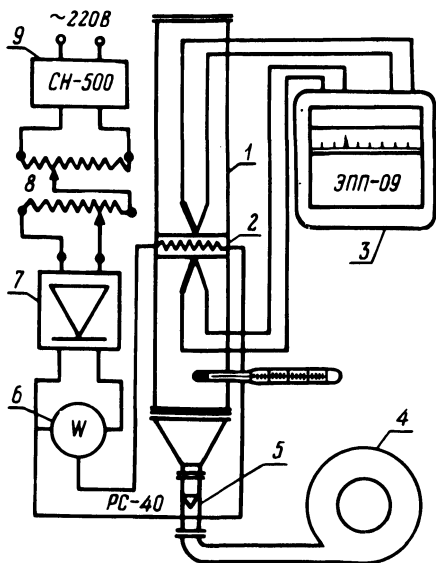


Рис. 1. Схема экспериментальной установки.

Температура поверхности измерялась электронным потенциометром 3. Нагреватель калориметра питался постоянным током через стабилизатор 9, два автотрансформатора 8 и выпрямитель 7. Мощность, потребляемая нагревателем, измерялась ваттметром 6, класса 0,1.

Эксперименты проводились с цилиндром диаметром  $d = 0,012$  м в интервале изменения чисел  $Re$  от 20 до 350, чисел  $Gr$  от  $3 \cdot 10^3$  до  $4 \cdot 10^4$  ( $Gr^{0,5} = 54 \dots 200$ ) и температурных напоров  $\Delta T$  от 10 до  $140^\circ C$ .

Так как в работе была поставлена задача получить уравнение для описания теплообмена при различных направлениях вынужденного движения относительно свободного, в критериальное уравнение для описания экспериментальных данных был введен множитель

$$a + b \cos \alpha. \quad (1)$$

Тогда уравнение в общем виде можно записать так:

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = C [Gr_{\text{жд}}^{0,5} + Re_{\text{жд}} (a + b \cos \alpha)^n]. \quad (2)$$

В уравнении (2)  $\alpha$  — угол между направлением свободного и вынужденного движения. При совпадении направлений свободного и вынужденного движения  $\alpha = 0$  и  $\cos \alpha = 1$ .

Экспериментальная установка, схема которой представлена на рис. 1, выполнена в виде аэродинамической трубы 1 разомкнутого типа, соединенной гибким шлангом с вентилятором 4. Объемный расход воздуха измерялся газовым счетчиком 5 типа РС-40. Собственно аэродинамическая труба поворачивалась на  $180^\circ$ , при этом обеспечивалось различное направление потока вынужденного движения относительно свободного — от встречного до совпадающего. Экспериментальный цилиндр 2 был изготовлен из меди. В среднем сечении цилиндра зачеканены 4 хромель—копелевые термопары диаметром 0,2 мм. Температуру поверхности измерялась электронным потенциометром 3. Нагреватель калориметра питался постоянным током через стабилизатор 9, два автотрансформатора 8 и выпрямитель 7. Мощность, потребляемая нагревателем, измерялась ваттметром 6, класса 0,1.

Величина коэффициентов  $a$  и  $b$  определялась из условия, что для всех трех случаев значение комплекса

$$Gr_{\text{жд}}^{0,5} + Re_{\text{жд}}(a + b \cos \alpha) \quad (3)$$

при одинаковых значениях числа  $Nu_{\text{жд}}$  должны быть равны. На основании опытных данных (рис. 2) была записана система двух уравнений с двумя неизвестными

$$\begin{aligned} Gr_{\text{жд}1}^{0,5} + Re_{\text{жд}1}(a + b \cos 0^\circ) &= Gr_{\text{жд}2}^{0,5} + Re_{\text{жд}2}(a + b \cos 90^\circ); \\ Gr_{\text{жд}2}^{0,5} + Re_{\text{жд}2}(a + b \cos 90^\circ) &= Gr_{\text{жд}3}^{0,2} + Re_{\text{жд}3}[a + b \cos 180^\circ], \end{aligned} \quad (4)$$

после решения которой были определены значения коэффициентов  $a$  и  $b$ . Численные значения коэффициентов равны:  $a = 2,48$ ;  $b = 0,545$ .

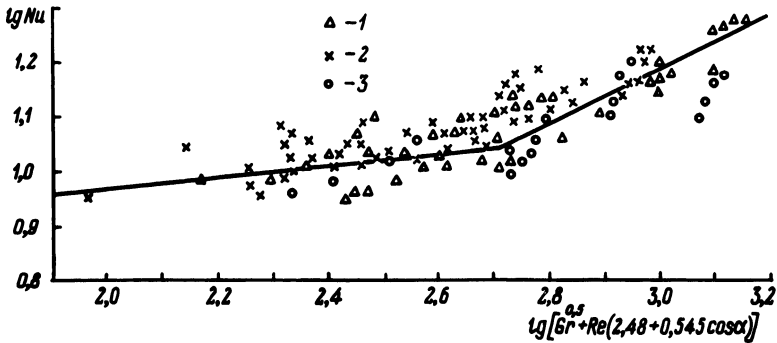


Рис. 2. Экспериментальные данные по теплообмену одиночного цилиндра:  
1 –  $\cos \alpha = 0$ ; 2, 3 – соответственно  $\cos \alpha = 1$  и  $-1$ .

Результаты обработки экспериментальных данных в виде уравнения (2) представлены на рис. 2. Из графика следует, что при значении

$$Gr_{\text{жд}}^{0,5} + Re_{\text{жд}}(a + b \cos \alpha) = 500 \quad (5)$$

характер теплообмена меняется.

Полученные для обеих областей уравнения имеют следующий вид:

для первой области ( $100 < [Gr_{\text{жд}}^{0,5} + Re_{\text{жд}}(2,48 + 0,545 \cos \alpha)] < 500$ );

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = 6,0 [Gr_{\text{жд}}^{0,5} + Re_{\text{жд}}(2,48 + 0,545 \cos \alpha)]^{0,1} \quad (6)$$

и для второй области ( $500 < [Gr_{\text{жд}}^{0,5} + Re_{\text{жд}}(2,48 + 0,545 \cos \alpha)] < 1400$ );

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = 0,5 [Gr_{\text{жд}}^{0,5} + Re_{\text{жд}}(2,48 + 0,545 \cos \alpha)]. \quad (7)$$

Анализ уравнения (6) показывает, что при изменении комплекса (5) от 100 до 500 число  $\overline{Nu}_{\text{жд}}$  изменяется от 9,5 до 11,5, т.е. на  $\pm 7,85$ .

С другой стороны, погрешность экспериментальных данных в этой области составляет  $\pm 15\%$ . Поэтому в области значений комплекса от 100 до 500 можно с достаточной степенью точности считать, что

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = 10,5. \quad (8)$$

Рассмотрим критериальное уравнение (7) для второй области. Так как эксперименты выполнялись на воздухе, в уравнение (7) по аналогии с известными уравнениями можно ввести число  $Pr$  для воздуха. После введения в уравнение (7)  $Pr^{0,5}$  получим

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = 0,6 (Gr_{\text{жд}} \cdot Pr_{\text{ж}})^{0,25} + 0,6 Re_{\text{жд}}^{0,5} Pr_{\text{ж}}^{0,25} (2,48 + 0,545 \cos \alpha)^{0,5}. \quad (9)$$

Для случая  $Re_{\text{жд}} \rightarrow 0$  уравнение (9) переходит в

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = 0,6 (Gr_{\text{жд}} \cdot Pr_{\text{ж}})^{0,25}, \quad (10)$$

что практически совпадает с известным уравнением (10) – (16) [2]

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = 0,5 (Gr_{\text{жд}} \cdot Pr_{\text{ж}})^{0,25}. \quad (11)$$

При  $Gr_{\text{жд}} \rightarrow 0$  уравнение (9) запишется как

$$\overline{Nu}_{\text{жд}} = 0,6 Re_{\text{жд}}^{0,5} Pr_{\text{ж}}^{0,25}, \quad (12)$$

т.е. достаточно хорошо согласуется с уравнением (9) – (1) [2].

Таким образом, критериальное уравнение (9) в крайних случаях  $Gr_{\text{жд}} = 0$  или  $Re_{\text{жд}} = 0$  переходит в известные соотношения. Для уточнения влияния числа  $Pr_{\text{ж}}$  на теплообмен необходимо получение экспериментальных данных для жидкостей с различными числами  $Pr$  (вода, трансформаторное масло).

#### Л и т е р а т у р а

1. Кришнер О. Научные основы техники сушки. — М., 1978.
2. Исаиченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередачи. — М., 1975.

А.П.Несенчук, В.Н.Романюк,  
В.А.Седниц, Л.В.Шатон

## ЭНЕРГОЗАТРАТЫ И ПОЛНОТА ДЕСОРБЦИИ УГЛЕКИСЛОТЫ В НЕПРЕРЫВНОМ ПРОЦЕССЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ РЕГЕНЕРАЦИИ СИНТЕТИЧЕСКИХ ЦЕОЛИТОВ

В опытах десорбция производилась в организованном движущемся слое сорбента. При этом исследовалось влияние на протекание процесса температуры греющей поверхности ( $T$ ,  $^{\circ}\text{C}$ ); количества сорбированного продукта ( $a$ , %); массового расхода цеолита на единицу объема аппарата ( $G$ ,  $\text{кг}/\text{м}^3\text{с}$ ); размеров шаровой насадки ( $d$ , м). Предполагалось, что именно эти величины оказывают решающее влияние на полноту десорбции и удельные энергозатраты.

Исследование выполнялось с микросферическим цеолитом  $\text{MgA}$ , имеющим степень ионного обмена 68,6% и следующий фракционный состав:  $d = 100\text{...}250$  мкм – 44%;  $d = 250\text{...}500$  мкм – 56%.

Диапазон изменения параметров выбирался на основании анализа работ [1, 2] и приведен в табл. 1. Исследование проводилось на установке с высотой слоя 0,32 м в кварцевом реакторе диаметром 0,105 м. Ставилась задача описания выбранного района изменения параметров, для чего применено планирование эксперимента. Был выбран план второго порядка типа  $V_4$ . Такой план требует меньшего числа опытов в сравнении с центральным композиционным рототабельным равномерным планированием. Он близок к непрерывному D-оптимальному плану, незначительно уступая ему по величине максимальной дисперсии и значению определителя информационной матрицы; превосходит D-оптимальный план по величине средней дисперсии. План  $V_4$  включает ПФЭ типа  $2^4$  в вершинах гиперкуба в восьмизвездных точках, размещенных на трехмерных гранях [3].

Условия опытов, матрица планирования и результаты наблюдений даны в табл. 1. Каждое из приведенных значений функций отклика есть среднее двух определений. Опыты рандомизированы во времени.

Обработка результатов опытов производилась методом наименьших квадратов [3]. Однородность опытных данных проверялась по критерию Кохрена. Значимость коэффициентов уравнения регрессии определялась для числа степеней свободы дисперсии воспроизводимости  $f_K = 24$  и равна значимости  $\alpha = 0,05$  [4]. Адекватность полученной математической модели устанавливалась по величине критерия Фишера [5]. Все вычисления производились на ЭВМ "Наири-К".

Т а б л и ц а 1. Матрица планирования и результаты наблюдений

Величины	t, °C	a, %	G, кг/м <sup>3</sup> с	d, м	y, %	э', кДж/кг MgA
Основной уровень	210	6,8	12,3	0,0101		
Интервал варьирования	50	2,6	9,1	0,0032		
Кодированные значения факторов	x <sub>1</sub>	x <sub>2</sub>	x <sub>3</sub>	x <sub>4</sub>		
1	2	3	4	5	6	7
Опыты						
1	—	—	—	—	33,65	97,17
2	—	—	—	+	30,85	98,68
3	—	—	+	—	13,05	73,39
4	—	—	+	+	5,750	71,01
5	—	+	—	—	49,70	113,1
6	—	+	—	+	43,15	103,0
7	—	+	+	—	27,10	80,63
8	—	+	+	+	22,35	74,09
9	+	—	—	—	64,20	133,3
10	+	—	—	+	57,50	171,5
11	+	—	+	—	33,20	119,6
12	+	—	+	+	25,10	123,2
13	+	+	—	—	81,45	177,7
14	+	+	—	+	72,82	165,0
15	+	+	+	—	49,75	126,0
16	+	+	+	+	44,25	124,5
17	+	0	0	0	66,05	140,7
18	—	0	0	0	45,65	87,6
19	0	+	0	0	58,10	117,7
20	0	—	0	0	42,40	107,8
21	0	0	+	0	37,46	105,7
22	0	0	—	0	64,05	145,7
23	0	0	0	+	56,50	105,4
24	0	0	0	—	58,25	108,4

Для описания полноты десорбции процесса получено уравнение

$$y = 57,8 + 12,4x_1 + 7,91x_2 - 13,3x_3 - 2,9x_4 - 1,95x_1^2 - 7,55x_2^2 - 7,04x_3^2 - 0,425x_4^2 - 2,14x_1x_3. \quad (1)$$

Расчетные и табличные значения критерия Фишера равны:  $F_{0,05}^P$  (15, 24) = 0,991;  $F_{0,05}^T$  (15, 24) = 2,11.

Из уравнения (1) видно, что наиболее сильное влияние на полноту десорбции оказывает расход адсорбента и температура тепловыделяющей по-



верхности. Влияние количества адсорбированного продукта на процесс несколько ниже и совсем невелико влияние размера насадки.

В канонической форме уравнение регрессии имеет вид

$$y = 100 + 16,97X_1^2 + 87,53X_2^2 + 129,3X_3^2 + 40,38X_4^2. \quad (2)$$

Здесь

$$\begin{aligned} X_1 &= -(x_2 - x_{25}); \\ X_2 &= 0,197(x_1 - x_{15}) + 0,98(x_3 - x_{35}); \\ X_3 &= -0,98(x_1 - x_{15}) + 0,197(x_3 - x_{35}); \\ X_4 &= x_4 - x_{45}. \end{aligned}$$

Координаты особой точки

$$x_{15} = 4,02; \quad x_{25} = 0,524; \quad x_{35} = -1,55; \quad x_{45} = -3,42.$$

Из анализа уравнения (2) видно, что поверхность отклика имеет экстремум, однако расположен он вне области эксперимента.

Поиск условных минимума и максимума, выполненный с помощью ЭВМ, дал следующие результаты:

$$\begin{aligned} y_{\max} &= 82\% \text{ в районе } x_1 = 1; \quad x_2 = 0,5; \quad x_3 = -1; \quad x_4 = -1 \\ \text{и } y_{\min} &= 6,5\% \text{ в районе } x_1 = -1; \quad x_2 = -1; \quad x_3 = 1; \quad x_4 = 1. \end{aligned}$$

Контрольные опыты, поставленные в полученных точках, дали результаты, отличающиеся от указанных значений менее 5%.

Величину энергозатрат ( $\mathcal{E}$ , кДж/кг  $\text{CO}_2$ ) не удалось описать адекватно поверхностью второго порядка. Поэтому был использован прием [5]. Искомую функцию несложно выразить через полноту десорбции ( $y$ , %), количество энергии, необходимое для активации 1 кг адсорбента ( $\mathcal{E}'$ , кДж/кг MgA), и исходную величину сорбированного продукта ( $a$ , %).

$$\mathcal{E} = 10^4 \mathcal{E}' / y a.$$

Функция  $\mathcal{E}'$  адекватно описывалась уравнением

$$\begin{aligned} \mathcal{E}' &= 113 + 30,1x_1 - 19,3x_3 - 2,94x_4 + 12,4x_3^2 - 6,42x_4^2 - \\ &- 2,82x_1x_2 - 5,09x_1x_3. \end{aligned} \quad (3)$$

Расчетные и табличные значения критерия Фишера равны

$$F_{0,05}^P(16, 24) = 0,507; \quad F_{0,05}^T(16, 24) = 2,11.$$

Тогда искомая величина есть некоторая функция

$$\mathcal{E} = 10^4 \mathcal{E}'(x_1, x_2, x_3, x_4) / (6,8 + 2,6x_2) y(x_1, x_2, x_3, x_4), \quad (4)$$

аналитическое исследование которой достаточно сложно. С помощью ЭВМ были определены районы с наибольшими и наименьшими энергозатратами  $\mathcal{E}_{\max} = 25000$  кДж/кг  $\text{CO}_2$  при  $x_1 = -1$ ;  $x_2 = -1$ ;  $x_3 = 1$ ;  $x_4 = 1$ , а также  $\mathcal{E}_{\min} = 1900$  кДж/кг  $\text{CO}_2$  при  $x_1 = -0,8$ ;  $x_2 = 1$ ;  $x_3 = -0,1$ ;  $x_4 = -1$ .

Кроме того, данная поверхность имеет второй район минимальных энергозатрат  $\mathcal{E}_{\min} = 2000$  кДж/кг  $\text{CO}_2$  при  $x_1 = 0$ ;  $x_2 = 1$ ;  $x_3 = 0$ ;  $x_4 = 0$ , который представляет наибольший интерес, так как отвечает значительным величинам полноты десорбции.

Дальнейшая проверка найденных зависимостей выполнена с помощью эксперимента в районах с наибольшим и наименьшим значением поверхностей отклика, а также ряда промежуточных точек (всего 71 точка). Во всех случаях расхождение опытных данных и расчетных значений не превышало 9% по величине энергозатрат и 5% от значения полноты десорбции.

Тот факт, что наименьшая величина энергозатрат и наибольший выход адсорбированного продукта имеют место при разных значениях факторов, говорит о том, что задача оптимизации процесса тепловой десорбции в данном случае должна решаться как компромиссная.

#### Л и т е р а т у р а

1. Ш е с т а к о в В.М., А с т а х о в В.А., Л у к и н В.Д. Исследование полноты десорбционного процесса. — ЖПХ, № 440—75, днп., 1975. 2. В а с и л ь е в С.З., М а й е р г о з И.И., П у ш к а р е в Л.И. Установки экзогаза. — М., 1977. 3. З о д ш н и д з е И.Г. Планирование эксперимента для исследования многокомпонентных систем. — М., 1976. 4. Т и х о м и р о в В.П. Планирование и анализ эксперимента. — М., 1974. 5. А д л е р Ю.П. Введение в планирование эксперимента. — М., 1969.

УДК 536.24.532.54

В.С. Северянин, М.И.Верба

#### КОНВЕКТИВНЫЙ ТЕПЛООБМЕН В УСТРОЙСТВАХ ПУЛЬСИРУЮЩЕГО ГОРЕНИЯ

Камеры пульсирующего горения (КПГ) характеризуются интенсивным теплообменом. Реализовать теплосъем непосредственно из потока в самой КПГ при помощи, например, трубчатых поверхностей нагрева [1], а также оценить надежность работы материала КПГ и теплообменника требуют подробнее рассмотреть характер теплообмена внутри КПГ, его абсолютные и относительные параметры.

Исследование велось на КПГ гармонического типа с аэродинамическими клапанами. Следует заметить, что устройство работало без тягодутье-

вых машин, в так называемом режиме самовсаса. Тепловая мощность КПГ составляла от 200 до 500 кВт. Размеры КПГ: длина 2,2 м, диаметр 100 мм. Схема устройства и измерений показана на рис. 1. Топливо (соляровое масло) форсункой 1 подавалось в камеру воспламенения 2, воздух засасывался аэродинамическими клапанами 3, топочные газы далее двигались по резонансной трубе 4 на выхлоп. Через штуцеры в КПГ вводились термопары 5 типа ХА и НК-СА с открытым горячим спаем (для определения температуры газа) и зачеканенные в специальные цилиндрические образцы для определения коэффициента теплоотдачи нестационарным методом. С открытого торца КПГ вводилась подвижная термопара 6 с экранированным горячим спаем. Внутри КПГ устанавливались также трубчатые калориметры 8 (труба по оси КПГ) и 7 (спиральная труба) одинаковой активной длины. Через эти калориметры пропусклась вода, измерялась ее температура до и после нагрева и расход.

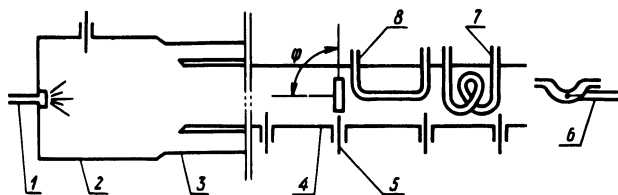


Рис. 1. Схема экспериментальной установки.

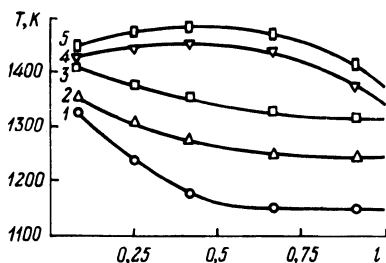


Рис. 2. Распределение температур газа по тракту КППГ:

расход топлива 1 - 21,6 кг/ч; 2 - 31,8; 3 - 36; 4 - 43,5; 5 - 49,3 кг/ч.

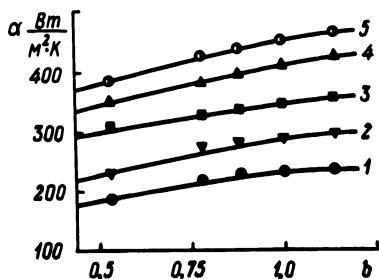


Рис. 3. Локальный  $\alpha$  внутри КППГ:

угол между осями образцов и КППГ; 1 -  $\varphi = 0^\circ$ ; 2 -  $30^\circ$ ; 3 -  $45^\circ$ ; 4 -  $60^\circ$ ; 5 -  $90^\circ$ ;  $b$  - относительный расход топлива.

Температура газа по оси КППГ показана на рис. 2. Здесь 1 - отношение расстояния от форсунки до точки замера к длине КППГ. Эти данные говорят о следующем: общий температурный уровень значительно ниже, чем в устройствах со стационарным горением; при малых тепловых нагрузках тем-

пература газа быстро снижается сразу после камеры воспламенения, при умеренных – снижается постепенно, почти линейно, при перегрузках – наблюдается рост температуры в резонансной трубе.

Коэффициент теплоотдачи  $\alpha$  между газовым потоком внутри КПП и цилиндром (аналогом трубчатой поверхности нагрева) определяется стационарным (калориметры) и нестационарным методами (регистрация меняющейся температуры цилиндрического образца) [2]. Эта регистрация велась термомпарами, зачеканенными в образец. В нестационарном методе определялось время между зафиксированными температурами образца. Так как в качестве образцов использовались металлические цилиндры (сталь, латунь, медь), критерий  $Bi < 0,01$ , поэтому температура образца практически одинакова по всей его массе. Согласно [3], зная величину критерия Фурье  $Fo$  и температурный параметр  $\theta$ , можно по зависимости  $Fo = f(Bi, \theta)$  вычислить  $\alpha$ . Расчет  $\alpha$  велся путем интегрирования уравнения теплового баланса для образца. Погрешность эксперимента порядка 10% и данные по всем методам находятся в пределах этого разброса, поэтому в графиках (рис. 2, кривые 2, 3, 4, 5) этот метод не учитывался.

На рис. 3 показано значение коэффициента теплоотдачи между потоком газа в тракте КПП и цилиндрическим образцом (здесь его диаметр 8 мм, длина 80 мм) при разных относительных нагрузках КПП  $b$  ( $b = V/V_0$ ,  $V_0$  – номинальный расход топлива, 40 кг/ч) и различных углах обтекания  $\varphi$ , для расположения образца на  $1/3$  длины КПП от выхлопа. (Распределение  $\alpha$  к стенке КПП по длине дано в [2]. Наши данные в основном совпадают с указанными и поэтому здесь не приводятся.) Осредненная скорость газа определялась расчетом продуктов сгорания солярового масла при заданном коэффициенте избытка воздуха, равном 1,05–1,1.

Обработка полученных экспериментальных данных приводит к следующему выражению:

$$Nu = 0,7 Re^{0,5} Pr^{0,4} \varepsilon_{\varphi}$$

Критерии Нуссельта ( $Nu$ ), Рейнольдса ( $Re$ ) и Прандля ( $Pr$ ) определены по локальной температуре газа и диаметру цилиндра. Это выражение получено для диапазона  $2,6 \times 10^3 < Re < 6,5 \cdot 10^3$ .

Коэффициент  $\varepsilon_{\varphi}$  учитывает расположение цилиндра внутри КПП по углу  $\varphi$  между осями:

$\varphi \dots 90^\circ$	$60^\circ$	$45^\circ$	$30^\circ$	$0^\circ$
$\varepsilon_{\varphi} \dots 1$	0,94	0,81	0,64	0,53

Амплитуда колебаний давления газа в опытах составила 2000–3000 Па (давление измерено компенсационным способом, когда сопоставляется максимальное переменное и постоянное эталонное давление) [4]. Тогда акустическое смещение газа на выхлопе КПП, рассчитанное по известной за-

висимости для давления и акустического сопротивления, составит 0,02–0,1 м. По тракту исследованных нами КПП укладывалась четверть акустической волны, т.е. величина смещения максимальна у выхлопа и по синусоиде убывает в сторону аэродинамических клапанов. Следовательно, осредненная (среднерасходная) скорость газов намного больше скорости акустических смещений (в опытах 60–180 м/с против 1–10 м/с), поэтому поток весьма близок к стационарному с продольными пульсациями, равными почти нулю в начале тракта. Полученное нами выражение аналогично известным [3]. Оно отличается высокими значениями постоянного коэффициента и меньшими показателями степени для числа Re. Можно заключить, что коэффициент теплоотдачи в исследованиях КПП примерно на 40–50% выше, чем в обычном стационарном потоке.

Нами изучен также теплообмен в щелевом теплообменнике, примыкающем непосредственно к выхлопу КПП. Экспериментальный теплообменник представлял собой набор плоских элементов 200 x 200 мм с зазором 3 мм. При этом имелось 3 канала для прохода газа, 4 канала для воды. Измерялись расход и температура воды, температура газа и стенок, а также осредненная скорость газа, акустические характеристики газового потока были теми же. Схема движения теплоносителей – перекрестный ток.

Для ламинарного режима течения газов теплообмен характеризуется следующей зависимостью :

$$Nu = 0,4Re^{0,5} Pr^{0,4},$$

для турбулентного режима при  $6000 < Re < 120000$ :

$$Nu = 0,028Re^{0,8} Pr^{0,4}.$$

В качестве определяющих параметров в последних уравнениях приняты средняя температура газа и эквивалентный диаметр щели теплообменника.

В ламинарной области пульсации скорости газа от КПП в щелевых теплообменниках интенсифицируют теплообмен на 100–300%, в турбулентной области – на 20–30% по сравнению с теплоотдачей в стационарном потоке.

#### Л и т е р а т у р а

1. С е в е р я н и н В.С. О нагревателях с пульсирующим горением. — Изв. вузов. Сер. Энергетика, 1974, № 5.
2. С е в е р я н и н В.С. Об измерениях теплоотдачи в газовых потоках. — Изв. вузов. Сер. Энергетика, 1978, № 1.
3. Теплотехнический справочник / Под ред. В.Н.Юренева, П.Д.Лебедева. — М., 1976, том. II.
4. С е в е р я н и н В.С. Об определении амплитуд переменного давления газа в устройствах пульсирующего горения. — Изв. вузов. Сер. Энергетика, 1978, № 5.

## ГАЗОМАЗУТНАЯ ГОРЕЛКА ШИРОКОГО ДИАПАЗОНА РЕГУЛИРОВАНИЯ НАГРУЗКИ\*

Существующая тенденция к разуплотнению графиков нагрузки тепловых электрических станций вызывает необходимость увеличения регулируемого диапазона ТЭС. Однако допустимый предел изменения нагрузки ТЭС ограничивается в основном условиями эксплуатации парогенераторов, что связано с необходимостью поддержания требуемой температуры перегрева пара, устойчивости и качества процессов горения и т.д.

Рост переменной части графика нагрузки характерен и для Березовской ГРЭС, эксплуатирующей парогенераторы ПК-38 с параметрами  $D_K = 75$  кг/с,  $P_{пе} = 13,7$  МПа,  $t_{пе}/t_{пе} = 545/545^\circ\text{C}$ .

Белорусский филиал ЭНИН совместно с Березовской ГРЭС на базе горелки ХФ ЦКБ-ВТИ разработал конструкцию горелочного устройства (рис. 1) с подачей газов рециркуляции по кольцевому каналу между периферийным и центральным потоками воздуха. Выходное сечение центрального воздушного канала  $F_{ц}$  составляет 30% от площади воздушных каналов на выходе из горелки,  $F_{ц}/F_{\Sigma} \approx 0,3$ . (Для горелки ХФ ЦКБ-ВТИ —  $F_{ц}/F_{\Sigma} \approx 0,1$ ). Такое конструктивное исполнение горелочного устройства позволило без снижения устойчивости горения при приемлемой величине расхода газов рециркуляции ( $\tau_{рц.ном} \approx 17\%$ ,  $t_{рц} \approx 230^\circ\text{C}$ ) обеспечить:

- снижение локальных тепловых напряжений экранных поверхностей нагрева при  $D_{ном}$  за счет балластирования факела инертными газами, снижающими пирометрический уровень горения [1, 2];

- эксплуатационный уровень температуры перегрева в диапазоне изменения нагрузки  $D_{ном} - 0,37D_{ном}$  путем перераспределения воздуха между воздушными каналами и поступлением его в зоны факела, разделенные потоком инертной газовой среды;

- снижение выбросов токсичных окислов азота за счет интенсивного массообмена приосевого активного факела с близко расположенным кольцевым закрученным потоком инертных газов, что способствует снижению скорости генерации  $\text{NO}_x$  на начальном участке горения.

Горелочные устройства мощностью 58,5 МВт, изготовленные Белэнергоремналадкой, установлены по два на боковых стенах котлоагрегата (№6) Березовской ГРЭС. Компоновка горелок встречная с незначительным смещением осей по высоте противоположных горелок и разворотом к центру топки на  $15^\circ$ .

---

\*В работе принимали участие В.Д.Дунский, В.И.Барышев, В.Я.Березин, В.В.Ашейчик, Л.И.Тыльчевская, И.Н.Жилинский.

Разработке конструкции горелки предшествовали аэродинамические исследования модели ее на гидродинамическом стенде в изотермических условиях. Подобие течения потоков газов в каналах горелки обеспечивалось равенством для модели и образца комплексов  $\rho_y/W_y^2$  в выходном сечении горелки (устьев) и равенством комплексов  $\rho_b/W_b^2$  для выходных

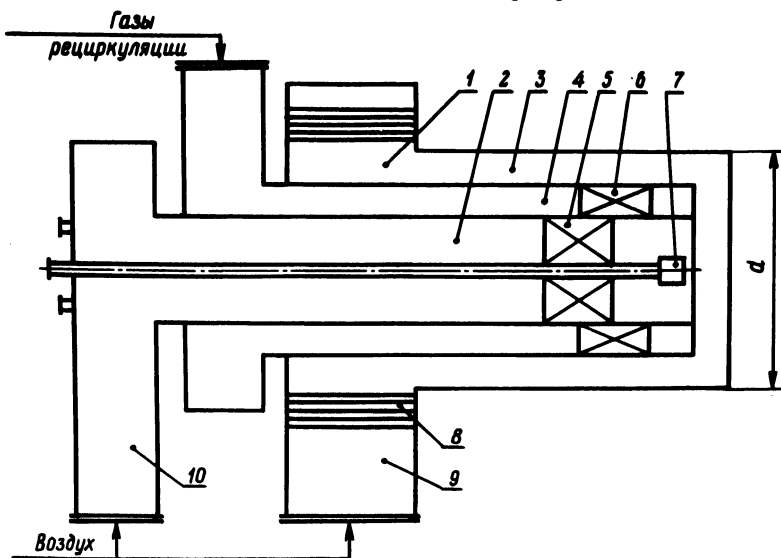


Рис. 1. Схема газомазутной горелки:

1 - улитка для подвода периферийного воздуха; 2 - центральный воздушный канал; 3 - периферийный воздушный канал; 4 - канал газов рециркуляции; 5, 6 - аксиальный лопаточный аппарат; 7 - двухконтурная мазутная форсунка; 8 - тангенциальный лопаточный аппарат; 9 - подвод вторичного воздуха; 10 - карман для подвода центрального воздуха.

кольцевых воздушных каналов при номинальной нагрузке, обеспечивающих равенство выходных скоростей для центрального и периферийного потоков. Кроме того, с достаточной точностью выдерживалось равенство для модели и образца отношений  $\rho W^2$  потока газов рециркуляции и воздушных потоков. Подобие течения потока в каналах геометрически подобных горелочных устройств можно представить следующими выражениями:

$$\overline{\rho_y \bar{W}_y^2} = \rho_y W_y^2; \quad (1)$$

$$\overline{\rho_b \bar{W}_b^2} = \rho_b W_b^2; \quad (2)$$

$$\frac{\overline{\rho_{rc} \bar{W}_{rc}^2}}{\overline{\rho_b \bar{W}_b^2}} = \frac{\rho_{rc} W_{rc}^2}{\rho_{pb} W_{pb}^2}, \quad (3)$$

где  $\rho_y, \rho_b, \rho_{rc}$  — плотность соответственно смеси воздуха и газов рециркуляции в устье горелки, воздуха и газов рециркуляции в каналах;  $W_y, W_b, W_{rc}$  — выходные скорости соответственно газовой смеси, воздуха и газов рециркуляции на выходе из устья и каналов. (Здесь и далее черта над символом относится к параметрам модели.)

Для пересчета полученных на модели данных на реальные устройства использовались масштабы, вычисленные на основании отношений размерностей.

Линейный масштаб

$$M_l = \frac{\bar{d}}{d}, \quad (4)$$

где  $d$  — калибр горелки.

Масштаб расхода

$$M_Q = \frac{\bar{F} \bar{W}}{F W} = \frac{\bar{Q}}{Q} = M_l^2 M_w, \quad (5)$$

где  $M_w = \frac{\bar{W}}{W}$  — масштаб скорости. С учетом (1) и (2)

$$M_Q = \frac{M_l^2}{M_\rho^{1/2}}, \quad (6)$$

где  $M_\rho = \frac{\bar{\rho}}{\rho}$  — масштаб плотности.

Масштаб сопротивления

$$M_{\Delta H} = \frac{\Delta \bar{H}}{\Delta H} = \frac{\bar{\xi} \bar{\rho} \bar{W}^2}{\xi \rho W^2}. \quad (7)$$

С учетом равенства  $\rho W^2$  для модели и образца и коэффициентов сопротивлений  $\bar{\xi} = \xi$  получим

$$M_{\Delta H} = M_\rho M_w^2. \quad (8)$$

Проверка модели горелки с линейным масштабом  $M_l = 0,231$  на автомательность, т.е.  $\xi_u = \text{const}$  при  $\text{Re} = \text{Var}$ , показала широкий диапазон автомательного течения воздуха в каналах относительно числа  $\text{Re}$ , обеспечивающий изменение нагрузки горелки от  $D_{\text{ном}}$  до  $0,3D_{\text{ном}}$ .

Коэффициенты сопротивления каналов горелочного устройства вычислялись по формуле [3]:

$$\xi = \frac{\Delta P}{0,5 \rho W_{\text{вых}}^2} + \left( \frac{F_{\text{вых}}}{F_{\text{вх}}} \right)^2, \quad (9)$$



где  $\Delta P$  — статическое давление в подводящем патрубке канала, Па;  $\rho$  — плотность потока, кг/м<sup>3</sup>;  $W_{\text{ВЫХ}}$  — средняя по площади скорость потока на выходе из кольцевого канала, м/с;  $F_{\text{ВЫХ}}$ ,  $F_{\text{ВХ}}$  — выходное и входное сечение канала, м<sup>2</sup>.

На выходе центрального воздушного канала и канала газов рециркуляции установлены аксиальные лопаточные аппараты (А) соответственно с 10 и 24 лопатками.

Коэффициент гидравлического сопротивления периферийного воздушного канала определялся как при улиточном подводе (У), который характеризуется следующими геометрическими параметрами:  $ab/d^2 = 1,32$ ;  $a/b = 0,93$ ;  $b/d = 1,19$ , так и совместно с тангенциальным лопаточным аппаратом (УТЛ) (24 лопатки) с различными углами их наклона ( $\beta$ ). Значения коэффициентов гидравлического сопротивления каналов горелки в зависимости от конструктивных параметров крутки ( $n_k$ ), вычисленные по формулам [4], представлены в табл. 1.

Коэффициент гидравлического сопротивления периферийного канала без лопаточного завихрителя составил  $\xi_y = 1,2$ . При установке завихрителя с углом наклона лопаток  $\beta = 55^\circ$  значение  $\xi$  снижается и становится равным  $\xi = 1,1$ . Дальнейшее увеличение угла  $\beta$  приводит к росту  $\xi$  и при  $\beta = 75^\circ$  становится равным  $\xi = 1,33$ . Полученные данные качественно хорошо согласуются с данными [3].

Следует отметить, что сопротивление горелочных устройств, установленных на котлоагрегате (№6), оказалось равным  $\Delta H = 1570$  Па, что соответствует техническим условиям, но на 15% выше значения, полученного при модельных исследованиях ( $\Delta H = 1360$  Па). Это связано с уменьшением сечения устья горелки на ~4% при торкретировании обечайки, что привело к увеличению сопротивления на ~8%, а также с некачественной состыковкой вновь изготовленных частей горелки с улиткой, оставленной от прежней горелки; при этом диафрагмы оказались не полностью вырезанными.

**Т а б л и ц а 1. Коэффициенты гидравлических сопротивлений каналов горелочного устройства при различных значениях конструктивных параметров крутки и типов закручивающих устройств**

Параметр	Периферийный канал				Центральный канал			Канал рециркуляции
	УТЛ	УТЛ	УТЛ	УТЛ	У	А	А	
Тип закручивающего	УТЛ	УТЛ	УТЛ	УТЛ	У	А	А	А
$n_k$	0,26	0,31	0,49	0,73	1,62	1,26	1,05	1,024
$\beta$	45	55	65	75	—	40	35	20
$\xi$	1,19	1,1	1,2	1,33	1,2	3,2	2,18	4,3

Кинематика факела модели горелки изучалась для нагрузок 100, 70 и 30%. Распределение аксиальных скоростей, отнесенных к среднерасходной скорости в устье горелки и статических давлений, соответствующее 30%-ной нагрузке, представлено на рис. 2, а. При этой нагрузке в работе находились только центральный воздушный канал и канал газов рециркуляции. Эпюра аксиальных скоростей характеризуется высокой скоростной неравномерностью, наличием зоны обратных токов. Наблюдается некоторое несоответствие оси симметрии факела с осью горелки (в модели 15 мм). При 100%-ной нагрузке, когда в работе находятся все три канала (рис. 2, б), распределение аксиальных скоростей в устье горелки симметрично оси факела. Несоосность осей факела и горелки при совместной работе всех каналов уменьшалась до величины  $\Delta y \approx 5$  мм (для модели). Неравномерность аксиальных скоростей составляет  $\varepsilon \approx 1,0\%$ , в приосевой зоне имеются хорошо выраженные обратные токи. На расстоянии  $x/2R \approx 0,15$  (где  $R = 126$  мм – радиус амбразуры горелки) от оси горелки наблюдается осесимметричный провал осевых скоростей, обусловленный более низкой выходной скоростью потока из кольцевого канала газов рециркуляции.

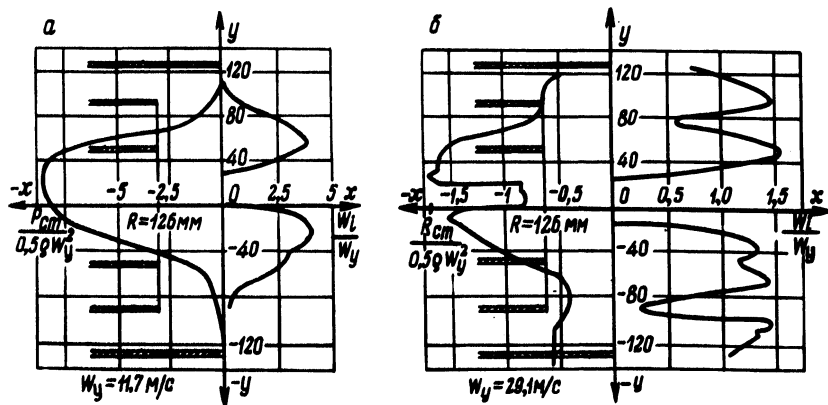


Рис. 2. Распределение аксиальных скоростей и статических давлений в устье горелки:  
а, б – соответственно нагрузка 30 и 100%.

Поля относительных аксиальных, тангенциальных и полных скоростей, измеренные шаровым пятиканальным зондом в сечениях факела  $x/2R = 0,2; 0,5; 1,0; 2,0; 5,0; 10,0$ , представлены на рис. 3, а, б.

При 100- и 30%-ных нагрузках зона обратного тока аксиальных скоростей выявлена вплоть до сечения  $x/2R = 0,5$ . К сечению  $x/2R = 1,0$  обратный ток вырождается, а провал аксиальных скоростей прослеживается до сечения  $x/2R = 2,0$ ; в сечении  $x/2R = 5,0$  при 100%-ной нагрузке эпюра скоростей выравнивается. При 30%-ной нагрузке выравнивание скоростей наступает в сечении  $x/2R = 2,0$ .

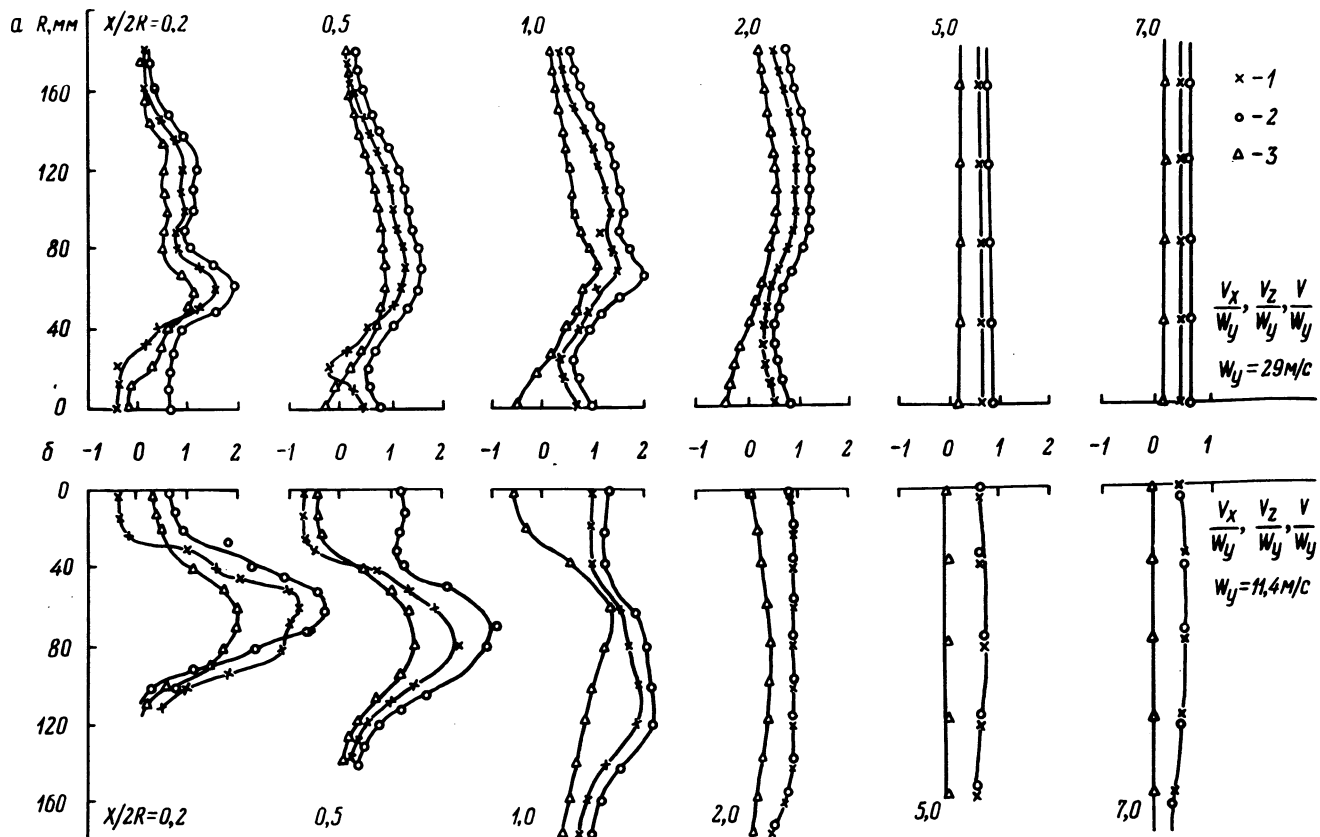


Рис. 3. Поля относительных аксиальных, тангенциальных и полных скоростей по длине факела:

$1 - \frac{V_x}{W_y}$  ;  $2 - \frac{V}{W_y}$  ;  $3 - \frac{V_z}{W_y}$  ; а, б - соответственно нагрузка 100 и 30%.

Наличие зон рециркуляции при работе горелки в широком диапазоне изменения нагрузок, а также интенсивный турбулентный обмен, обеспечиваемый энергией закрученных кольцевых струй, способствует качественному протеканию смесеобразовательных процессов и стабилизации горения.

Исследование горелочных устройств с двухконтурными мазутными форсунками на парогенераторе (№6) подтвердили качественное протекание смесеобразовательных процессов, о чем свидетельствуют низкие избытки воздуха, которые были достигнуты при изменении производительности котлоагрегата с 75 кг/с до 27/8 кг/с ( $0,37 D_{\text{НОМ}}$ ) без заметного хим- и мехнедожога. При этом критические избытки воздуха во всем диапазоне составили  $\alpha_{\text{кр}} = 1,02$  (рис. 4, а, б).

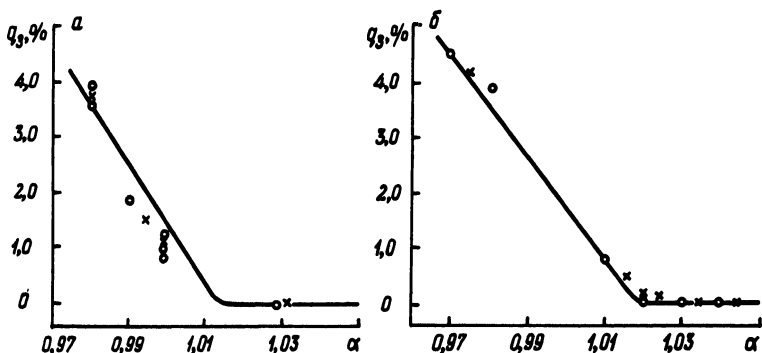


Рис. 4. Зависимость потери тепла с химнедожогом от коэффициента избытка воздуха в топке:

а, б — соответственно нагрузка 100 и 30%.

Подача газов рециркуляции в рассечку между воздушными каналами горелок котла (№6) позволила снизить содержание окислов азота на 20% при  $D_{\text{НОМ}}$  и на 27% при  $0,7D_{\text{НОМ}}$  по сравнению с горелками конструкции ХФ ЦКБ-ВТИ с периферийной подачей рециркулирующих газов (котлоагрегат № 5), и достигнуто это было при меньшей на  $5 \div 6\%$  доле рециркуляции газов.

Внедрение таких горелок на котлоагрегате ПК-38 Березовской ГРЭС позволило обеспечить глубокую разгрузку котлоагрегата до  $D = 0,37D_{\text{НОМ}}$  при поддержании допустимого уровня температуры промперегрева пара и низкого уровня избытка воздуха, а также снизить содержание окислов азота до  $380 \text{ мг/м}^3$  при номинальной нагрузке.

#### Л и т е р а т у р а

1. А х м е д о в Р.Б. Основы регулирования топочных процессов. — М., 1977, с. 278.
2. Повышение надежности НРЧ при сжигании мазута / А.Ф.Б о -

ев, Ю.К. Диденко, В.С. Карачевцев и др. — Теплоэнергетика, 1976, № 6, с. 23—26. 3. Ахмедов Р.Б. Дутьевые газогорелочные устройства. — М., 1970, с. 263. 4. Шагалова С.Л., Шницер И.Н. Сжигание твердого топлива в топках парогенераторов. — Л., 1976, с. 172.

УДК 621.187.3

Г.И.Жихар, Н.Б.Карницкий

## РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ ЗАГРЯЗНЕННОЙ РАДИАЦИОННОЙ ПОВЕРХНОСТИ НАГРЕВА

В работе [1] предложен метод расчета температуры по наружному периметру трубы, покрытой равномерным слоем золы, с учетом ряда отраженных потоков. Используя этот метод, при помощи ЭВМ можно определить среднюю температуру поверхности загрязненной трубы, а по ней — собственное излучение. Однако этот метод сложен.

В работе [2] сделана попытка упростить метод расчета, но это резко уменьшает точность полученных результатов.

В настоящей работе предлагается достаточно простой и точный способ определения температуры экранных труб, загрязненных равномерным слоем золы.

Температура загрязненной стенки в произвольной точке окружности трубы определяется по формуле [2]

$$T_3 = T_0 + (q_{\text{пад}} \varphi_{\Sigma} a - 5,67 \cdot 10^{-11} a \cdot T_3^4 \varphi_{\Sigma}) \epsilon, \text{ К}, \quad (1)$$

где  $T_0$  — температура жидкости в экранных трубах, К;  $q_{\text{пад}}$  — тепловой поток, падающий на плоскую поверхность, параллельную осям труб, кВт/м<sup>2</sup>;  $\epsilon$  — коэффициент загрязнения, м<sup>2</sup> К/Вт.

Выражение в скобках представляет собой удельное тепловосприятие трубы на участке  $ds$ , определяемое угловым коэффициентом  $\varphi_{\Sigma}$ , который рассчитывается по методу, изложенному в [2]. Первый член этого выражения — собственное излучение трубы.

Выражение (1) записано в предположении, что тепловое сопротивление считается равномерным по периметру трубы, поверхность загрязняющего слоя принимается серой, растечка тепла по окружности не принимается во внимание. При вычислении собственного излучения от экранных труб учитывается только один отраженный поток тепла — от обмуровки. При этом принимается одинаковый угловой коэффициент от всех участков обмуровки на факел. Последнее условие обычно соблюдается в котлах с обмуровкой, опирающейся на каркас. В современных парогенераторах обмуровка ближе прилегает к трубам, но при этом шаги экранных труб настолько ма-

лы, что доля тепла, приходящегося на обмуровку, невелика и неточность учета ее мало скажется на конечных результатах.

Сделав математическое преобразование, приведем уравнение (1) к виду

$$T_3^4 + T_3 b - c = 0. \quad (2)$$

Здесь

$$b = \frac{1}{5,67 \cdot 10^{-11} \cdot a \cdot \varphi \Sigma \epsilon}; \quad (3)$$

$$c = \frac{q_{\text{пад}} \varphi \Sigma a \cdot \epsilon + T_0}{5,67 \cdot 10^{-11} \cdot a \cdot \varphi \Sigma \epsilon}. \quad (4)$$

Решая уравнение (2), отбросив два мнимых и один отрицательный ко-

рень, получим при  $D = -\frac{b^4}{256} + \frac{c^3}{27} > 0$

$$T_3 = -0,5\sqrt{2x} + \sqrt{\frac{b}{2\sqrt{2x}}} - 0,5x, \quad (5)$$

где

$$x = \sqrt[3]{\frac{b^2}{16} + \sqrt{\frac{b^4}{256} + \frac{c^3}{27}}} + \sqrt[3]{\frac{b^2}{16} - \sqrt{\frac{b^4}{16} + \frac{c^3}{27}}}. \quad (6)$$

Для примера рассчитано распределение температур по полуокружности загрязненной золой трубы при  $T_0 = 573$  К с термическим сопротивлением  $\epsilon = R = 0,0086 \text{ м}^2 \text{ К/Вт}$ ,  $a = 0,9$  и  $q_{\text{пад}} = 348,9 \text{ кВт/м}$  при разных  $\frac{s}{d}$ .

Результаты расчета представлены на рис. 1. Кривые 2, 4, 6 на этом рисунке заимствованы из работы [3] и рассчитаны на ЭВМ при тех же исходных данных, что и кривые 1, 3, 5, но с учетом влияния вторых и третьих отраженных тепловых потоков. Как видно из рис. 1, кривые, рассчитанные по методике [1, 3] и по формуле (5), практически совпадают на дуге окружности от 0 до  $\frac{\pi}{2}$  и только от  $\frac{\pi}{2}$  до  $\pi$  наблюдается небольшое расхождение.

Средняя температура загрязненной стенки определялась по формуле

$$T_{\text{ср}} = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^{i=k} T_i \quad (7)$$

где  $T_i$  — температура в  $i$ -ой точке на окружности трубы.

Средняя температура загрязненной стенки трубы при  $\frac{s}{d} = 1,1$  по кривой 1 без учета вторых и третьих отраженных потоков составляет 979 К, а по кривой 2 — 1013 К.

Расхождение между средней температурой загрязненной стенки составляет 34 К. При  $\frac{s}{d} = 1,75$  средняя температура  $T_3$  по методике [1, 3] составляет 1246 К, а по формуле (5) – 1245 К, а при  $\frac{s}{d} = 2,5$  соответственно – 1332 К и 1334 К, т.е. погрешность составляет 1–2 К.

Как видно из рис. 1, с увеличением  $\frac{s}{d}$  при одинаковых условиях кривые лучше согласуются и погрешность резко уменьшается.

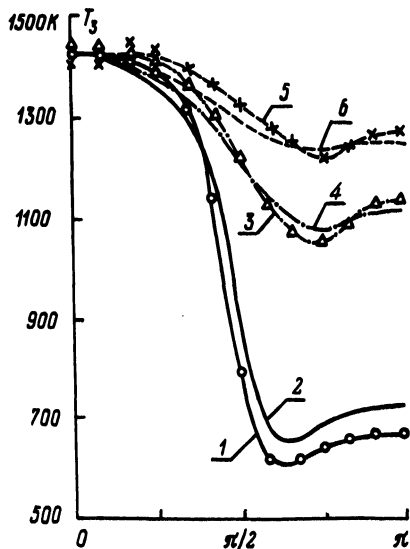


Рис. 1. Распределение температур по полуокружности загрязненной трубы в зависимости от  $\frac{s}{d}$  ( $q_{\text{пад}} = 348,9 \text{ кВт/м}^2$ ): 1, 3, 5 – соответственно  $\frac{s}{d} = 1,1; 1,75;$  2, 5 по предлагаемой методике; 2, 4, 6 – соответственно  $\frac{s}{d} = 1,1; 1,75; 2,5$  по методике [1,3].

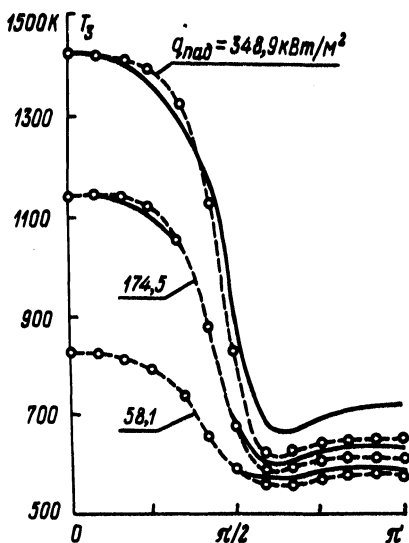


Рис. 2. Распределение температур по полуокружности загрязненной трубы в зависимости от  $q_{\text{пад}} = (\frac{s}{d} = 1,1)$ : сплошная линия – методика [1, 3]; 2 – штриховая – предлагаемая методика.

На рис. 2 представлены расчетные кривые распределения температур по полуокружности загрязненной золой трубы при  $\frac{s}{d} = 1,1$  и разных тепловых потоках. Как видно из рис. 2, кривые, рассчитанные по методике [1, 3] и по формуле (5), хорошо согласуются и средняя температура  $T_3$  по методике [1, 3] при  $q_{\text{пад}} = 348,9 \text{ кВт/м}^2$  составляет 1013 К, а по формуле (5) – 979 К, т.е. расхождение равно 34 К, а при  $q_{\text{пад}} = 174,5 \text{ кВт/м}^2$  средняя температура соответственно равна 840 К и 828 К, т.е. расхождение сос-

тавляет 12 К. При тепловом потоке  $q_{\text{пад}} = 58,1 \text{ кВт/м}^2$  средняя температура загрязненной стенки трубы  $T_3$ , рассчитанная по методике [1, 3] и по формуле (5), сближается и соответственно составляет 678 К и 674 К, т.е. расхождение равно 4 К. Сравнивая рассчитанные кривые при  $\frac{s}{d} = 1,1$  и разных тепловых потоках видно, что с уменьшением тепловых потоков кривые лучше согласуются и расхождение резко уменьшается. Отсюда следует, что расчет температуры загрязненной стенки без учета вторых и третьих отраженных потоков не приводит к существенной погрешности, но при этом очень сильно упрощает расчеты и позволяет определить  $T_3$  без использования ЭВМ, для которых необходимо составлять алгоритм.

В работе [2] было предложено для расчета  $T_3$  уравнение (1) заменить уравнением

$$T_3 = T_0 + \epsilon \alpha q_{\text{л}}, \quad (8)$$

где  $\alpha$  — коэффициент, определяемый по графикам, которые построены для определенных условий;  $q_{\text{л}}$  — воспринимаемый тепловой поток, отнесенный к единице эффективной лучевоспринимающей поверхности.

Как видно из формулы (8) для нахождения  $T_3$  необходимо определить  $q_{\text{л}}$  экспериментально или по формуле

$$q_{\text{л}} = q_{\text{пад}} a_{\text{эф}} - q_{\text{соб}}. \quad (9)$$

При определении  $q_{\text{л}}$  по (9) необходимо найти  $q_{\text{соб}}$  из выражения [2]

$$q_{\text{соб}} = \frac{5,67 \cdot 10^{-11} \cdot a \cdot \pi}{\epsilon \cdot \frac{s}{d}} \int_0^4 T_3^4 \varphi \Sigma \, d\alpha. \quad (10)$$

Следовательно, для определения  $q_{\text{соб}}$  уже необходимо знать  $T_3$ , которое можно приблизительно заимствовать из табл. 1 работы [2]. Если при расчете условия будут отличны от тех, для которых приведены значения  $T_3$ , то это приводит к существенной погрешности.

Для примера рассчитана средняя температура  $T_3$  по формуле (5) и по приближенной зависимости (8) при следующих условиях:  $q_{\text{пад}} = 348,9 \text{ кВт/м}^2$ ;  $\epsilon = R = 0,0043 \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ ;  $T_0 = 600 \text{ К}$ ;  $\frac{s}{d} = 1,1$ ;  $a = 0,75$ .

Средняя температура по формуле (5) при данных условиях составила 870 К, а по приближенной зависимости (8) соответственно 1146 К. Погрешность составляет 276 К. Эта погрешность будет еще большей, если при определении  $q_{\text{соб}}$  взять  $T_3$  и  $\alpha$  при условиях отличных, хотя и близких от тех условий, при которых  $T_3$  и  $\alpha$  приводятся в работе [2].

Следовательно, попытка в работе [2] уравнение (1) заменить упрощенной зависимостью (8), хотя немного и упростила расчеты, но снизила точность полученных результатов. Предлагаемая зависимость (5) для опреде-



ления температуры загрязненной стенки трубы, хотя и получена без учета влияния вторых и третьих отраженных тепловых потоков, позволяет с достаточной точностью и очень просто рассчитывать для любых условий температуру загрязненной стенки, а по ней собственное излучение. Сравнение результатов расчета, полученных по предлагаемому методу и по методу [1, 3], с учетом вторых и третьих отраженных тепловых потоков показало хорошую сходимость.

### Л и т е р а т у р а

1. Г е л л е р З.И., К о в а л ь с к и й Е.В. О расчете коэффициента тепловой эффективности и загрязнении экранов. — Теплоэнергетика, 1966, № 3.
2. К а р а с и н а Э.С. К вопросу об учете загрязнения радиационных поверхностей нагрева. — Теплоэнергетика, 1968, № 6.
3. G e l l e r Z.I. and K o w a l ' s k y E.V. On temperature distribution over the external surface of Schreen tubes. — International Journal of Heat and Mass Transfer, v. 9, 1964.

УДК 662.931(088.8)

В.С.Северянин

### ОБ ИСПОЛЬЗОВАНИИ СЛОЕВОГО ПУЛЬСИРУЮЩЕГО ГОРЕНИЯ

Пульсирующее горение, как известно, реализуется при факельном сжигании. В разработке [1,2] показано, что такой автоколебательный процесс можно организовать и при слоевом сжигании. Явление пульсирующего горения — это модификация эффекта Рийке, который заключается в возбуждении звука нагретой докрасна сеткой, расположенной внутри вертикальной трубы на 1/4 высоты ее снизу. Частота колебаний газа (первая гармоника) в трубе определяется соотношением

$$f = \frac{c}{2L},$$

где  $c$  — скорость звука в трубе;  $L$  — ее длина. Амплитуда колебаний давления обусловлена геометрией и величиной переменного теплового потока от сетки к воздуху. В исследуемом процессе сетка заменена слоем горящего кускового твердого топлива, а сочетание слоевого горения с продольными колебаниями газа и есть слоевое пульсирующее горение.

Задача настоящих исследований заключалась в выявлении возможностей существования пульсационных режимов при конструктивных изменениях и режимных воздействиях с целью отработки топочного устройства.

Исследования проводились на трубах-топках диаметром 0,07; 0,1; 0,13; 0,35 м и длиной 1,7; 2,0; 3,0; 3,7 м. Колосниковые решетки изготавливались на листовой стали со сверлениями 0,004 — 0,008 м и в виде спирали из стальной проволоки. Трубы, как правило, устанавливались вертикально.

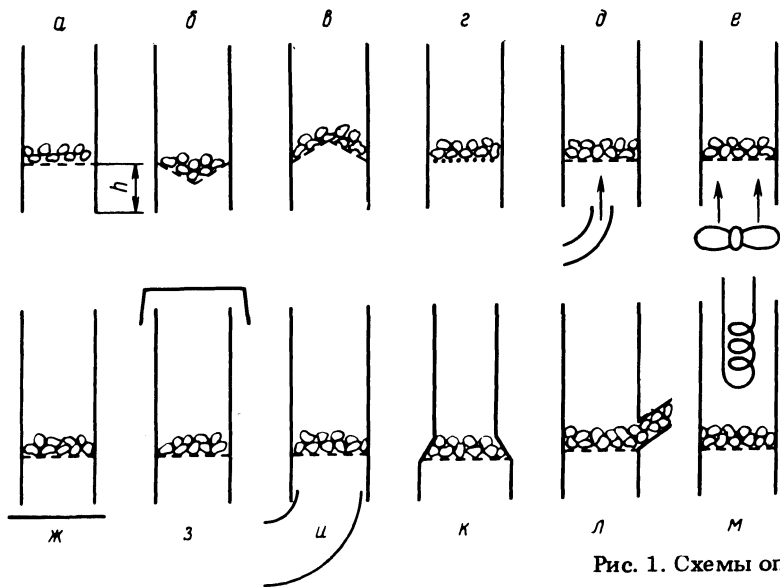


Рис. 1. Схемы опытов.

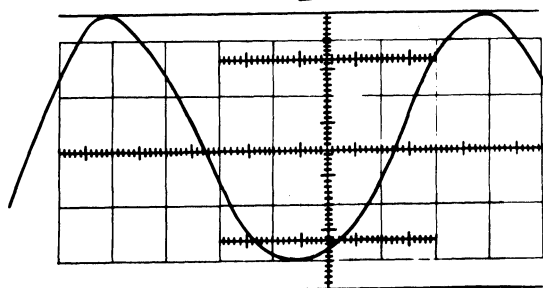


Рис. 2. Осциллограмма давления газа в трубе-топке.

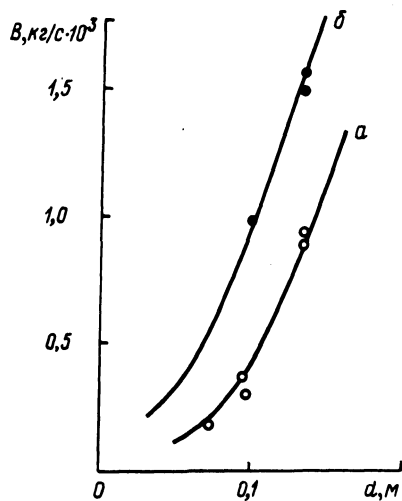


Рис. 3. Расход топлива.

Топливо в основном загружалось с верхнего открытого конца. Использовались дрова (сухая сосна), кокс и натуральный уголь.

При использовании в качестве топлива дров в конструкциях изменялись: расположение колосниковой решетки (рис. 1, а, разная высота  $h$ ); конструкция колосниковой решетки (рис. 1, б, в, г — конус вершиной вверх и вниз, спираль); дутье (рис. 1, д, е — сосредоточенной и равномерной струей); отражатели (рис. 1 — сверху и снизу); конфигурация канала (рис. 1, и, к); топливная течка (рис. 1, л); тепловоспринимающие элементы (рис. 1, м).

Топливо воспламенялось внешним факелом. Для ускорения выхода на режим первая порция топлива смачивалась соляром.

Режим фиксировался электронным осциллографом с микрофонным датчиком давления. Образец осциллограмм давления в трубе-топке при устойчивом пульсационном режиме показан на рис. 2. Обращает на себя внимание частота синусоиды первой гармоники, в то время как при факельном пульсирующем горении всегда имеются обертоны.

Проведенные опыты показали следующее:

режим существует при определенном расположении слоя топлива, толщина слоя не должна превышать два калибра трубы, диапазон оптимального расположения решетки тоже порядка двух калибров;

форма решетки почти не влияет на существование пульсационного режима, ее можно изготавливать в виде конусов, плоскостей, спиралей, переплетений и т.д.;

изгибание трубы-топки не ухудшает пульсационного режима: как со стороны подачи воздуха, так и со стороны отвода газов установка гибов почти не влияет на горение; газ после трубы можно направить отражателем даже вниз без нарушения акустики. Возможно наклонное и даже горизонтальное расположение трубы с принудительной подачей воздуха. Допустимо изменение сечения топки;

дутье интенсифицирует пульсационный режим, причем это воздействие сильнее остронаправленного дутья;

в опытах отмечено резкое усиление режима при определенном расположении отражателя снизу (рис. 1, ж). При величине зазора между нижним срезом трубы и плоским листом порядка 0,01–0,02 м амплитуда колебаний возрастает, скорость горения увеличивается. Такой эффект сравним с подачей дутья;

установка топливной точки сбоку трубы-топки для непрерывной подачи топлива не ухудшает режима даже в том случае, когда эта течка открыта;

если топливо горит высоко над решеткой (застревает в трубе), режим срывается. Режим особо устойчив, когда кокс и уголь становятся красными беспламенными горячими телами. При горении летучих пламя, колеблясь, опускается ниже решетки. При растоках из топки идет дым, после выхода на устойчивый режим дымление прекращается. При дожигании слоя

топлива вверх выносятся мелкие угли, поэтому для предотвращения уноса желательна вторая колосниковая решетка, как в [2].

внесение в объем трубы-топки посторонних тел не ухудшает пульсационного режима, поэтому вполне возможна установка теплообменника над решеткой.

Количественно процесс характеризуется следующими данными: частота пульсаций 72–75 Гц; амплитуда колебаний давления (оценка) 500–1000 Па; средняя температура газов в трубе 600–900 К; средняя скорость газов 3–10 м/с.

Напряжение зеркала горения ( $v \frac{\text{МВт}}{\text{м}^2}$ ): горение без пульсаций 0,9–1; слоевое пульсирующее горение без дутья 1,2–1,4; то же с дутьем 1,82–2,05; слоевое пульсирующее горение без дутья с отражателем снизу 1,8–2,0.

Расход топлива показан на графиках для труб-топок различных диаметров: без дутья (рис. 3, а) и с дутьем (рис. 3, б).

Естественно, тепловая мощность с увеличением диаметра растет примерно параболически. Коэффициент избытка воздуха, рассчитанный по скорости воздуха в нижней части трубы и расходу угля, составил 1,5–2,3.

#### Л и т е р а т у р а

1. С е в е р я н и н В.С., Л ы с к о в В.Я. Камерная топка. А.с. 228216 (СССР). — Бюл.изобрет., 1968, № 31. 2. С е в е р я н и н В.С. О нагревателях с пульсирующим горением. — Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1974, № 5.

УДК 697.34.001.24

Э.П.Минич, В.П.Бразовский, Б.В.Яковлев

### К ВЫБОРУ ОПТИМАЛЬНЫХ ДИАМЕТРОВ ТЕПЛОПРОВОДОВ В КРУПНЫХ ТЕПЛОФИКАЦИОННЫХ СИСТЕМАХ

Целесообразность сооружения крупных источников тепла для совместного снабжения теплом промышленных и коммунально-бытовых потребителей и необходимость выноса источников за пределы городской застройки приводят к существенному увеличению дальности передачи тепловой энергии, диаметров теплопроводов и связанных с этим затрат на строительство и эксплуатацию тепловых сетей.

Поэтому задача определения оптимальных характеристик транспортной сети является весьма актуальной. Одним из основных факторов, определяющих экономичность системы теплоснабжения, является выбор рациональных диаметров теплопроводов, обоснованных технико-экономическим расчетом.

Существующие методы расчета опираются на рекомендованные строительными нормами и правилами усредненные значения удельных потерь дав-

ления для различных звеньев тепловой сети (магистральные, распределительные и квартальные сети).

Эти рекомендуемые величины не учитывают изменения стоимостных и других показателей при различных способах прокладки (надземная, подземная), системах транспорта тепла (двухтрубная, однострунная), а также условий районов прокладки, влияющих на экономику системы теплоснабжения.

Затраты на тепловые сети определяются в основном стоимостью строительства тепловых сетей, которая принимается по известным нормативным документам [1].

При проектировании протяженных тепловых сетей большого диаметра требуется правильно учитывать не только стоимостные показатели на строительство теплопроводов, но и затраты, связанные с перекачкой теплоносителя и потерей тепла, которые оказывают существенное влияние на выбор диаметров при различных способах прокладок.

В настоящей статье ставится задача применить метод оптимальных интервалов удельных потерь давления [3, 4], который дает однозначное решение при выборе диаметров трубопроводов на основе технико-экономического расчета.

Удельные расчетные затраты на 1 км теплотрассы определяются как сумма затрат на строительство теплосетей  $Z_{стр}$ , затрат на перекачку теплоносителя  $Z_{тр}$  и затрат на потери тепла  $Z_{т.п}$ , т.е.

$$Z_p \approx Z_{стр} + Z_{тр} + Z_{т.п}. \quad (1)$$

Величина расчетных затрат на строительство теплосетей определяется для каждого способа прокладки и диаметра теплотрассы при средних грунтах; при коэффициенте эффективности 0,12 и эксплуатационных затратах 0,08 от капложений удельные расчетные затраты на строительство равны

$$Z_{стр} = 0,2 K_{ст}, \quad (2)$$

где  $K_{ст}$  — капложения на строительство тепловых сетей, тыс.руб./км.

Значительной составляющей затрат в водяных тепловых сетях являются затраты на перекачку теплоносителя, основной частью которых является стоимость электроэнергии, расходуемой сетевыми насосами.

Расход электроэнергии определяется по формулам [2]:

$$Z_{т} = \frac{G \cdot \Delta h}{\rho \eta} \cdot \tau \cdot 10^{-3}, \text{ кВт} \cdot \text{ч/год}. \quad (3)$$

Учитывая, что

$$\Delta h = 0,0894 \frac{k_3^{0,25}}{\rho} \cdot \frac{G^2}{d \sqrt{5,25}} (1+\alpha), \quad (4)$$

и принимая  $\alpha = 0,6$ ;  $\eta = 0,75$ ;  $\rho = 958 \text{ кг/м}^3$ , получим для 1 км трубопровода

$$\mathcal{E}_T = 4,16 \frac{G^3 \cdot \kappa_3^{0,25}}{d^{5,25}} \cdot \tau \cdot 10^{-7} \text{ кВт.ч/год}, \quad (5)$$

где  $G$  — расход теплоносителя, кг/с;  $\rho$  — плотность, кг/м<sup>3</sup> при 100°C;  $\Delta h$  — потеря напора, Па;  $\eta$  — КПД насосной установки;  $\kappa_3$  — эквивалентная шероховатость (принимается равной 0,0005 м);  $d$  — диаметр трубопровода, м;  $\tau$  — число часов использования пропускной способности трубопровода;  $\alpha$  — коэффициент местных потерь.

Затраты на перекачку теплоносителя

$$\mathcal{Z}_{\text{ТР}} = \mathcal{E}_T \cdot z_3 = 4,16 \frac{G^3 \cdot \kappa_3^{0,25}}{d^{5,25}} \cdot \tau \cdot z_3 \cdot 10^{-12} \text{ тыс.руб./год}, \quad (6)$$

где  $z_3$  — замыкающие затраты на электроэнергию, коп/кВт.ч. Затраты на потери тепла 1 км трассы определялись по выражению

$$\mathcal{Z}_{\text{т.п.}} = q_{\text{уд}} \cdot \tau \cdot b_T \cdot z_T \text{ тыс.руб.} \quad (7)$$

Здесь  $q_{\text{уд}}$  — удельные нормативные потери тепла, ккал/м.ч [5];  $b_T$  — удельный расход топлива на выработку тепла, т у.т./Гкал;  $z_T$  — стоимость топлива, руб/т у.т. (замыкающие затраты). Затраты на тепловые потери практически не зависят от расхода теплоносителя. Некоторое влияние оказывает принятый температурный график. Это влияние исследовалось путем определения средневзвешенной температуры воды за отопительный период для расчетной температуры наружного воздуха минус 25°C и последующим пересчетом удельной потери тепла на эту температуру по формуле

$$q_{\text{нов}} = q_{\text{н}} \frac{t_{\text{ср}}^{\text{нов}} - t_{\text{окр}}}{t_{\text{ср}}^{\text{н}} - t_{\text{окр}}} \text{ ккал/м.ч}, \quad (8)$$

где  $q_{\text{нов}}$  — удельная потеря тепла при новом графике температур;  $t_{\text{ср}}^{\text{нов}}$ ,  $t_{\text{ср}}^{\text{н}}$  — соответственно средняя температура сетевой воды при новом графике и графике 150–70°C;  $t_{\text{окр}}$  — температура окружающей среды С.

Результаты пересчета приведены в табл. 1.

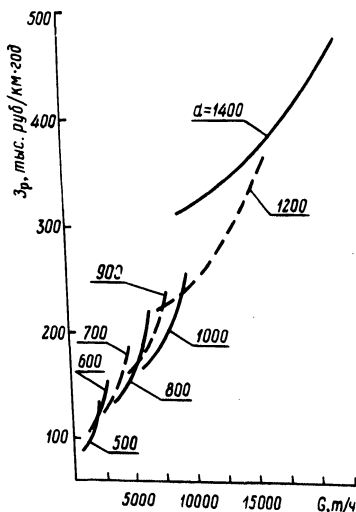
Из табл. 1 видно, что при переходе на повышенный температурный график без изменения изоляционных конструкций увеличение теплопотерь составляет в среднем 3,5% на каждые 10°C повышения графика.

Так как величина годовых затрат на тепловые потери составляет 8–9% от суммарных затрат на тепловые сети, влияние повышения температурного графика на величину расчетных затрат по тепловым сетям незначительно (менее 1%) и поэтому может не учитываться. Подставив выражения (2), (6), (7) в формулу (1), получим

Т а б л и ц а 1. Относительное увеличение тепловых потерь при изменении температурного графика

Тип прокладки	Температурный график, °С					
	150 – 70	160 – 70	170 – 70	180 – 70	190 – 70	200 – 70
Подземная прокладка	1,0	1,04	1,07	1,10	1,14	1,17
Надземная прокладка	1,0	1,04	1,0	1,10	1,12	1,15
Средняя температура воды	90	93,9	96,4	99,3	101,7	104,4

Рис. 1. Зависимость расчетных затрат ( $Z_p$ ) на тепловые сети от расхода теплоносителя  $G$  при двухтрубной прокладке в непроходных каналах.



$$Z_p = 0,2K_{стр} + q_{уд} \tau \cdot b_I \cdot z_T + 4,16 \frac{\kappa_3^{0,25} G^3}{d^{5,25} \tau \cdot z_3} \cdot 10^{-12}. \quad (9)$$

Введем обозначения постоянных

$$0,2K_{стр} + q_{уд} \tau \cdot b_I \cdot z_T = A;$$

$$4,16 \frac{\kappa_3^{0,25}}{d^{5,25}} \tau \cdot z_3 \cdot 10^{-12} = B,$$

тогда получим

$$z_p = A + BG^3. \quad (10)$$

Для условий ОЭС Центра принято  $z_3 = 1,55 \frac{\text{коп}}{\text{кВт ч}}$ ;  $z_T = 27 \text{ руб/т у.т.}$ ;  $b_T = 0,17 \text{ т у.т./Гкал}$ ;  $\tau = 6000 \text{ ч}$ ;  $\kappa_3 = 0,0005 \text{ м}$ . По выражению (10) построены графики зависимости расчетных затрат от расхода теплоносителя для каждого диаметра и способа прокладки (рис. 1). Графически или путем совмест-

Т а б л и ц а 2. Оптимальные интервалы расходов теплоносителя и удельных потерь давлений

Диаметр трубопровода, мм	Тип прокладки					
	Непроходные каналы		На низких опорах до 2,5 м		Бесканальная	
	$\frac{G_{\min}}{G_{\max}}$ , т/ч	$\frac{\Delta h_{\min}}{\Delta h_{\max}}$ , кг/м <sup>2</sup> м	$\frac{G_{\min}}{G_{\max}}$ , т/ч	$\frac{\Delta h_{\min}}{\Delta h_{\max}}$ , кг/м <sup>2</sup> м	$\frac{G_{\min}}{G_{\max}}$ , т/ч	$\frac{\Delta h_{\min}}{\Delta h_{\max}}$ , кг/м <sup>2</sup> м
600	<u>1950</u>	<u>5,3</u>	<u>1750</u>	<u>4,3</u>	<u>1550</u>	<u>3,4</u>
	2350	7,7	2200	6,6	2000	5,6
700	<u>2350</u>	<u>3,8</u>	<u>2200</u>	<u>3,4</u>	<u>2000</u>	<u>2,8</u>
	3000	6,2	2500	4,3	3000	6,2
800	<u>3000</u>	<u>3,2</u>	<u>2500</u>	<u>2,2</u>	<u>3000</u>	<u>3,2</u>
	4900	8,4	3900	5,3	4000	5,6
900	—	—	<u>3900</u>	<u>2,9</u>	<u>4000</u>	<u>3,1</u>
	—	—	5500	5,7	4750	4,3
1000	<u>4900</u>	<u>2,7</u>	<u>5500</u>	<u>3,4</u>	<u>4750</u>	<u>2,5</u>
	8500	7,9	6700	5,0	7250	5,9
1200	<u>8500</u>	<u>3,1</u>	<u>6700</u>	<u>2,0</u>	<u>7250</u>	<u>2,4</u>
	15250	10,0	10850	5,0	11000	5,2
1400	<u>15250</u>	<u>4,5</u>	<u>10850</u>	<u>2,3</u>	<u>11000</u>	<u>2,2</u>
	23600	10,3	24000	11,0	23000	10,0



ного решения уравнений (10) для двух ближайших диаметров нетрудно установить интервалы оптимальных расходов и удельных потерь давления для каждого диаметра и вида прокладки.

Для приведенных выше условий при двухтрубной прокладке тепловой сети эти значения даются в табл. 2.

#### В ы в о д ы

1. Затраты на перекачку теплоносителя и тепловые потери оказывают заметное влияние на выбор оптимальных диаметров теплопроводов, поэтому при проектировании тепломагистралей эти затраты необходимо учитывать.

2. При определении оптимальных интервалов удельных падений давления или расходов теплоносителя необходимо учитывать изменение замыкающих затрат на топливо и электроэнергию как для различных зон страны, так и во времени. Например, для теплопроводов в непроходных каналах диаметром 1200–1400 мм, а также для теплопровода 1400 мм при любых видах прокладок верхний предел оптимальных удельных потерь давления может быть увеличен до  $10 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{м}$  для Центральной зоны страны и до  $14\text{--}15 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{м}$  для Сибири.

#### Л и т е р а т у р а

1. Нормативы удельных капитальных вложений в строительство тепловых сетей. — М., 1974. 2. Соколов Е.Я. Теплофикация и тепловые сети. — М., 1975. 3. Братенков В.Н., Будницкая Л.Е., Соколов В.Б. Оптимальные удельные падения давления в трубопроводах тепловых сетей. — Промышленная энергетика, 1977, № 2. 4. Пекелис Г.Б., Рогачев И.Г. Оптимальные интервалы расходов, скоростей воды и удельных потерь давления для двухтрубных водяных тепловых сетей. — В. сб.: Отопление, вентиляция и строительная теплофизика. Мн., 1971, вып. 1. 5. Нормы проектирования тепловой изоляции для трубопроводов и оборудования электростанций и тепловых сетей. — М., 1959.

УДК 621.311:681.326

С.М.Силюк

#### МЕТОД РАСЧЕТА ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ БЛОЧНОЙ ТЭС

В настоящее время разработан ряд методов по оптимизации режимов работы оборудования, базирующихся на знании его энергетических характеристик, которые не соответствуют действительному состоянию оборудования на момент оптимизации режима.

В настоящей работе рассмотрен алгоритм расчета расходной характеристики блочной электростанции при оптимальном распределении нагрузки

между блоками с учетом реального состояния оборудования в процессе эксплуатации. В основу расчета положен метод, изложенный в [1, 3].

Используя зависимости для расчета расходных характеристик парогенератора ТГМП-314, работающего на мазуте марки 100 и конденсационной турбины К-300-240 ЛМЗ, нами было получено выражение для расчета расходной характеристики блока 300 МВт по режимным параметрам

$$\begin{aligned}
 B = & \left\{ (17,584t_{II} - 2286) \cdot 10^{-9} \cdot M + [882,7t_o - 294,4P_o + 414,2t_{III} - 110P_{III} + \right. \\
 & + 514,4P_{II} - (0,109t_{II}^2 - 105,9t_{II} + 34729) t_{II} - 1228t_{пв} - 333,3t_B + \\
 & + 656,75P_{II} - 266,844t_{II} + 34450\alpha_{yг} - 748945\alpha_T + (9,4 \cdot 10^{-3} \Delta_1^2 + 0,192\Delta_1 + \\
 & + 392,5)\Delta_1 + 4947765] \cdot 10^{-7} \left. \right\} M + [14,4P_o - 43,2t_o + 170,8t_{III} - 46,1P_{III} + \\
 & + 217P_{II} + (1,75t_{II} - 1280,5) t_{II} + 58t_{пв} + 7t_B - 1557P_{II} - 19,974t_{II} - \\
 & - 30600\alpha_{yг} + 14560\alpha_T - (6,66 \cdot 10^{-2} \Delta_1^2 - 2,67\Delta_1 - 765)\Delta_1 + 188200] \cdot 10^{-5},
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

где  $M = A : C$ , а

$$\begin{aligned}
 A = & N - 169472,467 - 14,015t_I + 13,25P_I + (508,075 \cdot 10^{-5} t_{II}^2 - 4,837t_{II} + \\
 & + 1547,24) t_{II} - 14,676P_{II} - 28,97t_{III} + 7,7P_{III} - 13,865t_{III} + 10,55P_{III} + \\
 & + 27,61t_{IV} - 21,5P_{IV} - 0,67t_V + 0,575P_V + 14t_{VI} - 34,55P_{VI} + (3035052 - \\
 & - 112572235P_K + 2129924300P_K^2 - 20038461300P_K^3 + 74825180000P_K^4) P_K;
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

$$\begin{aligned}
 C = & 4251,5 + [915t_o - 302P_o - 63,7t_I + 60,2P_I - (0,12t_{II}^2 - 117,8t_{II} + \\
 & + 39055,7) t_{II} + 695,7P_{II} + 473t_{III} - 126P_{III} - 103t_{III} + 74,9P_{III} + 28,5t_{IV} + \\
 & + 22,2P_{IV} - 20,4t_V + 17,5P_V - 336t_{VI} + 830P_{VI}] \cdot 10^{-3} - (12319,64 - \\
 & - 463976,5P_K + 8873990P_K^2 - 84480966P_K^3 + 319347300P_K^4) P_K.
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

В условиях эксплуатации на одной и той же ТЭС состояние однотипных блоков неодинаково, а следовательно, не одинаковы и их расходные характеристики. На рис. 1 приведены расходные характеристики блока 300 МВт, рассчитанные на ЭЦВМ "Минск-22" при различных сочетаниях режимных параметров. Из анализа этих графиков следует, что в зависимости от режимного состояния и метода распределения нагрузки между блоками расходная характеристики станции будет иметь различный вид.

Расчет расходной характеристики производился при пропорциональном и оптимальном распределении нагрузки на примере станции с шестью блоками по 300 МВт, суточный график нагрузки для которой приведен на рис. 2.

Расходная характеристика станции при пропорциональном распределении нагрузки определялась по расходным характеристикам блоков и величине их мощности для данного суточного графика. Полученная характеристика приведена на рис. 3 (кривая 1).

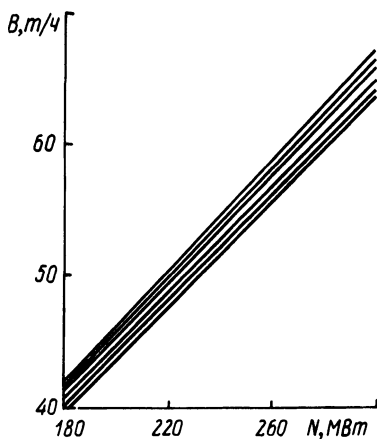


Рис. 1.

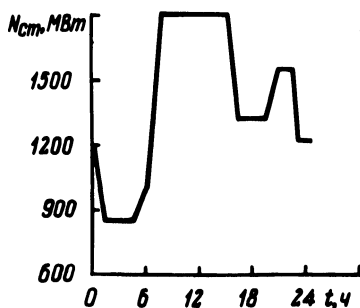


Рис. 2.

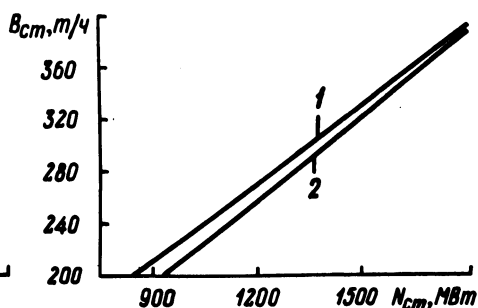


Рис. 3.

При расчете характеристики при оптимальном распределении нагрузки между блоками электростанции использовался метод динамического программирования. Этот метод является наиболее целесообразным при решении данного класса задач [2,4].

Критерием оптимальности является

$$\min \sum_{i=1}^6 B_i(N_i) \quad (4)$$

при заданных ограничениях

$$\sum_{i=1}^6 N_i = N_{ст}; \quad (5)$$

$$N_{i\min} \leq N_i \leq N_{i\max} \quad (6)$$

Условие (5) соответствует балансу мощностей, а неравенства (6) отражают ограничения по условиям работы силового оборудования.

Минимум целевой функции (4) в соответствии с методом динамического программирования определялся из рекуррентного соотношения

$$h_k(N_{CT}) = \min \{h_{k-1}(N_{CT} - N_k) + B_k(N_k)\}. \quad (7)$$

По данному алгоритму нами была составлена программа расчета расходной характеристики станции на ЭЦВМ "Минск-22".

Рассчитанная по программе характеристика станции при оптимальном распределении нагрузки приведена на рис. 3 (кривая 2).

### Л и т е р а т у р а

1. Г е р а с и м о в и ч А.Н., С и л ю к С.М. Расчет расходных характеристик парогенераторов по эксплуатационным параметрам. — Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1973, № 3.
2. П а д а л к о Л.П. Математические методы оптимального планирования развития и эксплуатации энергосистем. Мн., 1973.
3. С и л ю к С.М., Г е р а с и м о в и ч А.Н. Расчет расходных характеристик конденсационных турбин. — Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1973, № 9.
4. Т р о н ь к о Л.П. Оптимизация распределения активной нагрузки между блоками в автоматизированной системе управления тепловой электростанцией. — Автореф. канд.дис. Киев, 1974.

УДК 66.047:519.24:058.262.001.2(045)

Г.С.Кабалдин, Т.В.Кучко, А.Н.Иванистов

### МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ СУШИЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Анализ методов повышения энергетической эффективности работы сушильного оборудования показывает, что основными факторами, обеспечивающими экономию топливно-энергетических ресурсов при интенсивной работе всех систем сушильного оборудования, являются: внедрение новой техники, совершенствование энергетического оборудования для подготовки энергоносителя, предварительная обработка материала перед процессом сушки, модернизация действующего оборудования, оптимизация режимов сушки, разработка научно обоснованных удельных расходов топлива и энергии на процессы сушки.

В данной работе на основе обобщения теоретических и экспериментальных исследований предпринята попытка классификации методов повышения

энергетической эффективности при создании нового и модернизации действующего сушильного оборудования.

Повысить энергетическую эффективность сушильных процессов можно при следующих условиях: оптимальных проектно-конструкторских и технологических решениях сушильного процесса, отдельных узлов и агрегатов, учете научно обоснованных требований к теплофизическим параметрам энергоносителя и высушиваемого материала, при возможности полного исключения сушильным оборудованием тепла, влаги, пыли и газов в окружающую среду.

Оптимизация энергопотребления сушильным оборудованием должна прорабатываться при технико-экономическом обосновании на ранних стадиях проектно-конструкторской компоновки при выборе схемы и типа сушильного и вспомогательного оборудования, его увязки с другими технологическими процессами, рациональной компоновке схем энергообеспечения процесса с учетом возможности использования побочных энергетических ресурсов от посторонних источников в качестве энергоносителя, утилизации побочных энергетических ресурсов в самом сушильном процессе.

Классификация методов повышения энергетической эффективности при создании нового сушильного оборудования представлена на рис. 1.

Определяющее влияние на механизм переноса влаги, кинетику процесса и энергетические затраты в процессе сушки оказывает состояние влаги, ее молекулярная структура и связь с сухим скелетом тела. Так, при удалении адсорбционно связанной влаги дополнительный расход тепла может составлять до 40% расхода тепла на испарение свободной воды.

По ориентировочным расчетам только в результате ослабления связи влаги со скелетом высушиваемого материала путем воздействия ПАВ, электрических (магнитных) полей можно на 5–10% снизить расход энергоресурсов на процесс сушки.

Обезвоживание концентрата хлористого калия на барабанном вакуум-фильтре на 1% обеспечивает экономию органического топлива (мазута) до 2%. Следует указать, что любое предварительное механическое удаление влаги из материала экономически оправдано.

Выбор и подготовка энергоносителя и метод энергопровода являются основными факторами в стоимости процесса сушки. Более 50% всех энергоресурсов в сушильной технике занимает дорогостоящий энергоресурс — электрическая энергия прямого использования и преобразования: электромагнитные поля низкой и высокой частоты, инфракрасные и ультрафиолетовые лучи, ультразвук, поток электронов, коронный и тлеющий разряды.

Экономия топлива при подогреве воздуха перед подачей в топку сушильной установки уходящими газами от других технологических агрегатов (пламенные и прокалочные печи, цементные печи и т.д.) достигает 35–40%.

Перспективен путь создания экономичных сушилок на основе пульсационных топок, которые являются генераторами тепла и механической

**Классификация проектно-конструкторских мероприятий повышения теплоэнергетической эффективности процессов сушки**

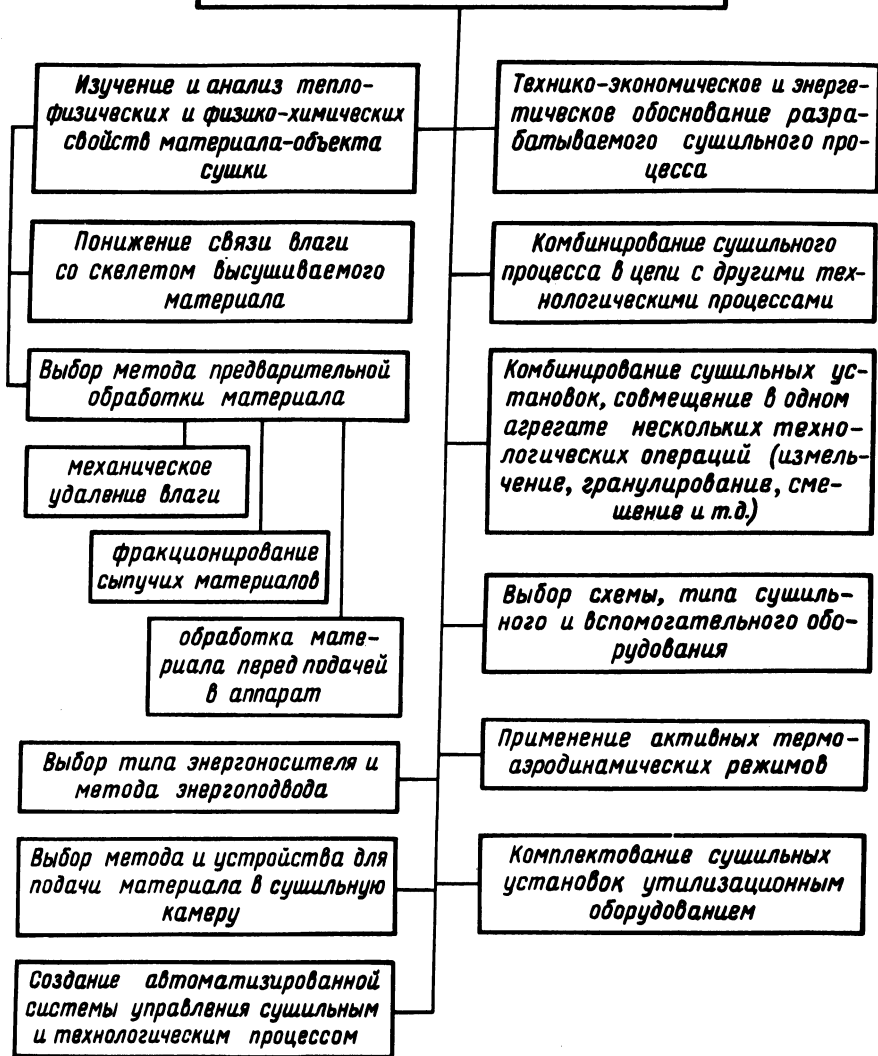


Рис. 1. Методы повышения энергетической эффективности при создании нового сушильного оборудования.

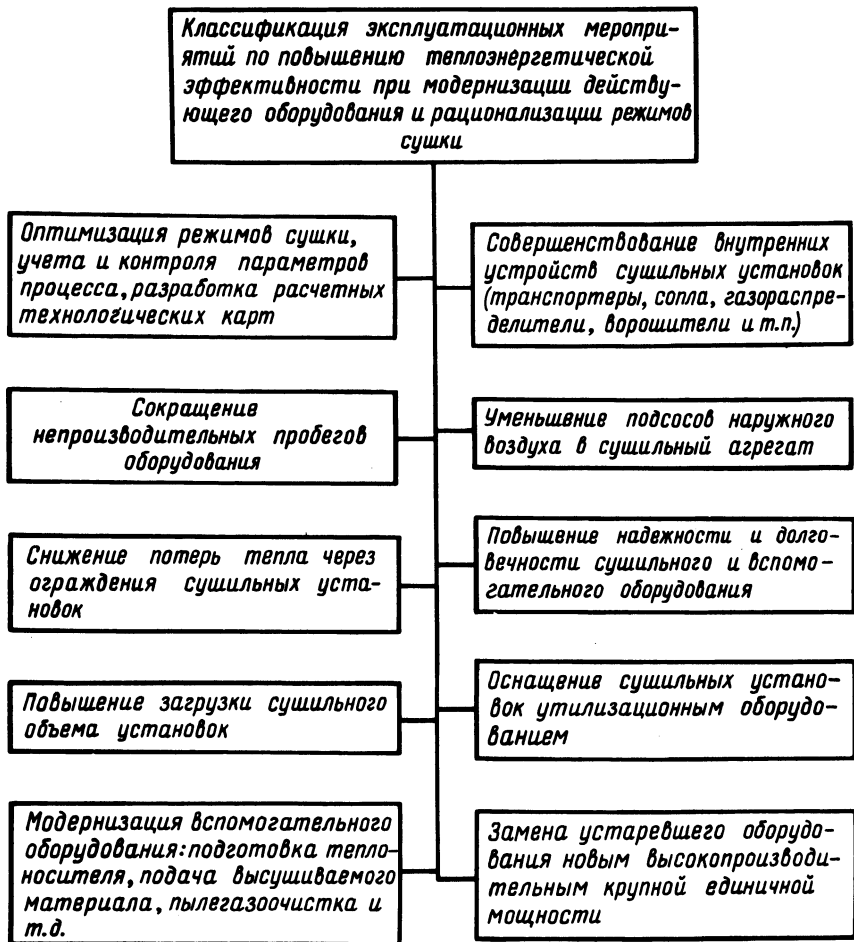


Рис. 2. Методы повышения энергетической эффективности при модернизации действующего сушильного оборудования.

энергии. Для сушилок большой единичной мощности потребление энергии в 2–3 раза меньше, чем в действующих.

Радиационно-контактный период энергоподвод при сушке печатных тканей позволяет по сравнению с конвективным энергоподводом повысить удельную испарительную способность в 2,1 раза, снизить расход пара в 1,6 раза, а общий расход тепла на 1 кг испаренной влаги – в 1,3 раза.

Энергетическая эффективность применяемых активных термоаэродинамических режимов: закрученные потоки, встречные струи, пневмосопловой обдув, виброаэрокипящий слой, сброс давления, сменно-циклический псев-

доожигенный слой с локальным фонтанированием и другие методы определяются при решении конкретной задачи на стадии научно-исследовательской и проектно-конструкторской проработки.

Классификация эксплуатационных мероприятий по повышению теплоэнергетической эффективности при модернизации действующего сушильного оборудования и рационализации режимов сушки представлена на рис. 2.

Анализ экспериментальных данных, полученных нами при испытании барабанов в процессе сушки калийных солей, показал, что повышение загрузки сушильного объема с 60 т/ч до 80 т/ч снижает удельный расход топлива на 10% при начальной влажности материала 8,25% и конечной — 1,5%.

Основными аппаратами в промышленности до сих пор служат барабанные, ленточные, шахтные сушильные установки, но на ряде объектов они не отвечают энергетическим и технологическим требованиям и должны быть заменены аппаратами взвешенного слоя с активными гидродинамическими режимами: кипящим и фонтанирующим слоями, встречными и закрученными потоками, виброкипящим слоем и т.д.

Автоматизация сушильных процессов и внедрение метода регулирования по оптимальным режимам сушки с корреляцией по расходу топлива позволяет сэкономить не менее 10–15% топлива. Для учета и контроля энергоресурсов в ряде случаев следует применять ЭВМ.

Большое практическое значение представляет создание научно обоснованных методик и программ технико-экономической оптимизации энергоиспользования, тепломассообменных, технологических показателей надежности.

*УДК 536.2*

**С.А.Федюшин, Ю.А.Малевич, В.Н.Папкович**

### **ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАТОПЛЕННОЙ СТРУИ МЕТОДОМ ЭКВИВАЛЕНТНОЙ ЗАДАЧИ ТЕОРИИ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ**

В данной работе исследуется возможность создания устройств, позволяющих на основе использования затопленных струй со сложными начальными температурными и скоростными профилями получать достаточно большие поперечные градиенты плотности.

В [1,2] были предприняты попытки обобщить исследования по смешению систем плоских и коаксиальных турбулентных струй различной плотности. Однако в них рассматриваются в основном автомодельные турбулентные струи.

Для расчета неавтомодельных турбулентных струй жидкости и газа целесообразно использовать метод эквивалентной задачи теории теплопроводности [3].



В качестве исходных запишем уравнения турбулентного пограничного слоя в виде

$$\left. \begin{aligned} \rho u \frac{\partial u}{\partial t} + \rho v \frac{\partial u}{\partial y} &= \frac{\partial}{\partial y} \tau_T; \\ \frac{\partial}{\partial z} (\rho u) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v) &= 0; \\ \rho u c_p \frac{\partial}{\partial z} \Delta T + \rho v c_p \frac{\partial}{\partial y} \Delta T &= \frac{\partial}{\partial y} g_T, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $\Delta T = T - T_0$

Путем введения новых независимых переменных

$$\xi = (z, y); \quad \eta = \eta(z, y); \quad \xi_T = \xi_T(z, y); \quad (2)$$

$$\eta_T = \eta_T(z, y)$$

представляется возможным преобразование уравнений (1) к линейным уравнениям вида

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \xi} (\rho u^2) &= \frac{\partial^2}{\partial \eta^2} (\rho u^2); \\ \frac{\partial}{\partial \xi_T} (\rho u c_p \Delta T) &= \frac{\partial^2}{\partial \eta_T^2} (\rho u c_p \Delta T), \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Приближенная связь между новыми и старыми независимыми переменными устанавливается из сравнения решений методом асимптотического слоя и методом эквивалентной задачи теории теплопроводности уравнений пограничного слоя для струйных источников и имеет вид

$$\xi = cz^2; \quad \eta = y \quad (4)$$

Такая же связь была использована при исследовании распространений плоской турбулентной струи конечного размера с начальным профилем скорости в виде ступеньки, а также плоской струи в струйном потоке [1,2]. В этом случае константа определяется из эксперимента и получается удовлетворительное соответствие расчетных и экспериментальных данных.

Аналогичным образом решается тепловая задача с заменой независимых переменных

$$\xi_T = c_T z^2; \quad \eta_T = y. \quad (5)$$

Используя метод эквивалентной задачи теории теплопроводности, будем искать решения уравнений (3) для следующих начальных и граничных условий:

$$\begin{aligned}
 1 \geq y \geq 2/3; & \quad \Delta T = \Delta T_1; \\
 2/3 \geq y \geq 1/3; & \quad \Delta T = \Delta T_2; \\
 1/3 > y \geq 0; & \quad \Delta T = \Delta T_3; \\
 0 > y \geq -1/3; & \quad \Delta T = \Delta T_4; \\
 -1/3 > y \geq -2/3; & \quad \Delta T = \Delta T_5; \\
 -2/3 > y \geq -1; & \quad \Delta T = \Delta T_6; \\
 +1 > y \geq -1; & \quad u = u_0
 \end{aligned}
 \tag{6}$$

Общее решение уравнений (3) с начальными условиями согласно [4] будет

$$\frac{u}{u_0} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[ \operatorname{erf} \left( \frac{\bar{y} + 1}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) - \operatorname{erf} \left( \frac{\bar{y} - 1}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) \right];
 \tag{7}$$

$$\begin{aligned}
 \frac{\Delta T}{\Delta T_1} = \frac{1}{2} \frac{u_0}{u \Delta T} \left\{ \Delta T_6 \left[ \operatorname{erf} \left( \frac{-1 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) - \operatorname{erf} \left( \frac{-2/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) \right] + \right. \\
 + \Delta T_5 \left[ \operatorname{erf} \left( \frac{-2/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) - \operatorname{erf} \left( \frac{-1/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) \right] + \Delta T_4 \operatorname{erf} \left( \frac{-1/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) + \\
 + \Delta T_3 \operatorname{erf} \left( \frac{1/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) + \Delta T_2 \left[ \operatorname{erf} \left( \frac{2/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) - \operatorname{erf} \left( \frac{1/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) \right] + \\
 \left. + \Delta T_1 \left[ \operatorname{erf} \left( \frac{1 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) - \operatorname{erf} \left( \frac{2/3 - \bar{y}}{2\sqrt{\bar{\xi}}} \right) \right] \right\},
 \tag{8}
 \end{aligned}$$

где  $\bar{y} = y/h$ ;  $\bar{\xi} = \xi/h$ .

Здесь  $h$  – полуширина струи.

Расчет искомых функций производится по формулам (7), (8) при различных начальных условиях, указанных в табл. 1

Режим	$\Delta T_1$	$\Delta T_2$	$\Delta T_3$	$\Delta T_4$	$\Delta T_5$	$\Delta T_6$
I	50	75	77	80	55	5
II	55	90	85	75	55	5
III	60	100	95	75	60	5
IV	65	110	105	90	65	5
V	75	120	147	95	75	5
VI	80	145	145	115	90	5
VII	85	160	160	130	95	5

Путем алгебраического пересчета, учитывая (4), (5), можно перейти к реальным профилям скорости и температуры или известных коэффициентов  $s$  и  $s_T$ , которые определяются сравнением расчетных зависимостей  $u(\xi)$  и  $\Delta T(\xi)$  с экспериментальными,  $u(z)$  и  $\Delta T(z)$ . С этой целью был проведен эксперимент по измерению скорости и температуры по высоте затопленной струи с начальными условиями, равными расчетным. Получены численные значения постоянных  $s = 0,03$ ;  $s_T = 0,0375$ .

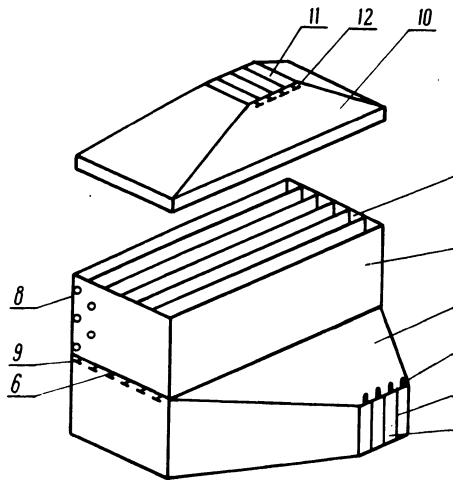


Рис. 1. Принципиальная схема экспериментальной установки.

Схема экспериментальной установки показана на рис. 1. Воздух подается в приемное окно 1, которое располагалось на входе в распределитель 2. В распределителе устанавливались направляющие 3 и регулирующие шибера 4, позволяющие создавать равномерное поступление воздуха по всей 1200 мм длине установки. Над распределителем установлен нагреватель 5. Для равномерного распределения воздуха в поперечном сечении вмонтирована металлическая сетка 6 с ячеистостью 80%. Нагреватель разделен асбоцементными плитами 7 на шесть секций с одинаковым поперечным сечением. В каждой секции устанавливались в шахматном порядке электронные нагреватели 8 мар НСВТ-250. Нагреватели каждой секции соединялись параллельно и подключались к трансформатору РНО-250. Суммарная мощность нагревателей достигала 6 кВт. Скорость воздуха регулировалась шиберами 9. Для поддер-

ния температуры окружающего воздуха постоянной нагретый воздух отсасывался с помощью вытяжной части 10.

Подача воздуха осуществлялась вентилятором Ц-13-50 № 5 (производительность  $1,3 \times 10^4 \text{ м}^3/\text{ч}$ ) и напором 300мм водяного столба. Расход воздуха регулировался шибером 4. Отсос воздуха производился вентилятором, который обеспечивал максимальный расход  $7,2 \times 10^4 \text{ м}^3/\text{ч}$  и напор до 300мм водяного столба.

С помощью шиберов 4,9 и 12 устанавливалось равномерное распределение скорости по всему выходящему из нагревателя сечению струи и замерялась термоанемометром "Disa". Начиная с высоты 3 см, наблюдалось равномерное по сечению струи распределение скорости до 4 м/с. Характер распределения скорости по высоте струи согласуется с расчетным, представленным на рис. 2.

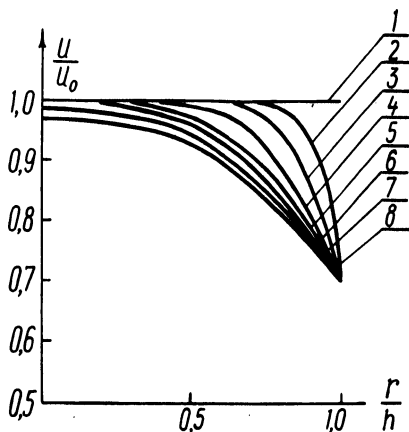


Рис. 2. Профиль скоростей в зависимости от высоты струи:  
 1 -  $z/h = 0$ ; 2 -  $z/h = 0,286$ ; 3 -  $z/h = 0,572$ ; 4 -  $z/h = 0,858$ ; 5 -  $z/h = 1,14$ ; 6 -  $z/h = 1,43$ ; 7 -  $z/h = 1,715$ ; 8 -  $z/h = 2,0$ .

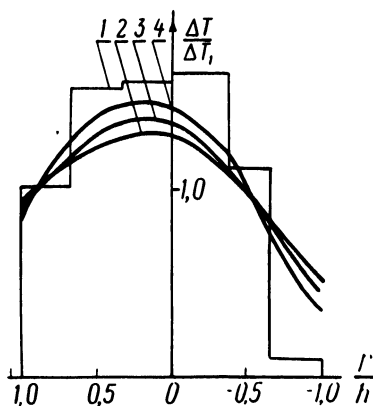


Рис. 3. Профиль избыточной температуры в зависимости от высоты струи:  
 1 -  $z/h = 0$ ; 2 -  $z/h = 1,44$ ; 3 -  $z/h = 1,715$ ; 4 -  $z/h = 2,0$ , вариант I (табл.1).

Температура по высоте струи измерялась заранее протарированной медь-константановой термопарой и потенциометром УПИП-60М. Зависимость температуры от высоты струи находилась с целью определения коэффициентов  $s$  и  $s_T$ , необходимых для решения уравнения (3). Измерения температуры проводились без вытяжной части 10, что соответствовало теоретической постановке задачи.

Расчетные профили скорости и избыточной температуры в зависимости от высоты струи при различных начальных условиях соответствовали характеру, представленному на рис. 3.

Изменение температуры струи в интервале высот  $0 \leq z/h \leq 2$  является незначительным и в области от  $0 \leq z/h \leq 2$  поперечный градиент температуры практически не изменяется.

Анализ кривых позволяет заключить, что путем варьирования начальных температурных распределений по сечению, на определенной высоте можно получить область с линейным распределением температуры в поперечном направлении, а следовательно, создавать среду с заранее заданным распределением градиента плотности.

#### Л и т е р а т у р а

1. У с т и м е н к о Б.П. Исследование плоских турбулентных струй со сложным начальным профилем скорости. — Изв. АН Каз. ССР. Сер. Энергетика, вып. 2 (18), 1960. 2. В у л и с Л.А., К а ш к а р о в В.П. Теория струй вязкой жидкости. — М., 1965. 3. В у л и с Л.А. К расчету свободных турбулентных течений с помощью эквивалентной задачи теории теплопроводности. — Изв. АН Каз. ССР. сер. Энергетика, вып. 2(18), 1960. 4. Т и х о н о в А.Н., С а м а р с к и й А.В. Уравнения математической физики. — М., 1966.

## ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ ПРОМЫШЛЕННЫХ УСТАНОВОК

УДК 621.372.061.3

Т.Т.Розум, Э.В.Купчинова

### РАСЧЕТ ПО СОСТАВЛЯЮЩИМ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В УТРОИТЕЛЕ ЧАСТОТЫ

При анализе нелинейных электрических цепей часто представляет интерес общий характер переходных процессов, их длительность, наибольшие значения токов и напряжений. Расчет для мгновенных значений исследуемых величин, сопряженный с большим объемом вычислений, при этом нецелесообразен, более рационален расчет по составляющим или огибающим исследуемых процессов.

В настоящей статье предлагается методика расчета переходных процессов в утроителе частоты с трехфазным входом (рис. 1). Переходный режим рассматривается как результат наложения на установившийся режим нелинейной, отличной от экспоненты, затухающей во времени свободной составляющей. Расчет свободных составляющих выполняется с помощью направленного графа [1]. В результате такого подхода к анализу переходного процесса значительно сокращается объем вычислений, упрощается структура расчета. Такая методика дает возможность по составляющим получить огибающую переходного процесса или, если требуется, построить график мгновенных значений.

При аппроксимации кривой намагничивания сердечников гиперболическим синусом уравнения электрического и магнитного состояния утроителя частоты в относительных единицах [2] запишутся:

$$U_m \sin(t + \alpha) = p\psi_A + ri_A + \frac{1}{3} r_H i_H; \quad (1) \quad i_A = \text{sh}\psi_A - i_H; \quad (4)$$

$$U_m \sin(t + \alpha - 120^\circ) = p\psi_B + ri_B + \frac{1}{3} r_H i_H; \quad (2) \quad i_B = \text{sh}\psi_B - i_H; \quad (5)$$

$$U_m \sin(t + \alpha + 120^\circ) = p\psi_C + ri_C + \frac{1}{3} r_H i_H; \quad (3) \quad i_C = \text{sh}\psi_C - i_H; \quad (6)$$

$$i_H = \frac{1}{3} (\text{sh}\psi_A + \text{sh}\psi_B + \text{sh}\psi_C), \quad (7)$$

где  $p = \frac{d}{dt}$  — оператор дифференцирования.

Полагая, что переходный процесс обусловлен наложением на установившийся режим некоторого нелинейного, затухающего во времени искажения  $a, b, c$ , принимаем решение в виде:

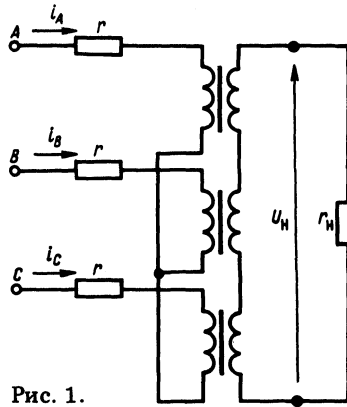


Рис. 1.

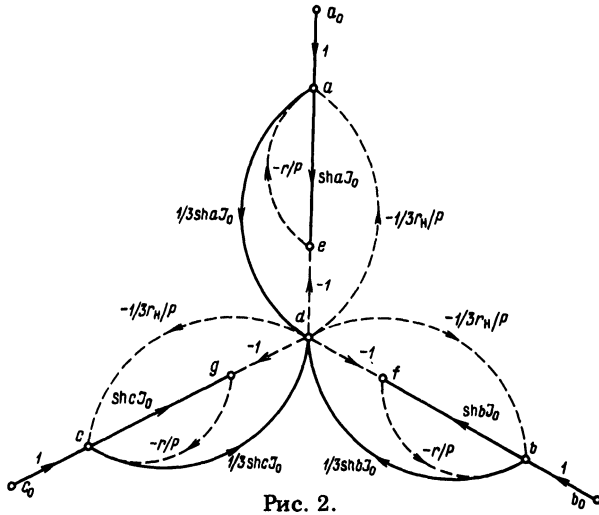


Рис. 2.

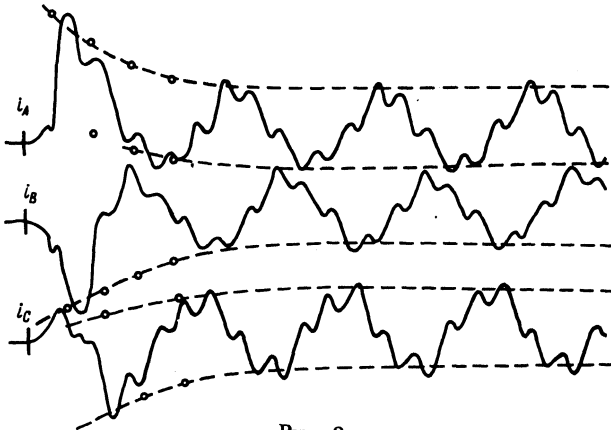


Рис. 3.

$$\psi_A = a + \psi_m \sin(t + \xi); \quad (8)$$

$$\psi_B = b + \psi_m \sin(t + \xi - 120^\circ); \quad (9)$$

$$\psi_C = c + \psi_m \sin(t + \xi + 120^\circ); \quad (10)$$

Разложим гиперболический синус суммы свободной и синусоидально изменяющейся составляющих ( $\text{sh}\psi_A, \text{sh}\psi_B, \text{sh}\psi_C$ ) в ряд Фурье. Коэффициентами ряда будут функции Бесселя различных порядков [3]. Расчет ведем по первой и третьей гармонике, поэтому учтем три члена ряда, т.е. постоянную составляющую, первую и третью гармоники, тогда согласно (4) – (7) получаем выражения для токов:

$$i_H = d + \frac{1}{3} (\text{cha} + \text{chb} + \text{chc}) [-2J_3(j\psi_m)] \sin(3t + \xi_3); \quad (11)$$

$$i_A = \text{sha} J_0(j\psi_m) - d + \text{cha} [-2J_1(j\psi_m)] \sin(t + \xi) = e + \text{cha} I_m \sin(t + \xi); \quad (12)$$

$$i_B = \text{shb} J_0(j\psi_m) - d + \text{chb} [-2J_1(j\psi_m)] \sin(t + \xi - 120^\circ) = \\ = f + \text{chb} I_m \sin(t + \xi - 120^\circ); \quad (13)$$

$$i_C = \text{shc} J_0(j\psi_m) - d + \text{chc} [-2J_1(j\psi_m)] \sin(t + \xi + 120^\circ) = \\ = g + \text{chc} I_m \sin(t + \xi + 120^\circ), \quad (14)$$

где  $d = \frac{1}{3} J_0(j\psi_m) (\text{sha} + \text{shb} + \text{shc})$  – свободная составляющая тока нагрузки.

После подстановки в (1) выражений (8), (11), (12) приравняем коэффициенты при одинаковых аргументах и свободные члены. Тогда (1) будет тождественно трем уравнениям, которые позволяют получить расчетные соотношения для амплитуд первых гармоник потокосцепления  $\psi_m$ , тока  $I_m$ , начальной фазы  $\xi$  в установившемся режиме

$$\psi_m = \sqrt{U_m^2 - r^2 I_m^2}; \quad I_m = -2J_1(j\psi_m); \quad \text{tg}\xi = \frac{-\psi_m \cos\alpha - r I_m \sin\alpha}{\psi_m \sin\alpha + r I_m \cos\alpha} \quad (15)$$

и свободную составляющую потокосцепления фазы А

$$a = -\frac{r}{p} e - \frac{1}{3} \frac{r_H}{p} d. \quad (16)$$

Используя уравнения (2) и (3), аналогично находим выражения для свободных составляющих потокосцепления в фазах В и С:



$$b = -\frac{r}{p} f - \frac{1}{3} \frac{r_H}{p} d; \quad (17)$$

$$c = -\frac{r}{p} g - \frac{1}{3} \frac{r_H}{p} d. \quad (18)$$

На основании (11) – (18) строим направленный граф (рис. 2), которым определяется порядок расчета свободных составляющих переходного процесса. Значения  $a_0$ ,  $b_0$ ,  $c_0$  находим из начальных условий,  $t = 0$ :

$$\psi_A = 0 = a_0 + \psi_m \sin \xi; \quad a_0 = -\psi_m \sin \xi;$$

$$\psi_B = 0 = b_0 + \psi_m \sin(\xi - 120^\circ); \quad b_0 = -\psi_m \sin(\xi - 120^\circ);$$

$$\psi_C = 0 = c_0 + \psi_m \sin(\xi + 120^\circ); \quad c_0 = -\psi_m \sin(\xi + 120^\circ).$$

Весь переходный процесс разбиваем на ряд интервалов и определяем значения переменных на каждом интервале. Так, порядок расчета в первом приближении на  $k$ -м интервале:

$$a_k = a_{k-1}''' - \frac{1}{2} r (e_{k-1}''' + e_{k-1}''') \Delta t - \frac{1}{6} r_H (d_{k-1}''' + d_{k-1}''') \Delta t;$$

$$b_k = b_{k-1}''' - \frac{1}{2} r (f_{k-1}''' + f_{k-1}''') \Delta t - \frac{1}{6} r_H (d_{k-1}''' + d_{k-1}''') \Delta t;$$

$$c_k = c_{k-1}''' - \frac{1}{2} r (g_{k-1}''' + g_{k-1}''') \Delta t - \frac{1}{6} r_H (d_{k-1}''' + d_{k-1}''') \Delta t;$$

$$e_k = \text{sha}_k J_0(j \psi_m) - d_{k-1}''';$$

$$f_k = \text{shb}_k J_0(j \psi_m) - d_{k-1}''';$$

$$g_k = \text{shc}_k J_0(j \psi_m) - d_{k-1}''';$$

$$d_k = \frac{1}{3} J_0(j \psi_m) (\text{sha}_k + \text{shb}_k + \text{shc}_k).$$

Полученные результаты уточняем в процессе итераций. Итерационные циклы строятся согласно контурам обратной связи графа:

$$a_k^I = a_{k-1}''' - \frac{1}{2} r (e_{k-1}''' + e_k) \Delta t - \frac{1}{6} r_H (d_{k-1}''' + d_k) \Delta t;$$

$$b_k^I = b_{k-1}''' - \frac{1}{2} r (f_{k-1}''' + f_k) \Delta t - \frac{1}{6} r_H (d_{k-1}''' + d_k) \Delta t;$$

$$c_k^I = c_{k-1}''' - \frac{1}{2} r (g_{k-1}''' + g_k) \Delta t - \frac{1}{6} r_H (d_{k-1}''' + d_k) \Delta t;$$

$$e'_k = \text{sh} a'_k J_0(j\psi_m) - d_k;$$

$$f'_k = \text{sh} b'_k J_0(j\psi_m) - d_k;$$

$$g'_k = \text{sh} c'_k J_0(j\psi_m) - d_k;$$

$$d'_k = \frac{1}{3} J_0(j\psi_m) (\text{sh} a'_k + \text{sh} b'_k + \text{sh} c'_k) \text{ и т.д.}$$

По предложенной методике рассчитаны огибающие переходных процессов утроителя в режиме активной нагрузки  $r_H = 20 \text{ Ом}$ ;  $U_m = 30 \text{ В}$ ;  $\xi = \alpha - \varphi = -90^\circ$ , параметры утроителя в [4]. На рис. 3 приведены осциллограмма переходного процесса и огибающие (штриховые линии), для построения которых выполнены расчеты лишь на четырех интервалах.

#### Л и т е р а т у р а

1. О р е О. Теория графов. — М., 1968. 2. Б а м д а с А.М., К у л и н и ч В.А., Ш а п и р о С.В. Статические электромагнитные преобразователи частоты и числа фаз. — М. — Л., 1961. 3. Б е с с о н о в Л.А. Нелинейные электрические цепи. — М., 1975. 4. Б л а д ы к о В.М., Р о з у м Т.Т. Применение направленных графов при расчете переходного процесса в утроителе частоты. — Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1970, № 1.

УДК 62-82:621.333.3

О.П.Ильин, В.П.Беляев,  
Ю.Н.Петренко, П.П.Примшиц

### ПОВЫШЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ ТОЧНОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ МОМЕНТА НАГРУЗКИ НА ВАЛУ РАБОЧЕГО ОРГАНА

Большинство разработанных в настоящее время систем адаптивного управления станками функционируют на основе информации о силовых характеристиках режимов резания, получаемых в процессе обработки [1]. Устройства, позволяющие получить указанную информацию, как правило, конструктивно сложны, сложны в установке их на объекте измерения и обладают искажением величины выходного сигнала от остаточных механических напряжений [2]. В практике решения задач адаптивного управления нашли распространение косвенные методы определения момента на валу рабочего органа (момента резания). При всех достоинствах эти методы зачастую не учитывают упругость кинематической цепи, связывающей вал двигателя с валом рабочего органа, особенно в установках с разветвленной кинематикой. Это приводит к большим погрешностям измерений в динамических ре-

жимах. Структурная схема системы измерения статического момента нагрузки на валу рабочего органа с учетом упругих связей для электропривода постоянного тока представлена на рис. 1.

Определим связь между статическим моментом нагрузки электродвигателя (ЭД)  $M_c$  и статическим моментом  $M_z$  на валу рабочего органа:

$$-(M_c - M_z) \frac{1}{J_1 p} + \omega_{дв} \left( \frac{C_{12}}{p} + \beta_{12} \right) = M_c; \quad (1)$$

$$\omega_{дв} = \frac{-M_c r_o (T_p + 1)}{J_2 r_o p^2 + J_2 r_o p + \gamma \beta \kappa_M + c_e \kappa_M}, \quad (2)$$

где  $\beta$  – коэффициент усиления преобразователя;  $\gamma$  – коэффициент обратной связи;  $\kappa_M$  – коэффициент пропорциональности, связывающий ток двигателя и его момент  $\kappa_M = M_H / I_H$ ;  $r_o$  – сопротивление якорной цепи;  $T$  – электромагнитная постоянная величина ЭД;  $J_2$  – момент инерции ЭД;  $c_e$  – коэффициент пропорциональности между угловой частотой вращения ЭД  $\omega_{дв}$  и его ЭДС;  $a$  – постоянная времени реального дифференцирующего звена;  $C_{12}$  – приведенная к валу ЭД жесткость кинематики;  $\beta_{12}$  – коэффициент, характеризующий рассеяния энергии;  $J_1$  – приведенный к валу ЭД момент инерции механизма;  $p$  – оператор Лапласа.

Подставим выражение для  $\omega_{дв}$  из (2) в уравнение (1) получим

$$\frac{M_c}{M_z} = \frac{\sum_{i=0}^3 A_i p^i}{4 \sum_{j=0}^4 B_j p^j}, \quad (3)$$

где  $\sum_{i=0}^3 A_i p^i = (C_{12} + \beta_{12} p) (J_2 r_o T_p^2 + J_2 r_o p + \gamma \beta \kappa_M + c_e \kappa_M)$ ; ;  $\sum_{j=0}^4 B_j p^j = (C_{12} + \beta_{12} p) ((J_2 r_o T + J_1 r_o T) p^2 + (J_2 r_o + J_1 r_o) p + \gamma \beta \kappa_M + c_e \kappa_M) + J_1 p^2 (J_2 r_o T p^2 + J_2 r_o p + \gamma \beta \kappa_M + c_e \kappa_M)$ .

Анализ выражения (3) показывает, что связь между статическими моментами на валу ЭД и рабочего органа носит сложный характер, а измеренное значение момента на валу рабочего органа определяется как параметрами электропривода, так и параметрами кинематики. Кроме того, если использовать принцип измерения момента нагрузки ЭД, предложенной в [3], то имеем

$$\frac{M_{сн}}{M_c} = \frac{1}{ap+1}. \quad (4)$$

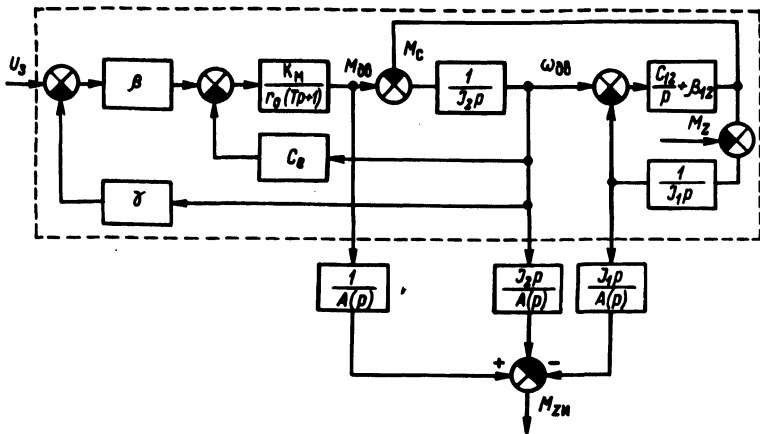


Рис. 1. Структурная схема измерения статистического момента на валу рабочего органа с датчиком частоты вращения рабочего органа.

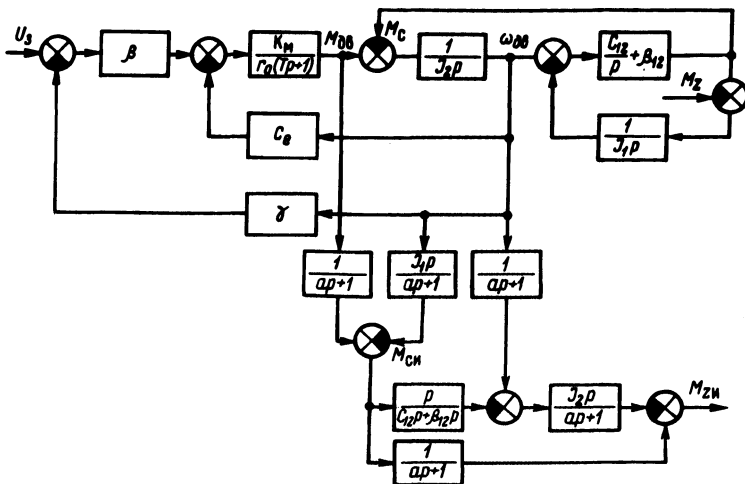


Рис. 2. Структурная схема системы измерения статистического момента на валу рабочего органа.

Тогда

$$\frac{M_{\text{си}}}{M_z} = \frac{\sum_{i=0}^3 A_i p^i}{(ap + 1) \sum_{j=0}^4 B_j p^j}, \quad (5)$$

где  $M_{\text{си}}$  – измеренное значение момента нагрузки на валу ЭД.

В этом случае передаточная функция датчика момента резания имеет, как минимум, пятый порядок, что в замкнутой системе стабилизации момента резания приводит к значительным трудностям, связанным с синтезом такой системы в динамических режимах.

Однако введение необходимых динамических звеньев в канал измерения позволяет получить качественный процесс измерения, не зависящий от параметров связей и системы электропривода. Структурная схема такого устройства приведена на рис. 1. Сущность предложения состоит в том, что в каналы измерения частоты вращения выходного вала рабочего органа, частоты вращения ЭД и измерения электромагнитного момента вводятся динамические звенья, причем знаменатели передаточных функций этих звеньев равны между собой.

Действительно, для имеющейся структуры с учетом упругих связей можно записать выражение для определения  $M_z$

$$M_z = M_c - J_1 p \omega_1 = M_{\text{дв}} - J_2 p \omega_{\text{дв}} - J_1 p \omega_1. \quad (6)$$

Разделив при измерении всех составных параметров правой части (6) на одно и то же выражение  $A(p)$ , получим

$$M_{\text{зи}} = M_{\text{дв}} \frac{1}{A(p)} - \omega_{\text{дв}} \frac{J_2 p}{A(p)} - \omega_1 \frac{J_1 p}{A(p)} \quad (7)$$

или

$$M_{\text{зи}} = M_z \frac{1}{A(p)}. \quad (8)$$

Отсюда видно, что величина измеренного момента  $M_{\text{зи}}$  и для предлагаемой структуры привода в динамических режимах не зависит от параметров упругих связей и параметров системы электропривода.

Выбор знаменателя  $A(p)$  передаточных функций определяется техническими задачами управления. Для получения максимального быстродействия с перерегулированием измеряемой величины менее 5% передаточные функции вводимых звеньев должны иметь знаменатели равные

$$A(p) = 0,5 T_0^2 p^2 + T_0 p + 1,$$

где  $T_0$  – постоянная времени динамического звена, величина которой выбирается исходя из требуемой помехозащищенности системы. Это, как извест-

но, соответствует техническому оптимуму [4]. С целью получения максимального быстродействия системы измерения без перерегулирования знаменатели передаточных функций следует выбрать равными

$$A(p) = T_0^2 p^2 + 2T_0 p + 1,$$

что соответствует линейному оптимуму системы.

Недостатком данного способа является наличие датчика частоты вращения вала рабочего органа. На рис. 2 представлена структурная схема измерения  $M_z$ , позволяющая избежать указанного недостатка, из которого следует

$$\frac{M_{zi}}{M_z} = \frac{1}{(ap + 1)^2} \quad (7)$$

Предлагаемые системы измерения статического момента на валу рабочего органа просты в реализации, позволяют повысить точность измерения в динамических режимах за счет инвариантности канала измерения к параметрам кинематической цепи и электропривода. Могут быть использованы при построении адаптивных систем управления металлорежущими станками.

#### Л и т е р а т у р а

1. Михайлов О.П., Цейтлин Л.Н. Измерительные устройства в системах адаптивного управления станками. — М., 1977. 2. Адаптивное управление металлорежущими станками/ Под общ.ред. Т.В.Бронштейна. — М., 1973. 3. Измерение момента нагрузки электродвигателей/ П.П.Примшиц, О.П.Ильин, Ю.Н.Петренко, В.П.Беляев. — В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Мн., 1979, вып. 4. 4. Фрер Ф., Ортенбургер Ф. Введение в электронную технику регулирования. — М., 1973.

УДК 658.26:621.3

А.Г.Ус, В.Л.Прусс, Л.В.Ничипорович

#### УПРОЩЕННЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА НАДЕЖНОСТИ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИЕМНИКОВ ПРОМПРЕДПРИЯТИЙ

Электрические сети современных крупных промпредприятий отличаются сложной конфигурацией, что обуславливает сложность строгих и точных методов расчета надежности электроснабжения питающихся по ним потребителей [1,2].

Поэтому значительный интерес представляют упрощенные методы расчета надежности, позволяющие получить оценки показателей надежности, достаточные для использования в различных инженерных расчетах проектного

и эксплуатационного характера. Рассмотрим такой метод, основанный на представлении времени "жизни" каждого элемента системы электроснабжения (трансформатора, токопровода, кабельной или воздушной линии, коммутационного аппарата и т.п.), в течение  $T$  ( $T = 8760$  ч) в виде

$$T = T_p + T_o + T_1 + T_2, \quad (1)$$

где  $T_p$ ,  $T_o$ ,  $T_1$ ,  $T_2$  — время нахождения элемента соответственно в состоянии нормального функционирования, в холодном резерве, на планово-профилактическом обслуживании (испытания, ремонт) и в аварийном ремонте.

Кроме рассмотренных в (1) величин, исходными данными для расчета являются также параметры потоков отказов элементов. Определенный по статистическим данным параметр потока отказов каждого элемента ( $\omega$ ) должен быть скорректирован с учетом времени нахождения элемента в работе ( $T_p$ )

$$\omega_{\text{пр}} = \frac{T_p}{T} \omega, \quad (2)$$

где  $\omega_{\text{пр}}$  — приведенный параметр потока отказов на единицу оборудования данного вида в год.

Для кабельных, воздушных линий и токопроводов за единицу принимается 1 км, поэтому

$$\omega' = \omega_{\text{пр}} \cdot l, \quad (3)$$

где  $\omega'$  — приведенный параметр потока отказов;  $l$  — длина линии, км.

Для трансформаторов, выключателей и т.п.

$$\omega' = \omega_{\text{пр}}. \quad (4)$$

Обозначим через  $\tau$  среднегодовую длительность перерыва питания электроприемника, обусловленную неготовностью к нормальной работе данного элемента, входящего в состав системы электроснабжения этого приемника. Тогда, если этот элемент не резервирован, то

$$\tau = T_1 + T_2. \quad (5)$$

При наличии резерва возможны следующие режимы.

1. Резерв готов принять нагрузку нормально работающего элемента в момент выхода его из строя (параллельная работа основного и резервного элемента) или после соответствующих коммутационных операций, выполняемых вручную или автоматикой.

В этом случае время восстановления электроснабжения ( $t_1$ ) равно нулю – при параллельной работе, несколькими секундами при АВР и от нескольких минут до десятков минут при ручных переключениях.

2. Резервный элемент находится в планово-предупредительном ремонте (ППР). При отказе основного элемента ППР резервного прерывается либо завершается и этот элемент вводится в работу. В этом случае время восстановления электроснабжения ( $t_2$ ) обычно колеблется от десятков минут до нескольких часов.

3. В момент выхода основного элемента из строя резервный находится в аварийном ремонте. При этом длительный перерыв электроснабжения неизбежен. Время восстановления питания  $t_3$  может быть от нескольких часов до нескольких суток.

4. Резервный элемент отключен (холодный резерв). В этом случае время восстановления электроснабжения ( $t_4$ ) чаще всего близко по величине к времени  $t_1$ .

Среднегодовая длительность перерыва электроснабжения, вызываемая отказом, имеющего резерв, для режимов 1...4 определится по формуле

$$\tau_1 = \omega' \frac{T - T'_1 - T'_2 - T'_0}{T} t_1 \quad \text{, (режим 1),} \quad (6)$$

где  $T'_1, T'_2, T'_0$  – те же времена, что и  $T_1, T_2, T_0$ , но относящиеся к резервному элементу;

$$\tau_2 = \omega' \frac{T'_1}{T} t_2 \quad \text{(режим 2);} \quad (7)$$

$$\tau_3 = \omega' \frac{T'_2}{T} t_3 \quad \text{(режим 3);} \quad (8)$$

$$\tau_4 = \omega' \frac{T'_0}{T} t_4 \quad \text{(режим 4).} \quad (9)$$

Суммарная длительность перерыва электроснабжения с учетом всех рассмотренных режимов составляет

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4. \quad (10)$$

Как показывает практика, одновременный отказ основного и резервного элементов – событие крайне редкое. Поэтому можно не учитывать режим 3. Тогда

$$\tau = \omega' \left( \frac{T - T'_1 - T'_0}{T} \right) t_1 + \omega' \frac{T'_1}{T} t_2 + \omega' \frac{T'_0}{T} t_4. \quad (11)$$



При  $t_1 = t_4$

$$\tau = \omega' \left[ \left( \frac{T - T'_1}{T} \right) t_1 + \frac{T'_1}{T} t_2 \right]. \quad (12)$$

При параллельной работе основного и резервного элементов ( $t_1=0$ ) и не учете наложения во времени двух отказов (при  $t_1 = t_4$ )

$$\tau = \omega' \frac{T'_1}{T} t_2. \quad (13)$$

Если  $T'_1 \ll T$  и  $t_2 = t_1$ , то

$$\tau \approx \omega' t_1. \quad (14)$$

Изложенный метод позволяет легко определить надежность электроснабжения любого электроприемника. Так, суммарная за год продолжительность перерывов питания электроприемника, питающего по цепи, состоящей из  $n$  элементов

$$\tau_{\text{эл}} = \sum_{i=1}^n \tau_i. \quad (15)$$

Рассмотрим пример расчета. На рис. 1 приведен фрагмент системы электроснабжения предприятия. Главная понизительная подстанция 110/10 кВ запитана по воздушной линии от районной подстанции.

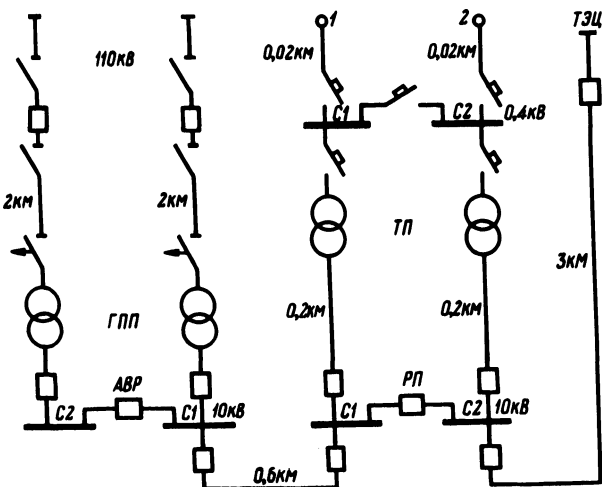


Рис. 1.

Распределение электроэнергии по предприятию осуществляется кабельными линиями, проложенными в траншеях. Время восстановления электропитания с помощью резервного оборудования, когда последнее готово к включению, примем: для распределительного устройства ГПП – 2 с (с учетом АВР); для распределительного пункта – 30 мин; для распределительного устройства 0,4 кВ ТП – 60 мин, когда на резервном оборудовании производится ППР – для напряжения 110 кВ – 180 мин; 10, 0,4 кВ – 60 мин.

Время нахождения в году в холодном резерве каждого из цеховых трансформаторов 2100 ч, силовые же трансформаторы ГПП работают непрерывно в году.

**Т а б л и ц а 1. Повреждаемость оборудования и неготовность его к включению**

Оборудование	Поток, отказов, 1/год	Неготовность оборудования, вызванная ППР ( $T_1$ ), ч/год
Выключатели 110 кВ	0,0248	35
Разъединители 110 кВ	0,0211	—
Отделители 110 кВ	0,0098	—
Силовые трансформаторы 110 кВ	0,0144	40
Воздушные линии электропередач 110 кВ	0,025	8
Комплектные распределительные устройства 110 кВ	0,0075	15
Кабельные линии 10 кВ в траншее	0,0847	3
Цеховой трансформатор 1000 кВА	0,0128	15
Автоматический выключатель 0,4 кВ	0,0470	—
Кабель 0,4 кВ	0,0200	—

**Т а б л и ц а 2. Длительность перерыва электропитания для узлов нагрузки**

Наименование узла	ГПП		РП		ТП		Приемник	
	$C_1$	$C_2$	$C_1$	$C_2$	$C_1$	$C_2$	1	2

Длительность перерыва электропитания, с/год

7,63 7,63 126,43 727 666,4 1276 1563,43 2167

Неготовность к включению нерезервируемого оборудования на 0,4 кВ, вызванная аварийным ремонтом, составляет 0,25 ч/год.

Необходимые статистические данные приведены в табл. 1.

Используя указанные данные, определим надежность питающих и распределительных сетей каждой секции распределительных устройств и приемников 1 и 2 (рис. 1).

1. С1, С2 ГПП. Определяется согласно (12), (15)

$$\tau_1 = (0,0248 + 2 \cdot 0,0211 + 2 \cdot 0,025 + 0,0098 + 0,0144 + 0,075) \times \\ \times \left( \frac{8760 - 40}{8760} \cdot 2 \right) + \frac{40}{8760} \cdot 180 \cdot 60 = 7,63 \frac{\text{с}}{\text{год}}.$$

2. С1, РП. Определяется на основании (14), (15)

$$\tau_2 = \tau_1 + \tau'_2; \tau'_2 = (2 \cdot 0,0075 + 0,6 \cdot 0,0847) \cdot 30 \cdot 60 = 118 \text{ с/год};$$

$$\tau_2 = 7,63 + 118,8 = 126,43 \text{ с/год}.$$

3. С1, ТП. На основании (2), (3), (4), (14), (15)

$$\tau_3 = \tau_2 + \tau'_3; \tau'_3 = \omega' t_1;$$

$$\omega' = (0,0075 + 0,2 \cdot 0,0847 + 0,0128 + 0,047) \cdot \frac{8760 - 2100}{8760} = 0,15 \frac{1}{\text{год}};$$

$$\tau'_3 = 0,15 \cdot 60 \cdot 60 = 540 \frac{\text{с}}{\text{год}}; \tau_3 = 126,43 + 540 = 666,43 \frac{\text{с}}{\text{год}}.$$

4. Приемник 1 (рис. 1)

$$\tau_4 = \tau_3 + \tau'_4 \text{ — определяется по (5)}$$

$$\tau'_4 = 0,25 = 900 \text{ с}; \tau_4 = 666,43 + 900 = 1563,43 \frac{\text{с}}{\text{год}}$$

Для остальных пунктов схемы расчета аналогичны. Результаты расчетов сведены в табл. 2.

#### Л и т е р а т у р а

1. Ф о к и н Ю.А., Ч а н Д и н ь Л о н г. Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электроснабжения. — Электричество, 1973, № 5.
2. Ф о к и н Ю.А., Ч а н Д и н ь Л о н г. Оценка надежности электроснабжения узлов нагрузки сложных схем. — Электричество, 1976, № 8.

## К ВОПРОСУ ОЦЕНКИ ПОГРЕШНОСТЕЙ ПРИ КОНТРОЛЕ НЕСИНУСОИДАЛЬНОСТИ НАПРЯЖЕНИЯ МЕТОДАМИ ЧИСЛЕННОГО ГАРМОНИЧЕСКОГО АНАЛИЗА

Несинусоидальность формы кривой напряжения согласно ГОСТ 13109–67 количественно оценивается коэффициентом гармоник ( $K_{\Gamma}$ ), который является одним из показателей качества электрической энергии и определяется выражением [1]

$$K_{\Gamma} = \frac{\sqrt{U_{\text{д}}^2 - U_{1\text{д}}^2}}{U_{1\text{д}}}, \quad (1)$$

где  $U_{\text{д}}$  – действующее значение контролируемого напряжения;  $U_{1\text{д}}$  – действующее значение напряжения первой гармоники.

В случае, если  $K_{\Gamma} \geq 5\%$ , то ГОСТ требует определения амплитуд отдельных гармоник [2]. Поэтому перед разработчиками устройств для контроля несинусоидальности кривой напряжения встает вопрос оценки погрешностей, с которыми возможно определение амплитуд отдельных гармоник.

Анализаторы несинусоидальности напряжения, основанные на применении индуктивно-емкостных фильтров, обладают весьма низкой точностью измерения, порядка  $\pm 6\%$  при измерении коэффициента гармоник  $K_{\Gamma}$  и  $\pm 20\%$  при измерении амплитуд отдельных гармоник [3]. Поэтому в настоящее время разработчики обратились к численным методам анализа кривой напряжения с применением вычислительных устройств, в которых реализуется один из следующих алгоритмов определения амплитуд гармоник (коэффициентов Фурье) [4]:

$$\left. \begin{aligned} A_0 &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=0}^{N-1} U\left(\frac{2\pi}{N} \cdot i\right); \\ A_k &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=0}^{N-1} U\left(\frac{2\pi}{N} \cdot i\right) \cos\left(\frac{2\pi}{N} \cdot k \cdot i\right); \\ B_k &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=0}^{N-1} U\left(\frac{2\pi}{N} \cdot i\right) \sin\left(\frac{2\pi}{N} \cdot k \cdot i\right), \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где  $k$  – номер гармоники;  $N$  – число равноотстоящих измерений мгновенных значений на периоде.

Если принять, что распределитель моментов измерения мгновенных значений напряжения работает точно, то в целях уменьшения объема вычислений

можно воспользоваться схемой группирования Рунге и тогда формулы (2) примут вид [5]:

$$\left. \begin{aligned}
 A_0 &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=1}^{N/4} S_i; \\
 A_\kappa &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=1}^{N/4} d_i \cdot \cos \left[ \kappa \left( \frac{2\pi}{N} \cdot i - \frac{\pi}{N} \right) \right], \kappa = 1, 3, 5, \dots \\
 A_\kappa &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=1}^{N/4} S_i \cdot \cos \left[ \kappa \left( \frac{2\pi}{N} \cdot i - \frac{\pi}{N} \right) \right], \kappa = 0, 2, 4, \dots \\
 B_\kappa &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=1}^{N/4} \sigma_i \cdot \sin \left[ \kappa \left( \frac{2\pi}{N} \cdot i - \frac{\pi}{N} \right) \right], \kappa = 1, 3, 5, \dots \\
 B_\kappa &\approx \frac{2}{N} \sum_{i=1}^{N/4} \delta_i \cdot \sin \left[ \kappa \left( \frac{2\pi}{N} \cdot i - \frac{2\pi}{N} \right) \right], \kappa = 0, 2, 4, \dots
 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где  $S_i, d_i, \sigma_i, \delta_i$  – массивы второго этапа группирования.

$$\left. \begin{aligned}
 S_i &= Y_i + Y \frac{N}{2} + 1 - i; \\
 d_i &= Y_i - Y \frac{N}{2} + 1 - i; \\
 \sigma_i &= V_i + V \frac{N}{2} + 1 - i; \\
 \delta_i &= V_i - V \frac{N}{2} + 1 - i,
 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где  $Y_i, V_i$  – массивы первого этапа группирования.

$$\left. \begin{aligned}
 Y_i &= U_i + U_{N+1-i}; \\
 V_i &= U_i - U_{N+1-i},
 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где  $U_i$  – мгновенное значение напряжения в точке измерения;  $U_{N+1-i}$  – мгновенное значение напряжения в равноотстоящей точке измерения от конца периода.

Непосредственно амплитуда  $k$ -й гармоники контролируемого напряжения определяется согласно [6]

$$U_{mk} = \sqrt{A_k^2 + B_k^2}, \quad (6)$$

а действующее значение

$$U_{dk} = \sqrt{\frac{A_k^2 + B_k^2}{2}}. \quad (7)$$

Для оценки погрешности определения амплитуд гармоник по указанным алгоритмам были подвергнуты численному гармоническому анализу кусочно-линейные функции, приведенные на рис. 1, для которых известны точные значения коэффициентов Фурье, а следовательно, и значения амплитуд гармоник.

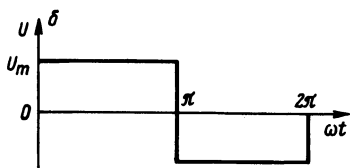
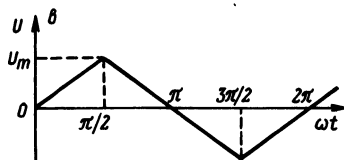
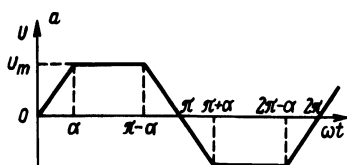


Рис. 1. Кусочно-линейные функции, подвергаемые гармоническому анализу:

а — кривая трапецидальной формы;  
 б — кривая прямоугольной формы, получаемая при  $\alpha=0$ ;  
 в — кривая треугольной формы, получаемая при  $\alpha = \pi/2$ .

Разложения в ряд Фурье указанных кривых имеют вид [7] для кривых, приведенных на рис. 1, а, б, в, соответственно

$$U(\omega t) = \frac{4U_m}{\pi\alpha} \left[ \sin \alpha \cdot \sin \omega t + \frac{1}{9} \sin 3\alpha \cdot \sin 3\omega t + \dots \right];$$

$$U(\omega t) = \frac{4U_m}{\pi} \left[ \sin \omega t + \frac{1}{3} \sin 3\omega t + \frac{1}{5} \sin 5\omega t + \dots \right]; \quad (8)$$

$$U(\omega t) = \frac{8U_m}{\pi^2} \left[ \sin \omega t - \frac{1}{9} \sin 3\omega t + \frac{1}{25} \sin 5\omega t - \dots \right].$$

Поскольку исследуемые кривые обладают двойной симметрией, то, как известно, для них существуют только нечетные коэффициенты Фурье [6]. Сле-

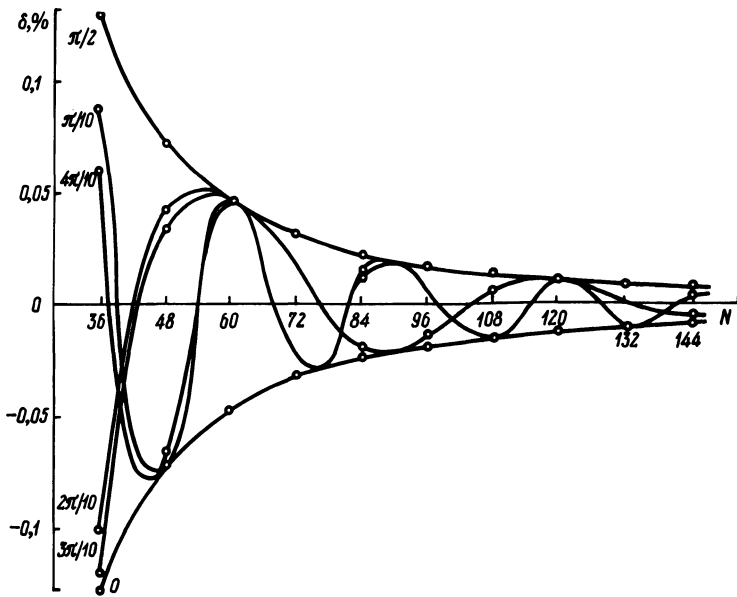


Рис. 2. Зависимости относительных погрешностей определения амплитуды первой гармоники измерений на периоде  $N$  для углов  $\alpha = 0; \pi/10; 2\pi/10; 3\pi/10; 4\pi/10$  и  $\pi/2$ .

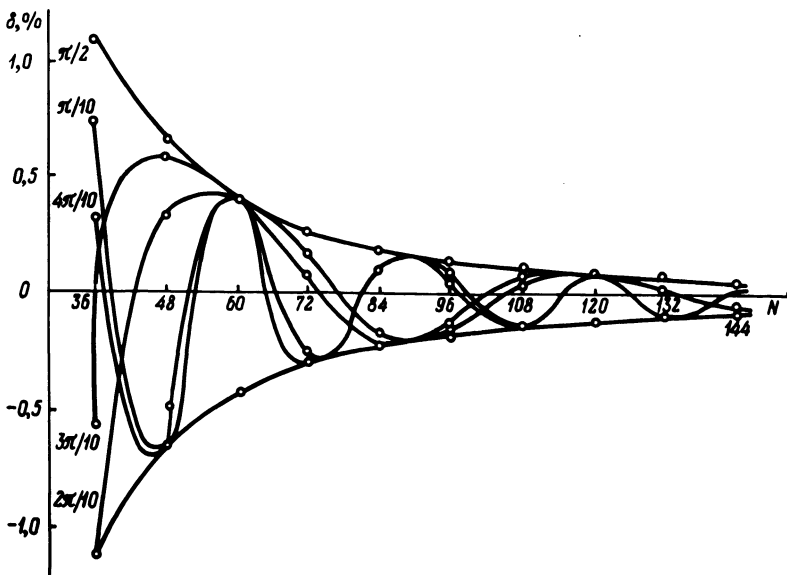


Рис. 3. Зависимости относительных погрешностей определения амплитуды третьей гармоники от числа измерений на периоде  $N$  для углов  $\alpha = 0; \pi/10; 2\pi/10; 3\pi/10; 4\pi/10$  и  $\pi/2$ .

довательно, приближенные значения амплитуд гармоник будут определяться из выражений (3), а точные — из разложений (8). Относительные погрешности вычисления амплитуд гармоник могут быть определены по типовой формуле

$$\delta = \frac{Q_T - Q_{II}}{Q_T} \cdot 100\%, \quad (9)$$

где  $Q_T$  — точное значение амплитуды гармоники напряжения;  $Q_{II}$  — приближенное значение амплитуды гармоники напряжения.

С помощью ЭВМ "Мир-2" были проведены вычисления для кривых трапециевидальной формы с углом  $\alpha = 0; \pi/10; 2\pi/10; 3\pi/10; 4\pi/10$  и  $\pi/2$ , куда входят и крайние случаи, кривая прямоугольной формы при  $\alpha = 0$  и кривая треугольной формы при  $\alpha = \pi/2$ .

По результатам вычислений построены графические зависимости относительных погрешностей от числа мгновенных значений напряжений на периоде. Зависимости для 1-, 3- и 5-й гармоник приведены на рисунках 2,3 и 4 соответственно.

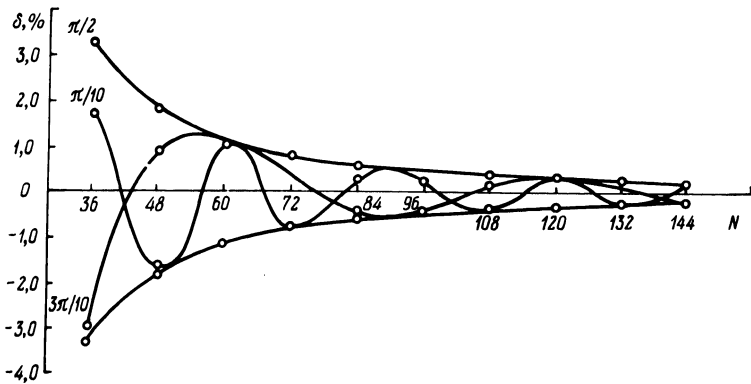


Рис. 4. Зависимости относительных погрешностей определения амплитуды пятой гармоники от числа измерений на периоде  $N$  для углов  $\alpha = 0; \pi/10; 2\pi/10; 3\pi/10; 4\pi/10$  и  $\pi/2$ .

Как видно из полученных зависимостей, погрешности определения гармоник при изменении  $N$  для трапециевидальных кривых изменяются по затухающему гармоническому закону и ограничены кривыми, полученными для крайних случаев, т.е. для кривых прямоугольной и треугольной формы. Следовательно, полученные зависимости относительных погрешностей от числа измерений на периоде  $N$  для последних кривых можно использовать как критерий при выборе количества измерений на периоде для достижения заданной точности определения амплитуды соответствующей гармоники.

Из сравнения приведенных зависимостей для различных гармоник видно, что с увеличением номера гармоники увеличивается и погрешность ее



определения. Следовательно, для увеличения точности определения более высоких гармоник необходимо увеличивать число дискретных замеров мгновенных значений напряжения на периоде.

Так как точность определения коэффициента гармоник  $K_G$  по выражению (1) определяется точностью вычисления действующего значения контролируемого напряжения  $U_D$  и точностью определения величины первой гармоники  $U_{1D}$ , то при определении  $K_G$  с достаточной точностью можно выбирать число измерений на периоде  $N$  сравнительно небольшим (36...60). При необходимости определения амплитуд высших гармоник следует увеличить указанное число измерений до 120...144.

Таким образом, в анализаторах несинусоидальности напряжения, основанных на численном гармоническом анализе по дискретным измерениям мгновенных значений напряжений, целесообразно предусмотреть несколько или как минимум два режима работы. Один из них с относительно небольшим числом замеров для определения коэффициента гармоник, и другой — с числом замеров в 2...4 раза больше для определения амплитуд отдельных высших порядков. Кроме того, подобное устройство удобно тем, что по полученным дискретным замерам мгновенных значений контролируемого напряжения могут быть определены все показатели качества электрической энергии, регламентируемые ГОСТ 13109—67.

Полученные зависимости относительных погрешностей можно распространять на искажения кривой напряжения типа усечения и заострение синусоиды, довольно часто встречающиеся в практике.

В соответствии с изложенным можно сделать следующие выводы:

- при определении коэффициента гармоник  $K_G$  по выражению (1) с заданной точностью 0,1% число замеров  $N$  на периоде выбирают в пределах 36...60 исходя из точности вычисления действующего значения, контролируемого напряжения и точности определения первой гармоники напряжения;
- в случае вычисления амплитуд высших гармоник до 13-й включительно в соответствии с ГОСТ 13109—67 при требуемой точности 2% необходимо увеличить число замеров на периоде до 120...144.

#### Л и т е р а т у р а

1. Измеритель коэффициента гармоник. А.с. 564606 (СССР) / А.Е.Левченко, А.Н.Морозевич, В.С.Никифорова, Б.М.Михайлов. — Бюл. изобрет., 1977, № 25.
2. ГОСТ 13109—67. Нормы качества электрической энергии у ее приемников, присоединенных к электрическим сетям общего назначения. — М., 1974.
3. Временные методические указания по контролю качества напряжения в электрических сетях общего назначения. — М., 1975.
4. К р ы л о в В.И., К р у г л и к о в а Л.Г. Справочная книга по численному гармоническому анализу. — Минск, 1968.
5. С е р е б р я н н и к о в М.Г. Гармонический анализ. — М.—Л., 1948.
6. Б е с с о н о в Л.А. Теоретические основы электротехники. — М., 1973.
7. Электротехнический справочник. — М., 1974.

### ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕМПИРУЮЩЕЙ ЦЕПИ ТИРИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ВЫСОКОЙ ЧАСТОТЫ

В настоящее время в преобразователях высокой частоты для электротермии широко используются силовые тиристоры и диоды. Вследствие высокой чувствительности их к перенапряжениям необходимо предусматривать специальные меры защиты, состоящие в основном из последовательно включенных диода и конденсатора [1,3]. С целью разряда конденсатора подключается резистор. Введение в силовую схему инвертора дополнительных цепей ведет к снижению КПД за счет потерь в демпфирующих элементах. Эти потери зависят от параметров силовой и демпфирующей цепей и могут достигать значительной величины. Следовательно, для увеличения КПД преобразователей без снижения их надежности важно правильно рассчитать параметры элементов демпфирующих цепей.

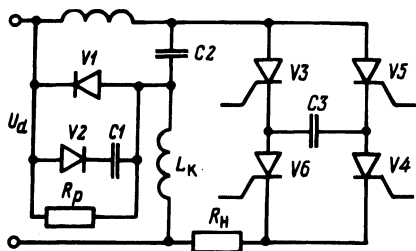


Рис. 1. Принципиальная схема инвертора.

В данной работе рассматривается методика расчета параметров этих элементов для тиристорного инвертора со стабилизацией внутренних токов и напряжений, схема которого представлена на рис. 1 и описана в [2]. Следует отметить, что главной причиной коммутационных перенапряжений в рассматриваемой схеме является обрыв обратного тока диодом V1 в момент восстановления им запирающих свойств в обратном направлении.

Величина энергии  $W_L$ , запасаемой в индуктивности  $L_K$  от протекания обратного тока, согласно [3] равна

$$W_L = \frac{U_d^2 t_{BO}^2}{2L_K}, \quad (1)$$

где  $U_d$  - напряжение источника питания;  $t_{BO}$  - время восстановления диодом запирающих свойств в обратном направлении;  $L_K$  - индуктивность коммутирующего дросселя. В преобразователе, работающем с частотой  $f$ , мощность  $P_1$  потерь в демпфирующих элементах от обрыва обратного тока диода составляет

$$P_1 = f \frac{U_d^2 t_{BO}^2}{2L_K} \quad (2)$$

В низкочастотных преобразователях вся эта мощность выделяется в разрядном резисторе  $R_p$  (рис. 1). С увеличением частоты инвертирования возрастают потери в демпфирующем конденсаторе  $C1$ .

Для выбора параметров демпфирующей цепи  $V2, C1, R_p$  определим сначала величину изменения напряжения на конденсаторе  $C1$  при получении импульса энергии  $W_L$ . Приравнявая значение энергии, запасаемой в  $L_K$  и получаемой конденсатором  $C1$ , получаем

$$\Delta U = \sqrt{U_0^2 + \frac{U_d^2 t_{BO}^2}{CL_K}} - U_0, \quad (3)$$

где  $\Delta U$  — величина изменения напряжения на конденсаторе  $C1$ ;  $U_0$  — начальное напряжение на конденсаторе  $C1$ ;  $C$  — величина емкости конденсатора  $C1$ .

Запасенная в конденсаторе  $C1$  энергия рассеивается при аperiодическом разряде через резистор  $R_p$ . Для такого разряда можно записать

$$u(t) = Ue^{-\frac{t}{\tau}}$$

Полагая, что  $u(t_1) = U_0$  и  $U = U_0 + \Delta U$ , можно записать следующую систему:

$$\begin{cases} U_0 = (U_0 + \Delta U) e^{-\frac{t_1}{\tau}}; \\ \Delta U = \sqrt{U_0^2 + \frac{U_d^2 t_{BO}^2}{CL_K}} - U_0, \end{cases} \quad (4)$$

где  $\tau = RC$ ;  $R$  — величина сопротивления разрядного резистора  $R_p$ ;  $t_1 \approx \frac{1}{f}$ .

Решая систему (4), имеем

$$U_0 = \sqrt{\frac{U_d^2 t_{BO}^2}{2t_1}}; \quad (5)$$

$$L_K C (e^{-\frac{1}{\tau}} - 1)$$

$$\Delta U = \sqrt{\frac{U_d^2 t_{BO}^2}{2t_1} + \frac{U_d^2 t_{BO}^2}{CL_K}} - \sqrt{\frac{U_d^2 t_{BO}^2}{2t_1}}. \quad (6)$$

$$L_K C (e^{-\frac{1}{\tau}} - 1)$$

Уравнения (5) и (6) позволяют определить величину максимального напряжения  $U_{\max}$ , до которого будет заряжаться конденсатор при работе установившейся в установившемся режиме, что необходимо для выбора номинального напряжения конденсатора,  $U_{\max} = U_0 + \Delta U$ . Задаваясь величинами  $U_0$ ,  $\Delta U$  и используя уравнения (5) – (6), можно определить величины  $R$  и  $C$  для конкретного преобразователя.

Для инвертора, выполненного по схеме рис. 1, рекомендуется брать  $U_0 \geq 4U_d$ . Из принципа работы схемы следует, что на коммутирующем дросселе при включении тиристорov  $V3, V4$  или  $V5, V6$  возникает напряжение величиной  $3U_d$  с полярностью, указанной на рис. 1. Это напряжение, суммируясь с напряжением источника  $U_d$ , прикладывается к диоду  $V1$  в обратном направлении и осуществляет заряд конденсатора  $C1$  до величины  $4U_d$  даже при отсутствии коммутационных перенапряжений. Таким образом, при наличии коммутационных перенапряжений и глубоком разряде конденсатора  $C1$ , когда  $U_0 < 4U_d$ , последний дважды за период выходной частоты инвертора получает энергию из силовой схемы. Увеличение частоты приводит к возрастанию потерь в конденсаторе  $C1$  и резисторе  $R_p$ . При увеличении  $U_0$  до  $4U_d$  и выше устраняется дополнительный заряд конденсатора  $C1$ , одновременно с этим снижается величина переменной составляющей на нем, что следует из уравнения (6).

Приняв величину  $U_0 = \kappa U_d$  ( $\kappa \geq 4$ ), из уравнения (5) можно определить постоянную разряда  $\tau$

$$\tau = \frac{2t_1}{\ln\left(1 + \frac{t_{BO}^2}{\kappa^2 L_K C}\right)} \cdot \quad (5)$$

Согласно (6) – (7) и выражению  $U_{\max} = U_0 + \Delta U$  можно записать величину амплитуды напряжения на демпфирующем конденсаторе  $C1$

$$U_{\max} = \sqrt{\frac{U_d^2 t_{BO}^2}{\ln\left(1 + \frac{t_{BO}^2}{\kappa^2 L_K C}\right)} + \frac{U_d^2 t_{BO}^2}{CL_K}} \cdot L_K C [e^{-1}] \quad (8)$$

Для тиристорных преобразователей частоты, питание которых осуществляется через мостовой выпрямитель от трехфазной сети 380 В и в которых используются распространенные диоды В4, были рассчитаны семейства зависимостей  $U_{\max} = \varphi(L_K)$  и  $\tau = f(L_K)$ . На рис. 2 представлены зависимости

$U_{\max} = \varphi(L_K)$  для частоты 10 кГц и емкости конденсатора С1: 1 – 0,1 мкФ; 2 – 0,25 мкФ; 3 – 0,5 мкФ. На рис. 3 изображены зависимости  $\tau = f(L_K)$  для частоты 10 кГц и емкости конденсатора С1: 1 – 0,1 мкФ; 2 – 0,25 мкФ; 3 – 0,5 мкФ.

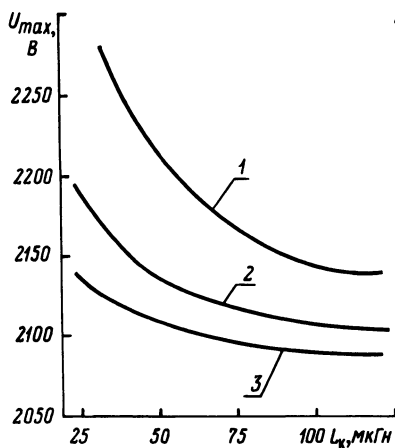


Рис. 2. Зависимости  $U_{\max} = \varphi(L_K)$  для  $f = 10$  кГц.

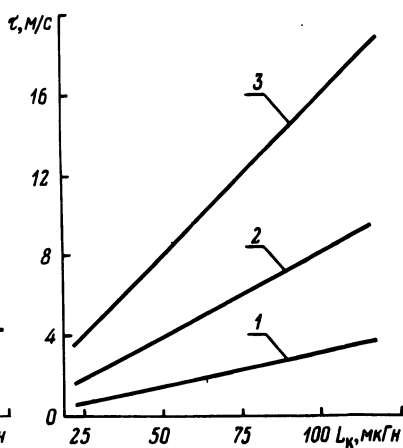


Рис. 3. Зависимости  $\tau = f(L_K)$  для  $f = 10$  кГц.

Имея семейства зависимостей  $U_{\max} = \varphi(L_K)$  и  $\tau = f(L_K)$ , можно, задавая приемлемым значением  $U_{\max}$  для конкретного преобразователя, определить величину емкости конденсатора С1 и величину сопротивления резистора  $R_p$ . Мощность последнего определяется из выражения (2).

#### Л и т е р а т у р а

1. Л а б у н ц о в В.А., Т у г о в Н.М. Динамические режимы эксплуатации мощных тиристоров. — М., 1977. 2. Последовательный тиристорный инвертор. А.с.547019 (СССР) / С.М.Кашельсон, Ю.М.Зинин, А.В.Иванов и др. — Бюл.изобрет., 1977, № 6. 3. М а г е т т о Г. Тиристор в электротехнике. — М., 1977.

## ЭЛЕКТРОПРИВОД С ПАРАМЕТРИЧЕСКИМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ СПЕЦИАЛЬНОГО КОРОТКОЗАМКНУТОГО АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

Одним из наиболее простых и надежных способов регулирования частоты вращения асинхронных электродвигателей является параметрическое регулирование, при котором в качестве регулятора частоты вращения электродвигателя может быть использован ведомый сетью тиристорный фазоуправляемый преобразователь напряжения [1].

К существенным преимуществам такого рода преобразователей по сравнению, например, с широко применяемыми в промышленности преобразователями частоты можно отнести:

- 1) отсутствие контуров сквозного короткого замыкания, которые могут иметь место у преобразователей частоты при срыве коммутации вентилей;
- 2) наличие облегченной естественной коммутации вентилей непосредственно сетью;
- 3) относительно небольшие весогабаритные характеристики преобразователя, которые могут не превышать весогабаритных характеристик электродвигателя.

Если сравнивать тиристорный преобразователь частоты и асинхронный электродвигатель с короткозамкнутым ротором соответствующей мощности, то вес первого больше в 2,12, а объем -- в 7,82 раза [2].

При наличии обратной связи по скорости в электроприводе с параметрическим регулированием может быть получен диапазон регулирования  $D = 10 : 1$  вниз от основной скорости при статизме системы  $\delta \leq 5\%$  [1].

Однако электроприводы с параметрическим регулированием асинхронных электродвигателей имеют ряд недостатков, ограничивающих их применение. Прежде всего это большие потери  $\Delta P_2$  в роторной цепи электродвигателя, работающего на регулировочных характеристиках. Эти потери пропорциональны скольжению  $S$  и определяются по формуле

$$\Delta P_2 = P_{\text{э.м}} \cdot S, \quad (1)$$

где  $P_{\text{э.м}}$  — электромагнитная мощность.

Крайне неудовлетворительно используется в электроприводе асинхронный электродвигатель. Так, в соответствии с [1] допустимый по условиям нагрева момент на валу электродвигателя на регулировочных характеристиках

$$M_{\partial} = \beta \cdot M_H \frac{S_H}{S}, \quad (2)$$

где  $\beta$  – коэффициент, учитывающий ухудшение условий охлаждения на пониженной скорости;  $M_H$  – номинальный момент;  $S_H$  – номинальное скольжение.

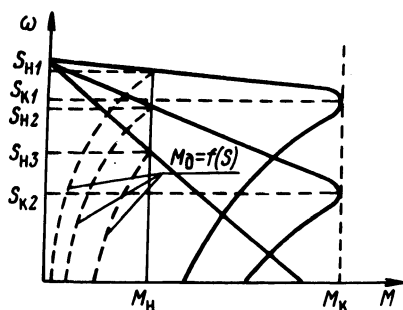
Например, для электродвигателя 4AC 100 S4Y3, имеющего  $S_H = 0,07$  при скольжении  $S = 1$  и  $\beta = 1$ , допустимый по нагреву момент на валу  $M_3 = 0,07 M_H$ .

Повысить использование асинхронного электродвигателя по моменту на регулировочных характеристиках можно путем увеличения номинального скольжения введением активного сопротивления в цепь ротора, что, в частности, используется в асинхронных электродвигателях с фазным ротором.

Механические характеристики и кривые допустимых по условию нагрева моментов на валу электродвигателя с фазным ротором при параметрическом регулировании приведены на рис. 1. В этих электродвигателях часть потерь скольжения выделяется на добавочных сопротивлениях вне объема электродвигателя.

Рис. 1. Механические характеристики асинхронного электродвигателя с фазным ротором и кривые допустимых моментов при параметрическом регулировании:

$$S_{H1} < S_{H2} < S_{H3}; S_{K1} < S_{K2} < S_{K3}$$



Аналогичный принцип может быть применен и у асинхронного электродвигателя с короткозамкнутым ротором, если участок роторной цепи с дополнительным сопротивлением разместить в торцевой части ротора и эту часть вынести за подшипниковый щит.

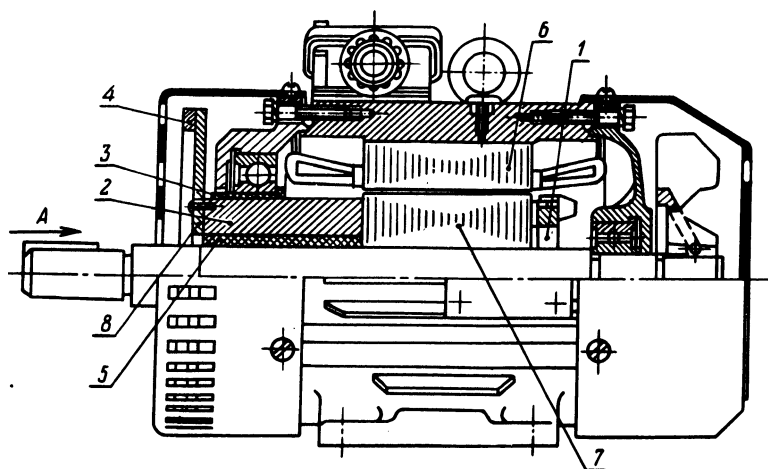
На рис. 2 показано конструктивное исполнение такого электродвигателя. Торцевые части токопроводящих стержней с приводной стороны электродвигателя через втулку и стакан выведены за подшипниковый щит. К торцевым частям стержней крепятся токопроводящие пластины повышенного сопротивления, соединенные на концах короткозамыкающим кольцом. На пластинах и кольце сосредоточена часть потерь ротора, теплосъем с которых осуществляется непосредственно окружающим воздухом.

Экспериментальный образец электродвигателя такой конструкции был изготовлен на базе стандартного асинхронного электродвигателя с короткозамкнутым ротором 4AC100 S 4Y3.

Сравнительные данные по параметрам роторной цепи электродвигателей приведены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1. Параметры роторной цепи стандартного и экспериментального электродвигателей

Электродвигатель	Приведенное к обмотке статора сопротивление фазы ротора при рабочей температуре $t = 80^{\circ}\text{C}$ , Ом			Номинальное скольжение $S_H$	Критическое скольжение $S_K$
	полное $r'_2$	вынесенной части $r'_{2\partial}$	относительное $r'_{2\partial}/r'_2$		
Стандартный (ст)	1,69	0	0	0,07	0,27
Экспериментальный (э)	4,98	3,61	0,725	0,21	0,81



Вид А со снятой крышкой уменьшено

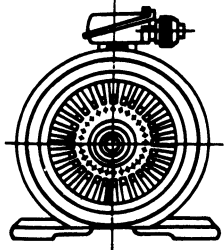


Рис. 2. Асинхронный короткозамкнутый электродвигатель для параметрического регулирования:

1 — кольцо короткозамыкающее; 2 — втулка; 3 — токопроводящий стержень; 4 — кольцо короткозамыкающее; 5 — стакан; 6 — пакет статора с обмоткой; 7 — пакет ротора; 8 — пластина.



Допустимый по условию нагрева момент  $M_{\partial\text{э}}$  рассматриваемого электродвигателя (рис. 2) при параметрическом регулировании частоты вращения со стороны статора может быть определен по формуле

$$M_{\partial\text{э}} = \frac{\beta}{\alpha \cdot \gamma} \cdot \frac{S_{\text{нэ}}}{S} \cdot M_{\text{нэ}}, \quad (3)$$

где  $\alpha = \frac{U_1}{U_{\text{н}}}$  — коэффициент изменения напряжения на электродвигателе

при регулировании;  $\gamma < 1$  — коэффициент, учитывающий изменение тока холостого хода и коэффициента мощности электродвигателя при регулировании;  $S_{\text{нэ}}, M_{\text{нэ}}$  — номинальное скольжение и момент соответственно экспериментального электродвигателя.

На рис. 3 показаны экспериментальные характеристики допустимых по условию нагрева моментов на валу стандартного и экспериментального электродвигателей при питании их от трехфазной сети с симметричным синусоидальным регулируемым напряжением.

Как видно из графиков рис. 3, допустимый момент экспериментального электродвигателя  $M_{\partial\text{э}} = 0,35 M_{\text{нэ}}$  для  $S = 1$ . При этом номинальный момент экспериментального электродвигателя

$$M_{\text{нэ}} = \beta_1 \cdot M_{\text{нст}}, \quad (4)$$

где  $\beta_1$  — коэффициент, учитывающий условия обратной теплоотдачи, вынесенной за подшипниковый щит торцевой части ротора в его внутреннюю часть;  $M_{\text{нст}}$  — номинальный момент стандартного электродвигателя.

Номинальные моменты сравниваемых электродвигателей практически равны (рис. 3).

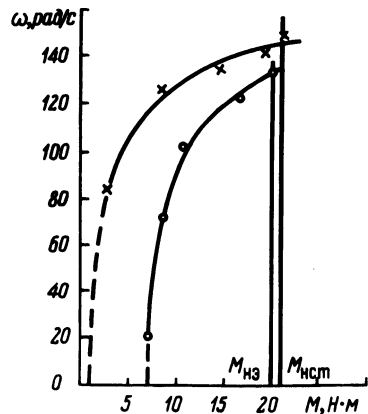


Рис. 3. Кривые допустимых моментов на валу электродвигателей при питании от сети:

1 — для стандартного электродвигателя; 2 — для экспериментального электродвигателя.

Отсюда следует, что при параметрическом регулировании частоты вращения асинхронных короткозамкнутых электродвигателей стандартной конструкции использование их по моменту на регулировочных характеристиках крайне неудовлетворительно; асинхронный короткозамкнутый электродвигатель с концентрацией потерь ротора и выносом их за подшипниковый щит позволяет увеличить допустимый момент на регулировочных характеристиках.

#### Л и т е р а т у р а

1. 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., 1972. 2. В е р б о в о й П.Ф. Разработка и исследование асинхронных короткозамкнутых двигателей, регулируемых изменением напряжения и рабочей гармонике поля. Автореф. канд.дис. — Киев, 1973.

УДК 621.314.26

Л.И.Сончик, И.В.Новаш

#### РАСЧЕТ ТРАНСФОРМАТОРА—ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ С УЧЕТОМ НАГРУЗКИ ПО ОСНОВНОЙ ГАРМОНИКЕ

Ранее [1] была показана возможность использования трансформатора с витым пространственным магнитопроводом в качестве комбинированного источника питания, позволяющего получать энергию на выходе по основной и третьей гармоникам.

Использование такого устройства одновременно в качестве трансформатора напряжения и утроителя частоты предполагает изменение выходных параметров по утроенной частоте от нагрузки по основной частоте.

Целью настоящего исследования является разработка методики расчета внешней характеристики по третьей гармонике с учетом нагрузки трансформатора по первой гармонике.

Для выявления влияния нагрузки по первой гармонике на характеристики устройства было проведено исследование зависимости сопротивления рассеяния обмотки утроенной частоты от проводимости нагрузки (рис. 1) при различной величине трансформируемой мощности первой гармонике по методике, предложенной в [2].

Аппроксимируем зависимость сопротивления рассеяния от проводимости нагрузки  $R_S = f(g_H)$  функцией

$$y = \text{sh} \frac{ax^2 + bx + c}{hx^2 + px + q}, \quad (1)$$

где  $y = R_S$ ,  $x = g_H$ .

На  $p$ ,  $h$  и  $q$  наложим ограничения

$$p^2 - 4hq < 0. \quad (2)$$

В силу этих ограничений функция не имеет разрывов. Исследование этой функции на экстремум показывает, что существует по крайней мере одна точка, в которой производная обращается в нуль.

Рассмотрим различные случаи

I.  $ap - bh = 0$ .

Отсюда  $\frac{a}{h} = \frac{b}{p}$ .

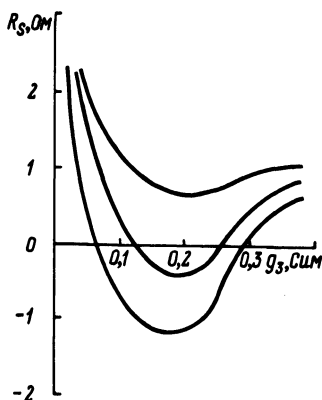


Рис. 1. Зависимость активного сопротивления рассеяния от проводимости нагрузки по третьей гармонике при различной величине сопротивления нагрузки по основной гармонике: соответственно  $R'_1, R'_1, R'''' = \text{const}$ .

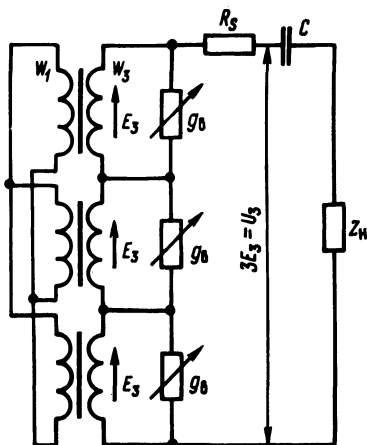


Рис. 2. Схема замещения трансформатора-преобразователя частоты для третьих гармоник при продольной компенсации.

В этом случае при  $aq - ch \neq 0$  производная равна нулю в единственной точке

$$x = -\frac{bq - pc}{2(aq - ch)},$$

и, как видно, функция (1) имеет экстремум в этой точке. Этот экстремум будет минимумом, если  $aq - ch > 0$ , и максимумом, если  $aq - ch < 0$ .

II.  $ap - bh \neq 0$ .

Корни производной  $x_1, x_2$  функции (1) при этом действительные и различные.

Если  $x_1 < x_2$ , то при  $ap - bh > 0$  в точке  $x_1$  функция (1) имеет максимум, а в точке  $x_2$  минимум. Если  $ap - bh < 0$ , то в точке  $x_1$  будет минимум, а в точке  $x_2$  — максимум.

Проведенное исследование показывает возможность использования функции (1) для аппроксимации зависимости сопротивления рассеяния от проводимости нагрузки.

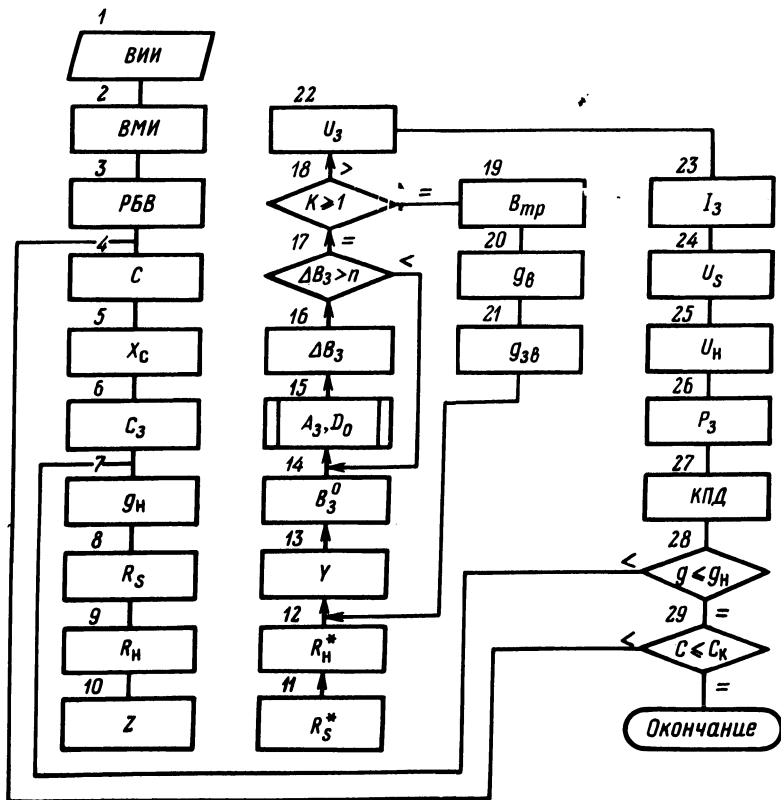


Рис. 3. Блок-схема программы расчета трансформатора-преобразователя частоты с учетом нагрузки по основной гармонике.

С учетом методики, предложенной в [3], произведем расчет трансформатора-преобразователя частоты при продольной емкостной компенсации при нагрузке по основной частоте. Схема замещения для третьей гармоники представлена на рис. 2. Для расчета характеристик при различной величине емкости продольной компенсации составлена программа на ЭЦВМ, блок-схема которой приведена на рис. 3.

В качестве исходной информации (ВИИ, блок 1) служит сечение магнитопровода, число витков обмоток, базисная частота. В массив информации (ВМИ, блок 2) входят коэффициенты аппроксимации кривой намагничивания, величина индукции и потребляемая мощность по основной гармонике. Расчет производится в относительных единицах, поэтому предварительно определяются базисные величины (РБВ, блок 3). Задаваясь значениями величин емкости  $C$  и проводимости нагрузки  $g_H$ , определяются в действительных  $x_C$  (блок 5) и относительных единицах  $C$  (блок 6) сопротивление компенсирующей емкости и нагрузки  $R_H$  (блок 9) и  $R_H$  (блок 12). Исходя из значения потребляемой мощности по основной гармонике и значения проводимости по третьей гармонике определяется величина сопротивления рассеяния  $R_S$  по выражениям, приведенным выше. Для последующих расчетов определяется полное сопротивление  $Z$  и проводимость  $Y$  эквивалентной нагрузки обмотки утроенной частоты. Величина индукции третьей гармоники определяется итерационным методом с заданной точностью по циклу 14–17–14. Для учета потерь на вихревые токи определяется амплитудное значение расчетной индукции  $B_{mp}$  (блок 19) и соответствующее ей значение проводимости  $g_B$  (блок 20) и приведенной проводимости  $g_{3B}$  (блок 21). Это позволяет определить окончательное значение  $B_3$  с учетом потерь на вихревые токи. В дальнейшем производится расчет тока  $I_3$ , напряжений на отдельных участках цепи  $U_H$ ,  $U_S$ , потребляемой мощности третьей гармоники  $P_3$ , КПД всего устройства. Расчет для других значений проводимости нагрузки повторяется с блока 7, а для емкости – с блока 4.

#### Л и т е р а т у р а

1. С о н ч и к Л.И., М е х е д к о В.Ф., Г л а д ы ш е в с к и й П.С. Трансформатор-преобразователь частоты с витым пространственным магнитопроводом. — В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Мн., 1977, вып. 4.
2. Б л а д ы к о В.М., С о н ч и к Л.И. Экспериментальное определение сопротивления рассеяния вторичной обмотки трансформатора-преобразователя частоты. — Изв. вузов СССР. Сер. энергетика, 1977, № 2.
3. Б л а д ы к о В.М., С о н ч и к Л.И., М е х е д к о В.Ф. Исследование работы трансформатора-преобразователя частоты с витым пространственным магнитопроводом. — В сб.: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. "Современные задачи преобразовательной техники". Киев, 1975, вып. 3.

## СИНТЕЗ ИЗОДРОМНЫХ РЕГУЛЯТОРОВ НА ОСНОВЕ ПРИНЦИПОВ АНАЛИТИЧЕСКОГО КОНСТРУИРОВАНИЯ

Приводится метод синтеза изодромных регуляторов, позволяющий определить коэффициенты изодромного закона управления объектом, подверженного действию постоянного возмущения, и метод выбора весовых коэффициентов из условия обеспечения устойчивости и заданных показателей качества системы.

В задачах аналитического конструирования регуляторов [1,4] уравнение объекта

$$X = AX + U + F, \quad (1)$$

содержащее постоянную составляющую  $F$ , характеризующую действие неизмеряемой возмущающей силы, преобразуется путем дифференцирования в уравнение

$$Z = DZ + MU, \quad (2)$$

относительно которого определяется вектор управления

$$U = -CM^T RZ. \quad (3)$$

Минимизирующий функционал [1] вида

$$I = \int_0^{\infty} [Z^T BZ + (RZ)^T C(RZ) + U^T C^{-1}U] dt. \quad (4)$$

Интегрированием уравнения (3) находится изодромный закон управления объектом (1)

$$U = -CM^T \left( \Gamma X + \int_0^t S X dt \right). \quad (5)$$

В выражениях (1) – (5)  $A = \| a_{ij} \|_{n \times n}$  – матрица постоянных коэффициентов;  $X$  –  $n$  – мерный вектор фазового состояния, координаты которого соответствуют элементам  $m$  – мерного вектора  $Z$  ( $X_i = Z_{2i-1}$ ,  $X_{i+1} = Z_{2i}$ );  $C$  – матрица коэффициентов усиления каналов управления размера  $(m \times n)$ ;  $R = \| r_{kl} \|_{m \times m}$  – симметричная матрица коэффициентов оптимального управления  $U$ ;  $\Gamma = \| \gamma_{ij} \|_{n \times n}$  симметричная матрица линейной составляющей закона управления объектом, элементы которой  $\gamma_{ij}$  соответствуют элементам  $r_{2i2j}$  матрицы  $R$ ;  $S = \| S_{ij} \|_{n \times n}$  – матрица оптимальных коэффициентов ин-

тегральной составляющей изодромного закона управления, элементы которой  $S_{ij}$  соответствуют элементам  $r_{2i(2j-1)}$  матрицы  $R$ ;  $D = \|d_{kl}\|_{m \times m}$  — матрица постоянных коэффициентов, для определения которых можно использовать следующее правило:

$$d_{kl} = \begin{cases} a_{i,j}, & \text{если } k = 2i, l = 2j; \\ 1 & \text{если } k = 2i - 1, l = k+1; \\ 0 & \text{если } k = 2i, 2i - 1, l = 2j - 1; \end{cases} \quad (6)$$

$M$  — прямоугольная матрица размера  $m \times n$  вида

$$M = \begin{pmatrix} 000 \dots 0 \\ 100 \dots 0 \\ 000 \dots 0 \\ 010 \dots 0 \\ 000 \dots 1 \end{pmatrix}$$

Для линейного стационарного уравнения (2) при полной степени наблюдаемости [1] формально можно использовать алгоритм [2] определения оптимальных коэффициентов управления

$$\hat{D}\hat{R} = B, \quad (7)$$

где  $\hat{D}$  — квадратная матрица порядка  $0,5 m(m+1)$ , составленная из элементов матрицы  $D$  по правилам [3];  $\hat{R}, \hat{B}$  — матрицы-столбцы, составленные из наддиагональных элементов соответственно матрицы  $R$  и матрицы весовых коэффициентов  $B$  функционала (4).

В связи с тем что матрица  $D$  состоит из большого числа нулевых элементов матрица  $\hat{D}$  имеет  $0,5n(n+1)$  нулевых строк и уравнение (7) не позволяет получить однозначное решение. Кроме того, согласно [1] при  $\beta_{ij} = \text{const}$  управление объектом (2) требует дополнительного исследования системы из условия обеспечения ею заданных показателей качества и устойчивости.

Рассмотрим метод выбора из множества решений уравнения (7) такого решения, при котором коэффициенты управления обеспечивают наряду с минимизацией функционала (4) требуемые прямые показатели качества  $\Phi$ , устойчивость системы и алгоритм решения исходной задачи, позволяющий исключить промежуточное уравнение (2), (3) и уменьшить порядок решаемых уравнений.

Так как матрица  $S$  и симметричная матрица  $\Gamma$  образованы из элементов симметричной матрицы  $R$ , то для нахождения их элементов достаточно определить  $0,5n(n+1)$  элементов матрицы  $R$ . Матрица-столбец  $\hat{R}$ , состоящая из  $0,5m(m+1)$  или  $n(2n+1)$  элементов матрицы  $R$  содержит  $0,5n(n+1)$  избыточных элементов относительно искомым элементам матриц  $\Gamma$  и  $S$ .

Число избыточных элементов  $R$  соответствует числу нулевых строк матрицы  $D$ . Следовательно, задаваясь числовыми значениями избыточных эле-

ментов матрицы  $R$ , можно определить элементы матрицы  $\Gamma$  и  $S$ . Выбор числовых значений избыточных элементов матрицы  $R$  осуществляется следующим образом.

Преобразуем уравнение (7), осуществив перенос избыточных элементов  $\hat{R}$  в правую часть уравнения, что позволяет рассматривать их как дополнительные составляющие весовых коэффициентов функционала. Числовые значения весовых коэффициентов, дополненных новыми составляющими, определим, используя метод [3], который заключается в получении уравнений, связывающих показатели качества системы уравнения с весовыми коэффициентами функционала и нахождении весовых коэффициентов из этих уравнений при заданных значениях составляющих вектора  $\Phi$ .

Так как матрица  $D$  содержит большое число нулевых и единичных элементов, проводится ряд преобразований уравнения (7) с целью получения наиболее простого алгоритма решения уравнения (7) относительно элементов матриц  $\Gamma$  и  $S$ .

В результате таких преобразований с учетом соответствия элементов матрицы  $D$  элементам матрицы  $A$  (6) получен следующий алгоритм. Для нахождения элементов матрицы  $S$  необходимо решить  $n$  независимых уравнений, каждое из которых составлено относительно одного из столбцов матрицы  $S$  и имеет вид

$$A^T S_j = \hat{B}_j, \quad (8)$$

где  $S_j = \|s_{ij}\|_{n \times 1}$  — матрица-столбец, составленная из элементов  $j$  столбца матрицы  $S$ ;  $B_j = [\beta_{(2j-1)2i} - r_{(2i-1)(2i-1)}]$  — матрица-столбец, составленная из элементов весовых коэффициентов  $\beta$  и избыточных элементов матрицы  $\hat{R}$ ;  $A^T$  — транспонированная матрица объекта. Элементы матрицы  $\Gamma$  находим, используя решения уравнения (8) из уравнения

$$\hat{A}\hat{\Gamma} = \hat{B}_\gamma, \quad (9)$$

где  $\hat{\Gamma} = [\gamma_{ij}]$  — матрица-столбец, образованная из наддиагональных элементов матрицы  $\Gamma$ ;  $\hat{B}_\gamma = [\beta_{2i2j} - s_{ij} - s_{ji}]$  — матрица-столбец, элементы которой образованы из элементов матриц  $B$  и  $S$ ,  $A$  — квадратная матрица порядка  $0,5n(n+1)$ , образованная из элементов матрицы  $A$  по правилу [2].

На основании метода [3] последовательно для каждого сочетания варьируемых коэффициентов  $\hat{B}_j$  и  $\hat{B}_\gamma$  определяются прямые показатели качества путем замыкания уравнения (1) уравнением (5), что позволяет выбрать значения коэффициентов  $\hat{B}_j$  и  $\hat{B}_\gamma$ , при которых обеспечивается наряду с заданными показателями и устойчивость системы.

Таким образом, используя уравнения (8), (9) и выбрав элементы матриц  $B_j$  и  $B_\gamma$ , на основании метода [3] определяются коэффициенты изодромного закона управления, обеспечивающего требуемые показатели качества системы.



## Л и т е р а т у р а

1. К р а с о в с к и й А.А. Аналитическое конструирование контуров управления летательными аппаратами. — М., 1969. 2. К а р а п е т ь я н Р.М. О численном решении уравнений оптимальных коэффициентов в задачах аналитического конструирования регуляторов. — автоматика и телемеханика, 1972, № 12. 3. К у з ь м и ц к и й И.Ф., П о л з и к П.В. К выбору весовых коэффициентов функционала при аналитическом конструировании регуляторов. — Автоматика и телемеханика, 1973, № 11. 4. Л е т о в А.М. Динамика полета и управления. — М., 1969.

УДК 62 – 83:621.313.3 – 592.3

А.И.Липидус

### АСИНХРОННЫЙ КОРОТКОЗАМКНУТЫЙ ДВИГАТЕЛЬ В РЕЖИМЕ ПОЛЗУЧЕЙ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ

Ползучая частота вращения трехфазного асинхронного короткозамкнутого двигателя применяется в позиционных электроприводах металлорежущих станков для осуществления операций доворота механизмов в заданное положение или для их подналадки.

Двигатель работает в режиме ползучей частоты вращения, если обмотки статора питаются одновременно переменным и постоянным током. Сложный характер происходящих в машине физических процессов обусловлен взаимодействием полей переменного и постоянного тока. Результирующее магнитное поле машины можно рассматривать состоящим из поля, которое вращается с синхронной частотой и создает двигательный момент, и неподвижного поля, которое создает момент динамического торможения. При этом каждая из составляющих момента является результатом взаимодействия соответствующего поля статора и вызванной им реакцией ротора. Результирующая механическая характеристика машины (рис. 1, кривая 2) получается алгебраическим суммированием составляющих характеристик двигательного режима (рис. 1, кривая 1) и режима динамического торможения (рис. 1, кривая 3).

На рис. 2 представлена разработанная схема включения асинхронной машины на ползучую частоту вращения. Эта схема отличается от других симметричных схем [1] простотой и тем, что обеспечивает более жесткий участок механической характеристики в зоне ползучей частоты вращения. Жесткость характеристики обусловлена соотношением между постоянной и переменной составляющими тока в обмотках двигателя. В рассматриваемой схеме это отношение является наибольшим.

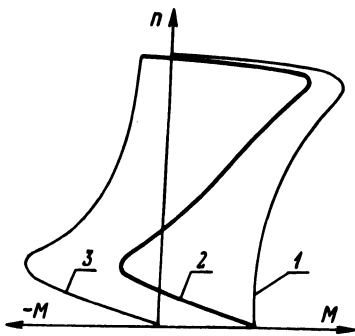


Рис. 1. Суммирование механических характеристик для получения ползучей частоты вращения:

1, 3 – соответственно составляющая двигательного режима и динамического торможения; 2 – результирующая характеристика.

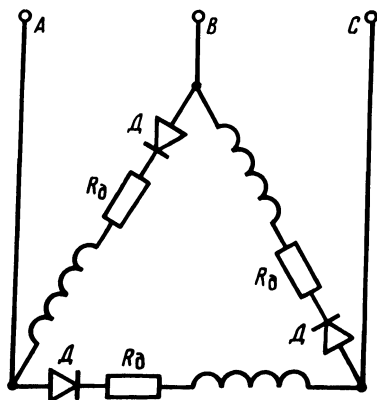


Рис. 2. Схема включения двигателя.

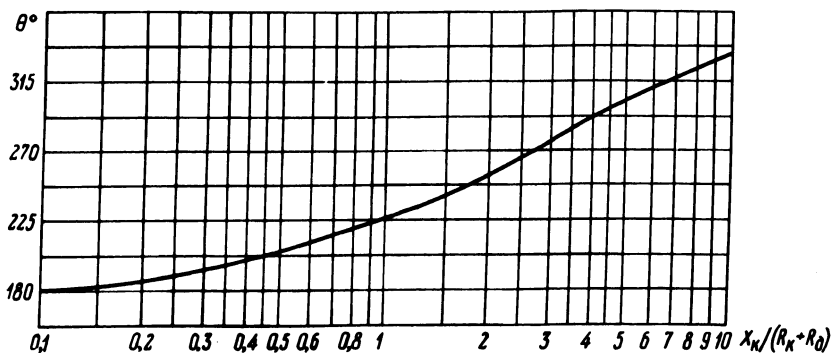


Рис. 3. Зависимость угла запитания диода от параметров цепи фазы статора.

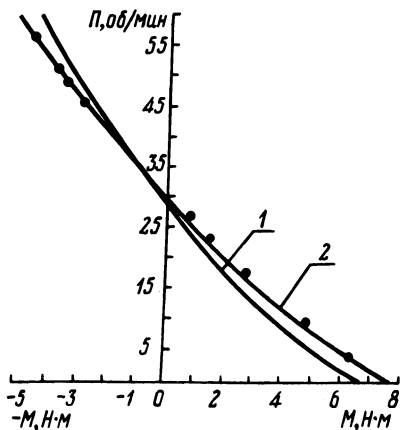


Рис. 4. Участок механической характеристики в зоне ползучей частоты вращения для двигателя АО2-31-2:  
1 – расчетная характеристика; 2 – экспериментальная.

Так как машина работает в режиме, близком к режиму короткого замыкания (в области больших скольжений), то для определения тока фазы двигателя  $i_\phi$  может быть составлено дифференциальное уравнение

$$\frac{X_K}{\omega} \frac{di_\phi}{dt} + (R_K + R_\partial) i_\phi = \sqrt{2} U \sin \omega t, \quad (1)$$

где  $X_K = X_1 + X'_2$  и  $R_K = R_1 + R'_2$  — соответственно индуктивное и активное сопротивление фазы двигателя в режиме короткого замыкания;  $X_1$  и  $X'_2$  — индуктивное сопротивление рассеяния фазы статора и ротора;  $R_1$  и  $R'_2$  — активное сопротивление фазы статора и приведенное сопротивление фазы ротора;  $R_\partial$  — добавочное сопротивление в цепи фазной обмотки статора;  $U$  — действующее значение линейного напряжения сети.

Решение уравнения (1) имеет вид

$$i_\phi = \frac{\sqrt{2} U}{\sqrt{(R_K + R_\partial)^2 + X_K^2}} \left[ \sin(\omega t - \varphi) + \sin \varphi e^{-\frac{R_K + R_\partial}{X_K} \omega t} \right], \quad (2)$$

где  $\varphi = \arctg \frac{X_K}{R_K + R_\partial}$ .

Приняв в (2)  $i_\phi = 0$ , получаем для угла запирающего диода  $\omega t = \theta$  выражение

$$\sin(\theta - \varphi) + \sin \varphi e^{-\frac{R_K + R_\partial}{X_K} \theta} = 0. \quad (3)$$

Зависимость  $\theta = f\left(\frac{X_K}{R_K + R_\partial}\right)$ , вычисленная по формуле (3) в соответствии с рекомендациями, приведенными в [2], представлена на рис. 3.

Постоянная составляющая выпрямленного фазного тока определяется как

$$I_{\phi-} = \frac{1}{2\pi} \int_0^\theta i_\phi d\omega t. \quad (4)$$

Подставляя значение  $i_\phi$  из (2) и принимая во внимание (3), после интегрирования находим

$$I_{\phi-} = \frac{\sqrt{2} U}{\pi(R_K + R_\partial)} \cdot \frac{1 - \cos \theta}{2}. \quad (5)$$

Переменная составляющая тока фазы статора определяется разложением кривой тока в ряд Фурье. Анализ гармонического состава такой кривой показал, что при однополупериодном выпрямлении первая гармоника тока практически равна постоянной составляющей (гармониками более высокого порядка можно пренебречь), т.е.

$$I_{\phi\sim} = I_{\phi-}. \quad (6)$$

Составляющая трехфазного момента может быть определена по известной формуле

$$M = \frac{3p}{2\pi f} \cdot I_{2\phi\sim}^2 \frac{R'_2}{s}, \quad (7)$$

где  $p$  – число пар полюсов машины;  $f$  – частота питающей сети;  $I_{2\phi\sim}$  – ток фазы ротора, приведенный к фазе статора;  $s$  – текущее значение скольжения. Так как мы рассматриваем работу машины при больших скольжениях, то можно принять  $I_{2\phi\sim} = I_{\phi-}$ .

Для упрощения анализа режима динамического торможения целесообразно возбуждение машины постоянным током заменить эквивалентным с точки зрения амплитуды намагничивающей силы симметричной системой трехфазного тока. Так как в обмотках фаз статора протекают одинаковые по величине и направлению постоянные составляющие токов, то создаваемая этими точками результирующая намагничивающая сила состоит только из третьей пространственной гармоники. В этом случае характеристика динамического торможения рассчитывается по формуле [3]:

$$M_{(3)} = \frac{2M_m(3)}{\frac{s_{(3)}}{s_m(3)} + \frac{s_m(3)}{s_{(3)}}}, \quad (8)$$

где  $M_m(3) = \frac{1}{2} \frac{3p}{2\pi f} \frac{I_{\text{экв}}^2(3) X_{\mu}^2(3)}{(X_{\mu}(3) + X'_{2(3)})}$  – критический момент;  $(9)$

$$s_m(3) = \frac{R'_2(3)}{X_{\mu}(3) + X'_{2(3)}} \text{ – критическое скольжение.} \quad (10)$$

Рассмотрим входящие в выражения (9) и (10) величины. Эквивалентный ток определяется в соответствии с [3], как  $I_{\text{экв}}(3) = \sqrt{2} I_{\phi-}$ . Активное сопротивление ротора  $R_{2(3)}$  для третьей гармоники поля определяется из [4].

Приведенное индуктивное сопротивление рассеяния фазы ротора  $X'_{2(3)}$ , а также индуктивное сопротивление намагничивания  $X_{\mu(3)}$  для третьей гармоники поля вычисляются по [5], Явление взаимовытеснения магнитных полей переменного и постоянного тока [6] количественно учитывается коэффициентом  $\lambda$ , уменьшающим индуктивные сопротивления намагничивания. На основании проведенных исследований для короткозамкнутых двигателей мощностью от 1,1 кВт до 5 кВт можно принять  $\lambda = 0,5 \dots 0,7$ .

На рис. 4 показан участок механической характеристики в зоне ползучей частоты вращения, построенный по данным расчета (рис. 4, кривая 1) и по результатам эксперимента (рис. 4, кривая 2) для двигателя А02-31-4 ( $P_N = 2,2$  кВт) при  $R_0 = 7$  Ом и  $U = 380$  В. Экспериментальная характеристика снималась с помощью электромашинного динамометра. Для расчета были использованы следующие величины:  $X_1 = 2,469$  Ом;  $X'_2 = 4,355$  Ом;  $X_\mu = 67,87$  Ом;  $R_1 = 2,155$  Ом;  $R'_2 = 1,482$  Ом;  $X'_{2(3)} = 0,41$  Ом;  $X_{\mu(3)} = 2,02$  Ом;  $R'_{2(3)} = 1,1$  Ом. По расчету получено: постоянная составляющая фазного тока  $I_{\phi-} = 14,82$  А, переменная составляющая фазного тока  $I_{\phi\sim} = 14,82$  А, пусковой момент  $M_{\Pi} = 6,73$  Н·м. Эксперимент дал следующие результаты:  $I_{\phi-} = 14,2$  А,  $I_{\phi\sim} = 15,7$  А,  $M_{\Pi} = 7,6$  Н·м.

В связи с тем что время работы двигателя в режиме ползучей частоты вращения составляет незначительную часть продолжительности всего цикла механизма, то, несмотря на перегрузку по току, потери энергии за этот период соизмеримы с другими цикловыми потерями, которые учитываются при выборе мощности двигателя, например, методом средних потерь.

#### Л и т е р а т у р а

1. П е т р о в И.И., М е й с т е л ь А.М. Специальные режимы работы асинхронного электропривода. — М., 1969.
2. Р о з е н б л а т М.А. Магнитные усилители. — М., 1960.
3. М е й с т е л ь А.М. Динамическое торможение приводов с асинхронными двигателями. — М. — Л., 1967.
4. К а п л а н Н.А. и Л а п и д у с А.И. Регулирование частоты вращения трехфазного асинхронного короткозамкнутого двигателя совмещением токов прямой и нулевой последовательности. — Электричество, 1971, № 4.
5. К о с т е н к о М.П. Электрические машины. — М., 1949.
6. П а р а и л В.А., П е т р о в Н.К. Учет магнитной несимметрии при расчете моментов асинхронного двигателя. — В сб.: Электромашиностроение и электрооборудование. Харьков, 1967, вып. 6.

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ ЗАКОНОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТОВ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПРОМЫШЛЕННЫХ ЭЛЕКТРОПРИЕМНИКОВ

Электрические нагрузки промышленных электросетей определяются на основе разбивки электроприемников на родственные по режиму работы группы (категории), для которых опытным путем устанавливается ряд коэффициентов, используемых в последующем для расчетов [1, 2]. Основным является коэффициент использования мощности электроприемника, характеризующий уровень средней мощности по отношению к номинальной:

$$k_{и} = \frac{P_c}{P_H}.$$

Электроприемникам одной категории приписывалась некоторая однозначная величина  $k_{и}$ . Однако представительные обследования нагрузок отдельных электроприемников [1, 2, 3] показали, что все коэффициенты, характеризующие режим работы и электропотребление приемников одной категории, подвержены значительному рассеянию. В табл. 1 указаны интервалы значений  $k_{и}$  и оценки математического ожидания (генерального среднего  $k_{и0}$ ) и среднего квадратического отклонения ( $\sigma_{ки}$ ) коэффициентов использования электроприемников некоторых категорий.

Выявленная опытными обследованиями устойчивость значений  $k_{и0}$  и  $\sigma_{ки}$  для электроприемников одной категории свидетельствует о том, что эти электроприемники образуют статистическую совокупность, подчиненную вероятностным закономерностям. В этих условиях существенное значение приобретает вопрос о вероятностных законах распределения  $k_{и}$ . Принципиальное суждение о характере этих законов возможно на основе теоретических соображений. Коэффициент использования электроприемника формируется под воздействием как закономерных, так и ряда случайных факторов, и это в соответствии с теоремой Ляпунова дает основание ожидать, что закон распределения  $k_{и}$  электроприемников одной категории близок к нормальному, точнее, к усеченному нормальному, поскольку значения  $k_{и}$  ограничены интервалом 0 – 1.

На рис. 1 показаны гистограммы (графики эмпирического распределения)  $k_{и}$  электроприемников категорий, приведенных в табл. 1, и сглаживающие их усеченные нормальные кривые. Как видно, усеченный нормальный закон в рассматриваемых случаях достаточно хорошо описывает экспериментальное распределение  $k_{и}$ . Это подтверждает и критерий  $\chi^2$  Пирсона, примененный для количественной оценки согласия эмпирического и теоретического

Категория электроприемников	Интервал значений $k_{и}$	Генеральный средний $k_{и0}$	Среднее квадратическое отклонение $\sigma_{ки}$	Примечание
Электродвигатели металлообрабатывающих станков массового производства	0,02—0,68	0,16	0,12	По данным [1,3]
Электрические печи сопротивления с периодической загрузкой изделий	0,1—0,95	0,55	0,20	По данным [2]
Электродвигатели санитарно-технических вентиляторов	0,2—1,0	0,65	0,18	По данным обследований "Электропроект"
Электродвигатели станков-качалок нефтепромыслов	0,04—0,9	0,33	0,19	

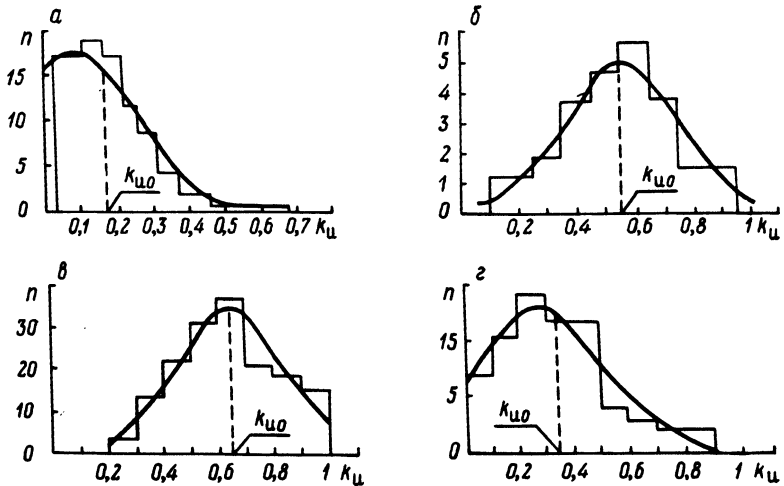


Рис. 1. Гистограммы  $k_{и}$  электроприемников разных категорий и выравнивающие их усеченные нормальные кривые: а — металлообрабатывающие станки; б — электрические печи сопротивления; в — санитарно-технические вентиляторы; г — станки-качалки нефтепромыслов

кого распределений. Учитывая сходный характер случайных факторов, воздействующих на промышленные электроприемники различных категорий, есть все основания предполагать, что усеченный нормальный закон является универсальным для описания распределения  $k_{и}$ .

Из приведенных на рис. 1 кривых распределения  $k_{и}$  видно, что их характер зависит от расположения в интервале 0–1. Чем ближе средний  $k_{и0}$  к центру интервала 0–1, тем симметричнее кривая, меньше ее ординаты в граничных точках 0 и 1, несущественнее усечение и тем ближе она к нормальной кривой в чистом виде. И, наоборот, увеличение смещения  $k_{и0}$  от  $k_{и} = 0,5$  ведет ко все более существенному отклонению от нормальной кривой за счет усечения с той стороны, куда смещена кривая.

Отмеченные особенности позволяют предложить следующую математическую модель для описания распределения  $k_{и}$  электроприемников одной категории. В качестве исходного принимается нормальное распределение случайной величины  $X$  с математическим ожиданием  $MX = x_0 = 0,5$  и таким средним квадратическим отклонением  $\sigma_x$ , чтобы площадь под кривой распределения  $\varphi(x)$  на интервале 0–1 составила 98–99% всей площади под нормальной кривой. Как известно [4], площадь под нормальной кривой между центральной и некоторой граничной ординатами выражается интегралом вероятностей (функцией Лапласа)

$$\Phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^z e^{-\frac{z^2}{2}} dz,$$

где  $z = \frac{x - x_0}{\sigma_x}$  — нормированное расстояние от граничной ординаты до центральной.

Из уравнения  $2\Phi(z_1) = 0,985$ , используя таблицы для  $\Phi(z)$  [4], находим  $z_1 \approx 2,5$  откуда получаем

$$\sigma_x = \frac{x_1 - x_0}{z_1} = \frac{1 - 0,5}{2,5} = 0,2.$$

Это значение  $\sigma_x$  согласуется с  $\sigma_{ки} = 0,2$  для электрических печей сопротивления, имеющих  $k_{и0}$ , близкий к 0,5.

Усеченные кривые распределения  $k_{и}$  для категорий электроприемников с генеральным средним  $k_{и0} \neq 0,5$  получаются соответствующим смещением исходной нормальной кривой  $\varphi(x)$  влево или вправо от центрального положения (рис. 2, а). При этом между нормальной и усеченной кривыми устанавливаются закономерные соотношения. Сопоставление  $\sigma_{ки}$  для категорий электроприемников, приведенных в таблице, с  $\sigma_{ки}$ , определенными в зависимости от  $k_{и0}$  по рис. 2, б, дает хорошее совпадение.



Для построения кривой распределения  $k_{И}$  с помощью предлагаемой модели достаточно располагать генеральным средним  $k_{И0}$ , который сравнительно легко и точно определяется путем измерений на фидерах, питающих группы электроприемников данной категории [5]. По рис. 2, в определяется  $\Delta = k_{И0} - x_0$  и вычисляется положение центра нормальной кривой  $\varphi(x)$ :

$$x_0 = k_{И0} - \Delta.$$

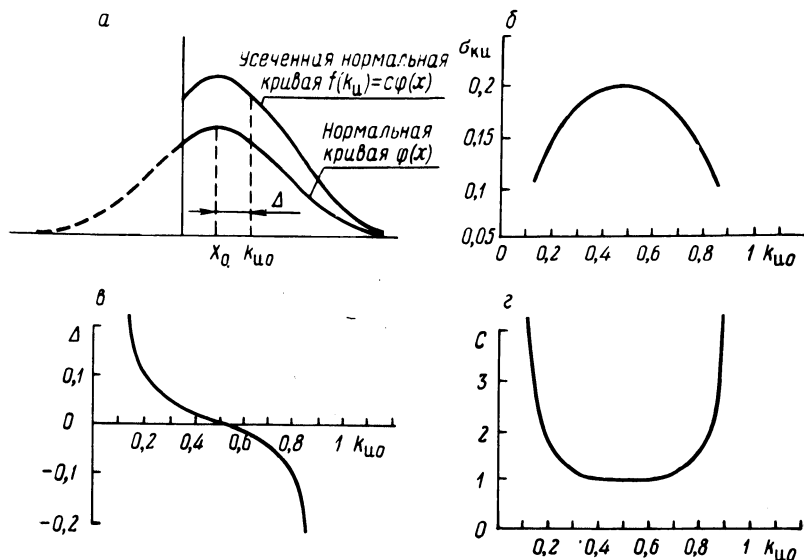


Рис. 2. Связь между параметрами нормального и усеченного нормального распределения  $f(k_{И})$ .

По параметрам  $x_0$  и  $\sigma_x = 0,2$  строится нормальная кривая  $\varphi(x)$ , а затем путем умножения ординат последней на коэффициент  $C$  – усеченная нормальная кривая

$$f(k_{И}) = C\varphi(x),$$

где  $C > 1$  – коэффициент пропорциональности (рис. 2, г), обеспечивающий равенство единице площади под усеченной кривой.

Кривые распределения  $k_{И}$ , получаемые с помощью рассмотренной математической модели, весьма близки к усеченным кривым на рис. 1, построенным по методу моментов [4].

#### В ы в о д ы

Предложена математическая модель, описывающая распределение  $k_{И}$  промышленных электроприемников одной категории в виде усеченного на

интервале 0—1 нормального распределения. Все свойства и характеристики этого распределения, в частности среднее квадратическое отклонение  $\sigma_{ки}$ , определяются одним параметром — генеральным средним коэффициентом использования  $k_{ио}$ . Наибольшее значение  $\sigma_{ки}$   $\sigma_{ки \max} = 0,2$  имеет симметричное распределение  $k_{и}$ , отвечающее  $k_{ио} = 0,5$ . При отклонении  $k_{ио}$  от значения 0,5 распределение  $k_{и}$  становится асимметричным и  $\sigma_{ки}$  уменьшается (рис. 2, б).

#### Л и т е р а т у р а

1. Электрические нагрузки промышленных предприятий/ С.Д.Волобринский, Г.М.Каялов, П.Н.Клейн, Б.С.Мешель. — Л., 1971.
2. Методические указания по обследованию электрических нагрузок промышленных предприятий. — М., 1963.
3. Каялов Г.М., Гродский С.Е. Исследование электрических нагрузок механических цехов тракторного завода. — Электричество, 1961, № 3.
4. Смирнов Н.В., Дунин-Барковский И.В. Курс теории вероятностей и математической статистики для технических приложений. — М., 1969.
5. Князевский Б.А., Лившиц В.С. О коэффициенте использования мощности промышленных электроприемников. — Электричество, 1968, № 1.

УДК 62—82:621.313.3

О.П.Ильин, Г.А.Баханович

### РАСЧЕТ УГЛА РАССОГЛАСОВАНИЯ СИНХРОННО—СИНФАЗНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА С ПЕРЕКРЕСТНЫМИ ОБРАТНЫМИ СВЯЗЯМИ

В ряде промышленных установок часто требуется синхронно-синфазное движение рабочих органов. Обеспечение синхронно-синфазного движения возможно на базе электропривода как постоянного, так и переменного тока.

Наиболее перспективным является электропривод на синхронных двигателях (СД) с автоматическим регулированием возбуждения (АРВ) в функции угла рассогласования  $\theta$ .

Вопросы АРВ синхронных двигателей в функции угла  $\theta$  рассматривались в ряде работ [1, 2, 3], где показана возможность (за счет применения АРВ) повышения динамической устойчивости и быстрого гашения качаний при резкопеременной нагрузке. В то же время вопросы динамики синхронно-синфазных систем на синхронных двигателях с использованием АРВ в функции угла  $\theta$  еще недостаточно изучены.

Как показали теоретические и экспериментальные исследования, обеспечение синфазности и эффективное гашение качаний синхронно-синфазного с идентичными каналами электропривода может быть достигнуто введением

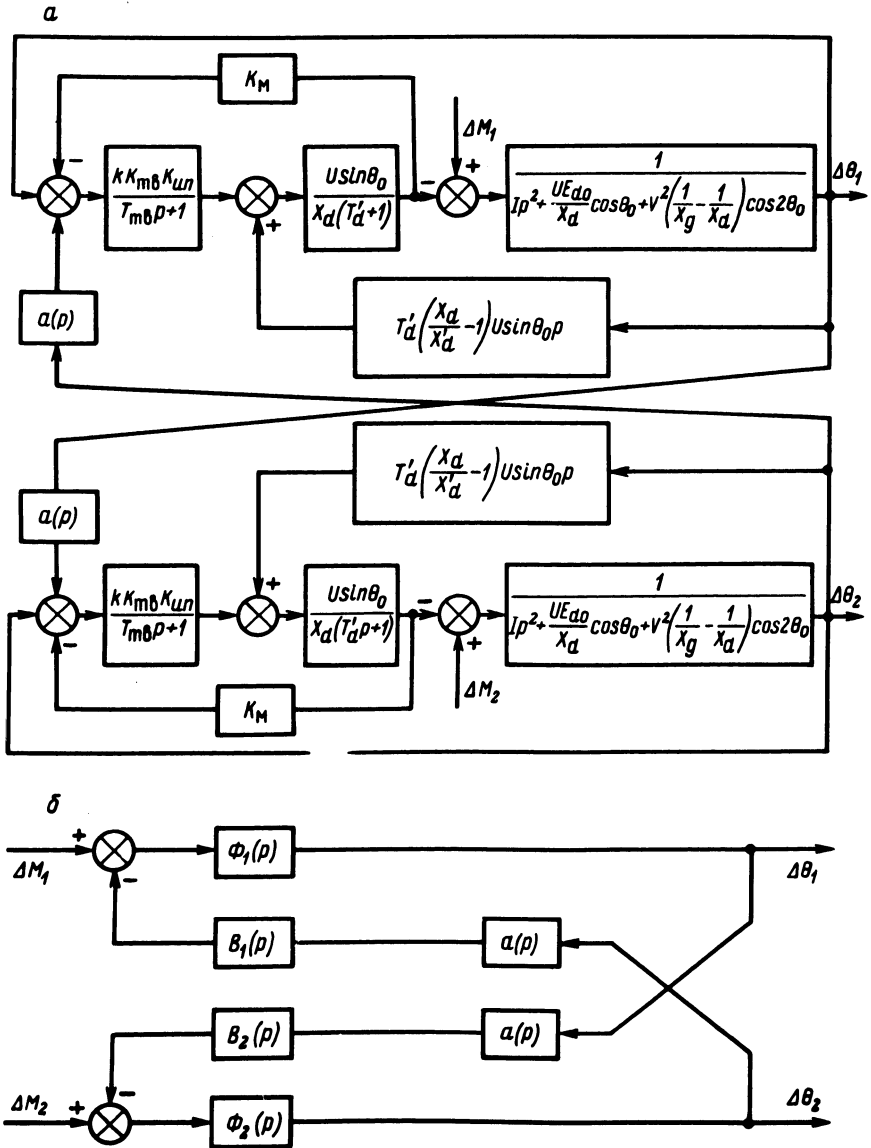


Рис. 1. Структурная схема синхронно-синфазного электропривода с симметричными перекрестными связями.

перекрестных связей  $a(p)$  по углу рассогласования, а также введением обратных связей по активной составляющей тока статора СД- $K_M$ . В этом случае линеаризованная структура синхронно-синфазного электропривода при возмущающем воздействии показана на рис. 1, а. Здесь, кроме общепринятых [3] обозначений, обозначено:  $K_{ТВ}$ ,  $T_{ТВ}$  — коэффициент усиления и постоянная времени возбудителя;  $K_{ИП}$  — коэффициент усиления измерительного преобразователя угла  $\theta$ .

Обозначим

$$kK_{ТВ} K_{ИП} = K'.$$

Преобразуем структурную схему (рис. 1, а) к виду рис. 1, б. Передаточная функция по возмущению каждого из каналов системы

$$\Phi_1(p) = \Phi_2(p) = \frac{b_0 p^2 + b_1 p + b_2}{a_0 p^4 + a_1 p^3 + a_2 p^2 + a_3 p + a_4},$$

$$\text{где } b_0 = x_d T_{ТВ} T'_d;$$

$$b_1 = x_d (T_{ТВ} + T'_d);$$

$$b_2 = x_d + K' K_M U \sin \theta_0;$$

$$a_0 = J x_d T_{ТВ} T'_d;$$

$$a_1 = J x_d (T_{ТВ} + T'_d);$$

$$a_2 = J x_d + K' K_M J U \sin \theta_0 + T_{ТВ} T'_d U E_{d0} \cos \theta_0 +$$

$$+ T_{ТВ} T'_d x_d U^2 \left( \frac{1}{x_g} - \frac{1}{x_d} \right) \cos 2\theta_0 + T_{ТВ} T'_d \left( \frac{x_d}{x_d} - 1 \right) U^2 \sin^2 \theta_0;$$

$$a_3 = U E_{d0} \cos \theta_0 (T_{ТВ} + T'_d) + x_d U^2 \left( \frac{1}{x_g} - \frac{1}{x_d} \right) \cos 2\theta_0 (T_{ТВ} + T'_d) +$$

$$+ T'_d \left( \frac{x_d}{x_d} - 1 \right) U^2 \sin^2 \theta_0;$$

$$a_4 = U E_{d0} \cos \theta_0 + K' K_M U \sin \theta_0 \frac{U E_{d0}}{x_d} \cos \theta_0 + x_d U^2 \left( \frac{1}{x_g} - \frac{1}{x_d} \right) \cos 2\theta_0 +$$

$$+ K' K_M U \sin \theta_0 U^2 \left( \frac{1}{x_g} - \frac{1}{x_d} \right) \cos 2\theta_0 + K' U \sin \theta_0.$$

Передаточные функции звеньев в цепях перекрестных связей

$$B_1(p) = B_2(p) = \frac{K'U \sin \theta_0}{x_d(T_{TB}p+1)(T_d p+1) + K'K_M U \sin \theta_0}.$$

Структурной схеме (рис. 1, б) соответствует следующая система уравнений, записанных в операторной форме:

$$\begin{cases} \Delta\theta(p) = \Phi_1(p) [\Delta M_1(p) - \Delta\theta_2(p) B_1(p) a(p)]; \\ \Delta\theta_2(p) = \Phi_2(p) [\Delta M_2(p) - \Delta\theta_1(p) B_2(p) a(p)]. \end{cases} \quad (1)$$

Полученную систему уравнений приведем к виду

$$\begin{cases} \Delta\theta_1(p) + \Phi_1(p) \Delta\theta_2(p) B_1(p) a(p) = \Phi_1(p) \Delta M_1(p); \\ \Delta\theta_2(p) + \Phi_2(p) \Delta\theta_1(p) B_2(p) a(p) = \Phi_2(p) \Delta M_2(p). \end{cases} \quad (2)$$

Введем обозначения

$$\Phi_1(p) B_1(p) a(p) = \alpha_1(p);$$

$$\Phi_2(p) B_2(p) a(p) = \alpha_2(p);$$

$$\Phi_1(p) = \beta_1(p);$$

$$\Phi_2(p) = \beta_2(p).$$

С учетом введенных обозначений система уравнений (2) запишется

$$\begin{cases} \Delta\theta_1(p) + \alpha_1(p) \Delta\theta_2(p) = \beta_1(p) \Delta M_1(p); \\ \Delta\theta_1(p) \alpha_2(p) + \Delta\theta_2(p) = \beta_2(p) \Delta M_2(p). \end{cases} \quad (3)$$

Рассмотрим матрицы

$$C(p) = \begin{bmatrix} 1 & \alpha_1(p) \\ \alpha_2(p) & 1 \end{bmatrix}; \quad D(p) = \begin{bmatrix} \beta_1(p) & 0 \\ 0 & \beta_2(p) \end{bmatrix}$$

и векторы

$$\Delta\bar{\theta}(p) = \begin{bmatrix} \Delta\theta_1(p) \\ \Delta\theta_2(p) \end{bmatrix}; \quad \Delta\bar{M}(p) = \begin{bmatrix} \Delta M_1(p) \\ \Delta M_2(p) \end{bmatrix}.$$

Тогда систему уравнений (3), описывающих динамику синхронно-синфазной системы, можно записать в векторной форме

$$C(p) \Delta \bar{\theta}(p) = D(p) \Delta \bar{M}(p). \quad (4)$$

Найдем зависимость вектора координат регулируемого параметра объекта от вектора возмущающих воздействий.

Умножим уравнение (4) слева на матрицу  $C^{-1}(p)$

$$\Delta \bar{\theta}(p) = C^{-1}(p) D(p) \Delta \bar{M}(p). \quad (5)$$

Введем в рассмотрение матрицу

$$N(p) = C^{-1}(p) D(p), \quad (6)$$

тогда зависимость вектора координат регулируемого параметра от вектора возмущающих воздействий запишется

$$\Delta \bar{\theta}(p) = N(p) \Delta \bar{M}(p). \quad (7)$$

Как видно из выражения (7), каждому значению вектора возмущающих воздействий  $\Delta \bar{M}(p)$  ставится в соответствие вектор координат на выходе системы  $\Delta \bar{\theta}(p)$ .

Принимая во внимание, что

$$C^{-1}(p) = \frac{1}{|C|} \begin{bmatrix} 1 & -\alpha_1(p) \\ -\alpha_2(p) & 1 \end{bmatrix},$$

получим

$$N(p) = \frac{1}{1 - \alpha_1(p)\alpha_2(p)} \begin{bmatrix} \beta_1(p) & \alpha_1(p)\beta_2(p) \\ \alpha_2(p)\beta_1(p) & \beta_2(p) \end{bmatrix}. \quad (8)$$

Из условия идентичности каналов

$$\begin{cases} \alpha_1(p) = \alpha_2(p) = \alpha(p); \\ \beta_1(p) = \beta_2(p) = \beta(p), \end{cases} \quad (9)$$

тогда выражение (7) с учетом (8) и (9) запишется

$$\Delta\theta(p) = \frac{\beta(p) [1 - \alpha(p)] \Delta M_1(p) - \beta(p) [1 - \alpha(p)] \Delta M_2(p)}{1 - \alpha^2(p)}. \quad (10)$$

В частном случае при  $\Delta M_1 = \Delta M_2$  рассогласование между роторами синхронных двигателей  $\Delta\theta$  в соответствии с выражением (10) равны нулю.

В случае использования асимметричных перекрестных связей, когда  $V_1(p) = -V_2(p)$ , результирующее рассогласование синхронных двигателей

$$\Delta\theta(p) = \frac{\beta(p) [1 - \alpha(p)] \Delta M_1(p) - \beta(p) [1 - \alpha(p)] \Delta M_2(p)}{1 + \alpha^2(p)}. \quad (11)$$

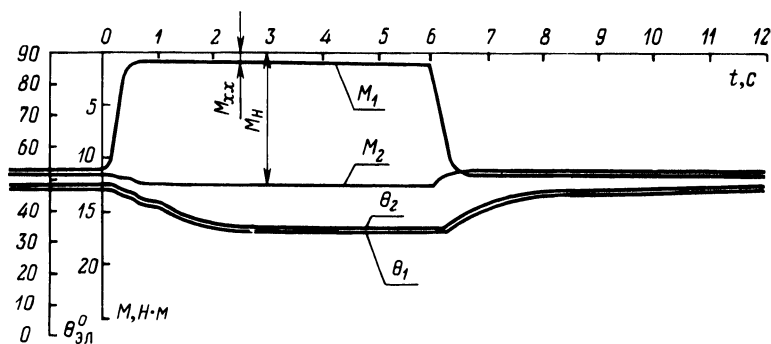


Рис. 2. Оциллограмма переходных процессов синхронно-синфазного электропривода с антисимметричными перекрестными обратными связями.

Как видно из выражения (11) при асимметричной перекрестной связи синхронно-синфазный электропривод обладает статической ошибкой.

На рис. 2 показана оциллограмма переходных процессов синхронно-синфазного электропривода с асимметричными перекрестными связями.

Приведенные в работе выражения (10) и (11) могут быть использованы при проектировании и расчете синхронно-синфазных электроприводов.

#### Л и т е р а т у р а

1. Б о т в и н н и к М.М. Регулирование возбуждения и статическая устойчивость синхронной машины. — М. — Л., 1950.
2. Н е в р а е в В.Ю., П е т е л и н Д.П. Системы автоматизированного электропривода переменного тока. — М. — Л., 1964.
3. П е т е л и н Д.П. Динамика синхронного привода поршневых компрессорных установок. — М., 1976.

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ АСИНХРОННЫХ  
ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

Основой для расчета и теоретического исследования различных режимов регулируемого и нерегулируемого асинхронного электропривода являются уравнения классической либо обобщенной теории электрических машин. В любом случае уравнения асинхронного двигателя (АД) включают в себя параметры обмотки статора, эквивалентные (приведенные) параметры обмотки ротора и параметры контура взаимоиנדукции. Известно, что если в симметричном АД приведение параметров ротора выполнено в соответствии с условием равенства числа витков обмоток статора и ротора, то параметры АД в уравнениях обобщенной теории будут соответствовать параметрам АД в уравнениях классической Г-образной схемы замещения без учета потерь в стали [1]. Предлагаемый способ определения параметров основан на использовании уравнений Г-образной или точной Г-образной схем замещения АД с учетом потерь в стали. Полученные таким образом параметры наиболее достоверны и универсальны. В частности, они также могут использоваться в уравнениях АД, в которых коэффициент приведения цепей статора и ротора выбран любым [2], однако при этом необходим соответствующий пересчет параметров ротора и контура взаимоиנדукции.

Исходными данными для определения параметров по предлагаемому методу является активное сопротивление статора  $R_c$  АД и его рабочие характеристики. Сопротивление  $R_s$  должно быть приведено к соответствующей температуре, а рабочие характеристики должны быть построены в функции скольжения ротора и содержать режим идеального холостого хода. Параметр  $R_s$  весьма просто определяется экспериментально и, кроме того, может быть получен из справочных данных [3]. Если рассчитываемые параметры предполагается использовать для комплексного научного исследования электропривода, включающего сопоставление теоретических и экспериментальных результатов, то указанные рабочие характеристики АД – объекта экспериментального исследования, должны быть получены опытным путем. В случае использования типовых (усредненных) рабочих характеристик из-за больших технологических разбросов между показателями отдельных экземпляров АД данного типа могут иметь место значительные отклонения расчетных параметров АД от фактических. Что касается ширины области технологического разброса, то из данных в [4] видно, что, например, реальный критический момент двигателей серии А02 превосходит паспортный у некоторых типов АД на 100–120%.



В соответствии с точной Г-образной схемой замещения АД [5] для режима идеального холостого хода имеем

$$\dot{U} = \dot{I}_{xx} R_s + jX_{\sigma s} \dot{I}_{xx} + R_{\mu} \dot{I}_{xx} + jX_{\mu} \dot{I}_{xx} \quad (1)$$

Обозначим  $-\dot{E}_{\mu xx} = R_{\mu} \dot{I}_{xx} + jX_{\mu} \dot{I}_{xx}$  и перепишем (1) в виде

$$\dot{U} = \dot{I}_{xx} R_s + jX_{\sigma s} \dot{I}_{xx} - \dot{E}_{\mu xx}, \quad (2)$$

где  $\dot{U}$  — комплекс фазного напряжения,  $\dot{U} = U$ , так как вектор  $\dot{U}$  совмещен с действительной осью комплексной плоскости;  $\dot{I}_{xx}$  — комплекс тока статора при идеальном холостом ходе ( $xx$ );  $X_{\sigma s}$  — сопротивление рассеивания обмотки статора;  $R_{\mu}$ ,  $X_{\mu}$  — эквивалентные активное и индуктивное сопротивления контура взаимной индукции;  $\dot{E}_{\mu xx}$  — комплекс э.д.с. взаимной индукции.

Преобразуем векторное уравнение (2) в систему алгебраических уравнений и решим ее относительно  $E_{\mu xx}$  и  $X_{\sigma s}$ . В результате получим

$$E_{\mu xx} = \frac{U \cos \varphi_{xx} - I_{xx} R_s}{\cos(\varphi_{xx} + \gamma)}; \quad (3)$$

$$X_{\sigma s} = \frac{R_s \sin(\varphi_{xx} + \gamma) - Z_{xx} \sin \gamma}{\cos(\varphi_{xx} + \gamma)}, \quad (4)$$

где  $\varphi_{xx}$ ,  $\gamma$  — аргументы комплексных  $I_{xx}$  и  $-\dot{E}_{\mu xx}$  соответственно;  $Z_{xx}$  — полное сопротивление фазы АД в режиме холостого хода.

Из данных опыта холостого хода можно получить

$$R_{\mu} = Z_{xx} \cos \varphi_{xx} - R_s \quad (5)$$

и выразить

$$X_{\mu} = Z_{xx} \sin \varphi_{xx} - X_{\sigma s}. \quad (6)$$

Для определения  $\gamma$ , а также приведенных активного сопротивления  $R'_R$  и реактивного сопротивления рассеивания  $X'_{\sigma R}$  обмотки ротора рассмотрим характер изменения реактивной составляющей тока статора  $I_s$  в функции скольжения  $s$ . Из точной Г-образной схемы замещения имеем [5]

$$\dot{I}_s = \dot{I}_{xx} + (-\dot{I}'_R), \quad (7)$$

$$-\dot{i}'_R = \frac{Ue^{j2\gamma}}{C_1^2 \left[ \frac{R_s}{C_1} \cos\gamma + \frac{R'_R}{s} - \frac{X_{\sigma s}}{C_1} \sin\gamma \right] + j \left( \frac{X_{\sigma s}}{C_1} \cos\gamma + X'_{\sigma R} + \frac{R_s}{C_1} \sin\gamma \right)}, \quad (8)$$

где  $C_1$  – модуль коэффициента приведения.

$$C_1 = \frac{U}{E_{\mu xx}}. \quad (9)$$

Обозначим

$$X'_{k2} = \frac{X_{\sigma s}}{C_1} \cos\gamma + X'_{\sigma R} + \frac{R_s}{C_1} \sin\gamma; \quad (10)$$

$$R'_{k2} = \frac{R_s}{C_1} \cos\gamma + \frac{R'_R}{s} - \frac{X_{\sigma s}}{C_1} \sin\gamma; \quad (10a)$$

$$\Psi'_2 = \arctg (X'_{k2}/R'_{k2}) \quad (11)$$

и преобразуем (8) к виду

$$-\dot{i}'_R = \dot{U}e^{j(2\gamma - \Psi'_2)} \sin\Psi'_2 / C_1^2 X'_{k2}. \quad (12)$$

Подставляя (12) в (7), получим

$$\dot{i}'_s = \dot{i}_{xx} e^{-j\varphi_{xx}} + \frac{U}{C_1^2 X'_{k2}} \sin\Psi'_2 e^{j(2\gamma - \Psi'_2)}, \quad (13)$$

откуда модуль реактивной составляющей тока статора равен

$$I_{sp} = I_{xx} \sin\varphi_{xx} - \frac{U}{C_1^2 X'_{k2}} \sin\Psi'_2 \sin(2\gamma - \Psi'_2). \quad (14)$$

Исследуем (14) на экстремум при изменении скольжения (или связанного с ним угла  $\Psi'_2$ ), в результате получим уравнение

$$-\cos\Psi'_{23} \sin(2\gamma - \Psi'_{23}) + \sin\Psi'_{23} \cos(2\gamma - \Psi'_{23}) = 0,$$

решение которого имеет вид

$$\Psi'_{23} = \gamma. \quad (15)$$

Для использования (15) в определении параметров АД необходимо располагать следующими показателями АД в точке минимума реактивной составляющей тока статора:  $I_{S3}$  — током статора,  $P_{13}$  — потребляемой активной мощностью и  $s_3$  — скольжением ротора. Далее выразим вектор вторичного тока (12) для точки экстремума в виде

$$-\dot{I}'_{R3} = \dot{I}_{S3} - \dot{I}_{XX}. \quad (16)$$

Тогда, с учетом (15), (16), его аргумент

$$\Psi'_{23} = \arctg \frac{I_{XX} \sin \varphi_{XX} - I_{S3} \sin \varphi_3}{I_{S3} \cos \varphi_3 - I_{XX} \cos \varphi_{XX}} \quad (17)$$

и модуль

$$-I'_{R3} = \sqrt{(I_{XX} \sin \varphi_{XX} - I_{S3} \sin \varphi_3)^2 + (I_{S3} \cos \varphi_3 - I_{XX} \cos \varphi_{XX})^2}, \quad (18)$$

где  $\varphi_3$  — угол сдвига между фазным током статора и фазным питающим напряжением,  $\varphi_3 = \arccos(P_{13}/3UI_{S3})$ . Исходя из выражений (11), (12), (15) для точки экстремума можно записать

$$I'_{R3} = \frac{U \sin \gamma}{C_1^2 X'_{к2}} = \frac{U \cos \gamma}{C_1^2 P'_{к2}},$$

что при совместном рассмотрении с (9) — (10а) позволяет получить формулы

$$X'_{GR} = \frac{\sin \gamma}{C_1} \left( \frac{E_{\mu XX}}{I'_{R3}} - \frac{X_{GS}}{\operatorname{tg} \gamma} - R_S \right); \quad (19)$$

$$R'_R = s_3 \frac{\cos \gamma}{C_1} \left( -\frac{E_{\mu XX}}{I'_{R3}} + X_{GS} \operatorname{tg} \gamma + R_S \right). \quad (20)$$

Таким образом, последовательное использование формул (15) — (18), (3) — (6), (9), (19) — (20) позволяет рассчитать параметры точной Т-образной схемы замещения АД. Указанные формулы получены из уравнений точной Г-образной схемы замещения АД и не содержат дополнительных допущений по

отношению к допущениям, принятым при обосновании точной Т-образной схемы замещения АД.

Рассчитанные таким образом параметры АД постоянны, но могут служить основой для учета влияния на характеристики АД насыщения магнитных цепей, вытеснения тока в проводниках и т.п.

Практическое использование предлагаемого метода следует основывать на данных типовых или экспериментальных рабочих характеристик, которые позволяют рассчитать зависимость  $I_{ps} = f(s)$ , а также вспомогательные кривые:  $I_s = f(s)$ ,  $P_1 = f(s)$ . Затем графически (методом секущих) определяют точку минимума кривой  $I_{ps} = f(s)$ , которая обычно лежит в пределах  $s = (0,2...1,3)$ , и соответствующие ей данные  $I_{s3}, P_{13}$  (или  $\cos \varphi_3$ ).

### Л и т е р а т у р а

1. К о п ы л о в И.П. Электромеханические преобразователи энергии. — М., 1973. 2. Л ы с ц о в А.Я. Разработка методов расчета и анализ переходных и установившихся режимов асинхронных электроприводов при вентильном управлении. — Автореф. канд.дис. — Свердловск, 1967. 3. Обмоточные данные асинхронных двигателей/ Под ред. П.И.Цыбулевского. — М.—Л., 1966. 4. Рекомендации по выбору асинхронных двигателей для металлорежущих станков (на примере двигателей серии АО2). — М., 1972. 5. В о л ь д е к А.И. Электрические машины. — Л., 1974.

УДК 62-83:621.313.333

В.П.Беляев, И.Э.Ревзин

### ОБ ИССЛЕДОВАНИИ ДИНАМИКИ ЧАСТОТНО-УПРАВЛЯЕМОГО АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

В процессе проектирования промышленных приводов целесообразно изучить их динамические свойства, что зачастую выполняется по структурной схеме разрабатываемого электропривода. Рассмотрим разомкнутую систему частотно-управляемого асинхронного электропривода, в основу которой положена структура [1], где привод представлен двумя отдельными каналами регулирования по напряжению и по частоте (рис. 1). В качестве источника переменного напряжения и частоты примем преобразователь частоты со звеном постоянного тока. Согласно [2,3] структурную схему асинхронного двигателя можно составить, используя уравнения обобщенной машины. Эти уравнения в системе координат, вращающейся с синхронной скоростью, при записи в малых приращениях имеют вид:

$$\bar{U}_{s0} + \Delta \bar{U}_s = [r_s + L_s(p + j\omega_{s0} + j\Delta\omega_s)] (\bar{i}_{s0} + \Delta \bar{i}_s) + L_m(p + j\omega_0 + j\Delta\omega) (\bar{i}_{r0} + \Delta \bar{i}_r); \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned}
 0 &= L_m(p+j\omega_{s0}+j\Delta\omega_s)(\bar{i}_{s0}+\Delta\bar{i}_s) + [r_r+L_r(p+j\omega_{s0}+j\Delta\omega_s)](\bar{i}_{r0}+\Delta\bar{i}_r); \\
 M_0 + \Delta M &= k_{\Pi} L_m \operatorname{Im}[(\bar{i}_{s0}+\Delta\bar{i}_s)(\bar{i}_{r0}+\Delta\bar{i}_r)^*] = \frac{J}{k_{\Pi}} p(\omega_{r0}+\Delta\omega_r) + M_{c0} + \Delta M_c,
 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $\bar{U}_s, i_s, i_r$  — соответственно результирующие вектора напряжения и тока статора, а также тока ротора;  $r_s, r_r, L_s, L_r$  — соответственно активные сопротивления статора и ротора, а также их индуктивности рассеяния;  $L_m$  — индуктивность намагничивающего контура;  $\omega_s$  и  $\omega$  — частота напряжения статора и частота скольжения;  $J$  — приведенный к валу двигателя момент инерции;  $M$  и  $M_c$  — соответственно электромагнитный момент двигателя и статический момент;  $k_{\Pi}$  — число пар полюсов АД;  $p$  — оператор дифференцирования.

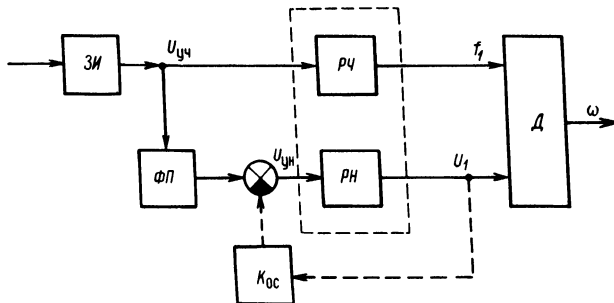


Рис. 1. Структурная схема разомкнутой системы частотного управления:

ЗИ — задатчик интенсивности; РН — регулятор напряжения; ФП — функциональный преобразователь; Д — двигатель;  $K_{ос}$  — коэффициент обратной связи, компенсирующей падение напряжения на активном сопротивлении статора.

Пренебрегая значениями приращений, можно получить уравнения установившегося режима:

$$\left. \begin{aligned}
 \bar{U}_{s0} &= (r_s + j\omega_{s0})\bar{i}_{s0} + j\omega_{s0}L_m\bar{i}_{r0} = \bar{Z}_{s0}\bar{i}_{s0} + \bar{Z}_{m0}\bar{i}_{r0}; \\
 0 &= j\omega_0L_m\bar{i}_{s0} + (r_r + j\omega_0L_r)\bar{i}_{r0} = \bar{Z}_{d0}\bar{i}_{s0} + \bar{Z}_{r0}\bar{i}_{r0}; \\
 M_0 &= k_{\Pi}L_m \operatorname{Im}[\bar{i}_{s0}\bar{i}_{sr}^*] = M_{c0},
 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

а пренебрегая произведениями приращений и значениями установившихся величин, после преобразований получаем уравнения переходного режима:

$$\left. \begin{aligned} \Delta \bar{U}_s + \frac{L_s \bar{Z}_{r0}}{L_m \omega_0} \bar{i}_{r0} \Delta \omega_s &= \bar{Z}_s \Delta \bar{i}_s + \bar{Z}_m \Delta \bar{i}_r; \\ \frac{r_r}{\omega_0} \bar{i}_{r0} (\Delta \omega_s - \Delta \omega_r) &= \bar{Z}_d \Delta \bar{i}_s + \bar{Z}_r \Delta \bar{i}_r; \\ \Delta M &= \frac{k}{\omega_0} \operatorname{Re} [\bar{i}_{r0}^* (\bar{Z}_{d0}^* \Delta \bar{i}_s + \bar{Z}_{r0}^* \Delta \bar{i}_r)] = \frac{J}{k_{\Pi}} p \Delta \omega_r + \Delta M_c \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где

$$\begin{aligned} \bar{Z}_s &= r_s + L_s (p + j\omega_{s0}); & \bar{Z}_{s0} &= r_s + jL_s \omega_{s0}; & \bar{Z}_{r0} &= r_r + jL_r \omega_0. \\ \bar{Z}_d &= L_m (p + j\omega_0); & \bar{Z}_{d0} &= jL_m \omega_0; \\ \bar{Z}_m &= L_m (p + j\omega_{s0}); & \bar{Z}_{m0} &= jL_m \omega_{s0}; \\ \bar{Z}_r &= r_r + L_r (p + j\omega_0); & \bar{Z}_{r0} &= r_r + j\omega_0 L_r; \end{aligned}$$

Проведя ряд преобразований и полагая, что входными сигналами являются  $\Delta \bar{U}_s$ ,  $\Delta \omega_s$  и  $\Delta M_c$ , а выходными  $\Delta \omega_r$ ,  $\Delta \bar{i}_s$ ,  $\Delta \bar{i}_r$ , из уравнений (3) получим передаточные функции асинхронного двигателя.

Для момента:

по скорости ротора

$$W_r = -\frac{\Delta M_r}{\Delta \omega_r} = -\frac{\Delta M}{\Delta \omega_r} \Big|_{\substack{\Delta \omega_s = 0 \\ \Delta U_s = 0}} = \frac{M_0}{\omega_0 |\bar{Z}^2|^2} \operatorname{Re} [(\bar{Z}_{r0}^* \bar{Z}_s - \bar{Z}_{d0} \bar{Z}_m) (\bar{Z}^2)^*]; \quad (4)$$

по частоте статора

$$\begin{aligned} W_s = \frac{\Delta M_s}{\Delta \omega_s} &= \frac{\Delta M}{\Delta \omega_s} \Big|_{\substack{\Delta \omega_r = 0 \\ \Delta U_s = 0}} = \frac{M_0}{\omega_0 |\bar{Z}^2|^2} \operatorname{Re} \left\{ [\bar{Z}_{r0}^* (\bar{Z}_s - \frac{L_s \bar{Z}_d \bar{Z}'_{r0}}{Z_m r_r} - \right. \\ &\left. - \bar{Z}'_{d0} (Z_m - \frac{L_s \bar{Z}'_r \bar{Z}_{r0}}{L_m r_r}) (\bar{Z}^2)^* \right\}; \quad (5) \end{aligned}$$

по напряжению статора

$$W_U = \frac{\Delta M_U}{\Delta \bar{U}_s} = \frac{\Delta W}{\Delta \bar{U}_s} \Big|_{\substack{\Delta \omega_r = 0 \\ \Delta \omega_s = 0}} = \frac{k_n \bar{U}_{s0}}{\omega_0 |\bar{Z}^2|^2} \operatorname{Re} \left[ \frac{(\bar{Z}_{r0} \bar{Z}_d^* - \bar{Z}_{d0} \bar{Z}_r) \bar{Z}_{d0} (\bar{Z}^2)^*}{\bar{Z}_{s0} \bar{Z}_{r0} - \bar{Z}_{m0} \bar{Z}_{d0}} \right].$$

Для тока статора:

по скорости ротора:

$$W_{r,i} = \frac{\Delta \bar{i}_s}{\Delta \omega_r} \Big|_{\substack{\Delta \omega_s = 0 \\ \Delta U_s = 0}} = \frac{\bar{i}_{r0}}{\omega_0} \frac{r_r \bar{Z}_m}{\bar{Z}^2};$$

по частоте статора

$$W_{s,i} = \frac{\Delta \bar{i}_s}{\Delta \omega_s} \Big|_{\substack{\Delta \omega_r = 0 \\ \Delta U_s = 0}} = \frac{\bar{i}_{r0}}{\omega_0} \frac{L_s}{L_m} \frac{\bar{Z}_{r0} \bar{Z}'_r - r_r Z_m}{\bar{Z}^2};$$

по напряжению статора

$$W_{U,i} = \frac{\Delta \bar{i}_s}{\Delta U_s} = \frac{\bar{Z}_r}{\bar{Z}^2}, \text{ где } \bar{Z}^2 = \bar{Z}_s \bar{Z}_r - \bar{Z}_m \bar{Z}_d.$$

Данная структура (рис. 2) и записанные по ней передаточные функции системы пригодны только для описания динамики системы "в малом" (на малых приращениях входных и выходных величин). Следовательно, структура не позволяет обычными методами исследовать динамику системы в режимах

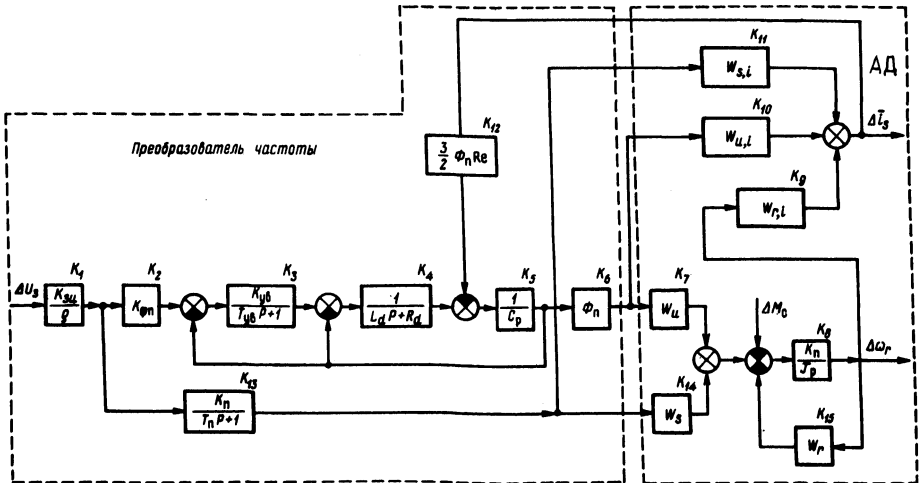


Рис. 2. Развернутая структурная схема разомкнутой системы:

$K_1$  — задатчик интенсивности;  $K_2$  — функциональный преобразователь;  $K_3$  — управляемый выпрямитель;  $K_4$  — сглаживающий фильтр;  $K_5$  — конденсатор фильтра;  $K_6$ ,  $K_{12}$  — прямая и обратная коммутационные функции инвертора;  $K_{13}$  — инерционность частотного канала инвертора;  $K_8 \dots K_{11}$ ,  $K_{14}$ ,  $K_{15}$  — асинхронный двигатель.

пуска, торможения и реверса без внесения каких-либо дополнений в математическую модель. Однако неплохо иметь возможность описания системы линейным операторным уравнением "в большом", что позволило бы применить к ней методы анализа и синтеза, используемые для линейных систем с постоянными коэффициентами. Основной сложностью является то, что асинхронный двигатель представляет собой "в большом" существенно нелинейное звено с переменными коэффициентами (линеаризованные уравнения в малых приращениях и мешают описать его в "большом"). Решить эту задачу представляется возможным только численными методами с использованием ЦВМ. Для этого вся величина изменения входных и выходных величин разбивается на ряд шагов в пределах малых приращений, на каждом из которых изменяются коэффициенты операторных уравнений.

Изменение коэффициентов будет происходить из-за изменения параметров АД в зависимости от насыщения магнитной цепи, вытеснения тока и частоты. Кроме того, поскольку начальными условиями для каждого последующего шага являются конечные значения величин на предыдущем шаге, будет изменяться порядок операторного уравнения из-за учета ненулевых начальных условий. Для учета изменения индуктивности намагничивающего контура применяется универсальная кривая намагничивания  $\varphi_y = f(i_{my})$ , приведенная от базовых величин  $I_{mxx}$ ,  $\Phi_{xx}$  (тока и потока намагничивающего контура при холостом ходе) к базовым номинальным величинам  $I_{mn}$ ,  $\Phi_n$ . Тогда индуктивность контура намагничивания определяется через свое номинальное значение следующим образом [5]:

$$L_m = L_{mn} \frac{\varphi_y \cdot \Phi_{xx} / \Phi_n}{i_y \cdot I_{mxx} / I_{mn}}, \quad (7)$$

где  $\varphi_y = \frac{\Phi}{\Phi_{xx}}$ ,  $i_y = \frac{I_m}{I_{mxx}}$ , значения потока и тока в универсальной кривой намагничивания.

Тогда решая уравнения установившегося режима (2), получим

$$\bar{i}_{s0} = -\frac{\bar{Z}_{r0}}{Z_{d0}} \bar{i}_{r0} = \frac{L_r L_m \omega_0^2 (r_s L_r \omega_0 + L_s r_r \omega_{s0}) - r_r L_m \omega_0 [\omega_{s0} \omega_0 (L_r L_s - L_m^2) - r_s r_r]}{L_m \omega_0 \{ (\omega_0 L_r r_s + \omega_{s0} L_s r_r)^2 + [\omega_{s0} \omega_0 (L_r L_s - L_m^2) - r_s r_r]^2 \}} \bar{U}_{s0} \quad (8)$$

Выражение для тока намагничивания запишется в виде:

$$\bar{i}_{m0} = \frac{a + jb}{c} \cdot \bar{U}_{s0}, \quad (9)$$



где  $a, b, c$  выражаются через параметры АД и установившиеся значения частоты. Можно также записать, что

$$I_m = |\bar{i}_{m0}|. \quad (10)$$

Тогда решая совместно уравнения (7), (9) и (10), можно определить значения  $L_m$  и  $i_m$ , соответствующее определенным величинам  $\bar{U}_{s0}, \omega_0$ . Эту задачу удобнее всего решать методом подстановки и легко реализовать на ЦВМ. Влияние вытеснения тока на параметры АД можно учесть по выражениям:

$$r_r = k_r r_{r\pi} + r_{rл}; \quad L_{\sigma r} = k_x L_{r\pi} + L_{\sigma rл}. \quad (11)$$

Коэффициенты  $k_r$  и  $k_x$  могут быть определены по формулам:

$$k_r = \xi \frac{\operatorname{sh} 2\xi + \sin 2\xi}{\operatorname{ch} 2\xi - \cos 2\xi}; \quad k_x = \frac{3}{2\xi} \frac{\operatorname{sh} 2\xi - \sin 2\xi}{\operatorname{ch} 2\xi - \cos 2\xi}, \quad (12)$$

где  $\xi = \frac{h}{h_{\text{пр}}}$ , причем  $h_{\text{пр}} = \sqrt{2/\mu\gamma\omega_0}$  — эквивалентная глубина проникновения тока при поверхностном эффекте;  $\mu$  — удельная магнитная проницаемость;  $\gamma$  — удельная проводимость материала стержней ротора. Вычисления параметров АД должны заново проводиться на каждом шаге расчета. Итак, расчет переходных процессов можно осуществить по следующему алгоритму

1. На первом шаге вводится величина напряжения задания, соответствующая малому приращению  $\bar{U}_s$  и при этом значении  $\Delta\bar{U}_3$  рассчитывается переходный процесс методом обратного преобразования Лапласа по формуле разложения:

$$x(t) = \sum_{i=1}^n \frac{U(p_i)}{V'(p_i)} e^{p_i t},$$

где  $x(t)$  — оригинал искомой величины;  $U(p_i)$  — полином числителя передаточной функции от  $p_i$ ;  $p_i$  —  $i$ -й корень характеристического уравнения;  $V'(p_i)$  — производная от полинома знаменателя.

Операторные уравнения системы будут иметь вид:

$$\Delta\bar{\omega}_r = \frac{A_1^{10}(p)}{A_{01}^{14}(p)} \Delta\bar{U}_3 - \frac{A_2''(p)}{A_{02}^{12}(p)} \Delta M_c;$$

$$\Delta\bar{M} = \frac{A_3^{10}(p)}{A_{03}^{15}(p)} \Delta U_3 - \frac{A_4^{12}(p)}{A_{04}^{12}(p)} \Delta M_c;$$

$\alpha$

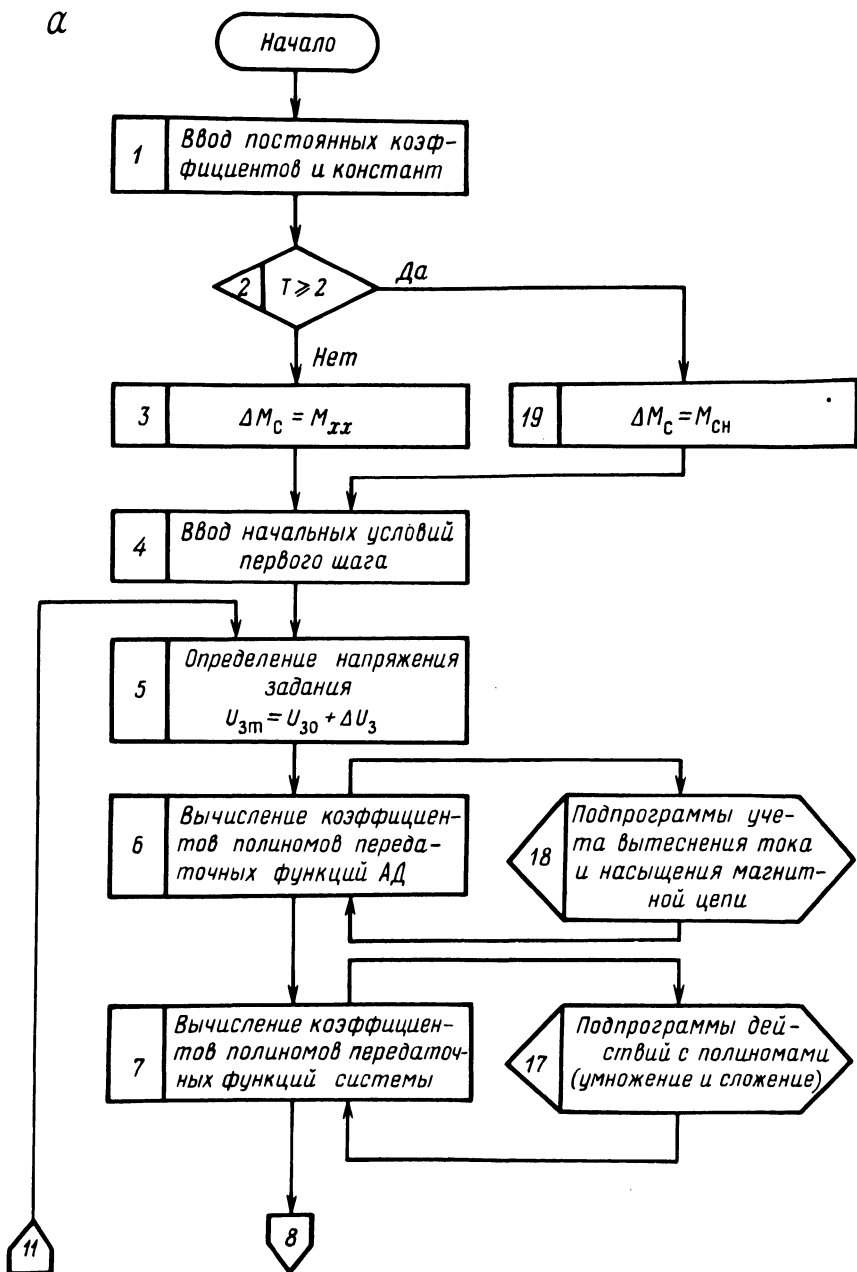
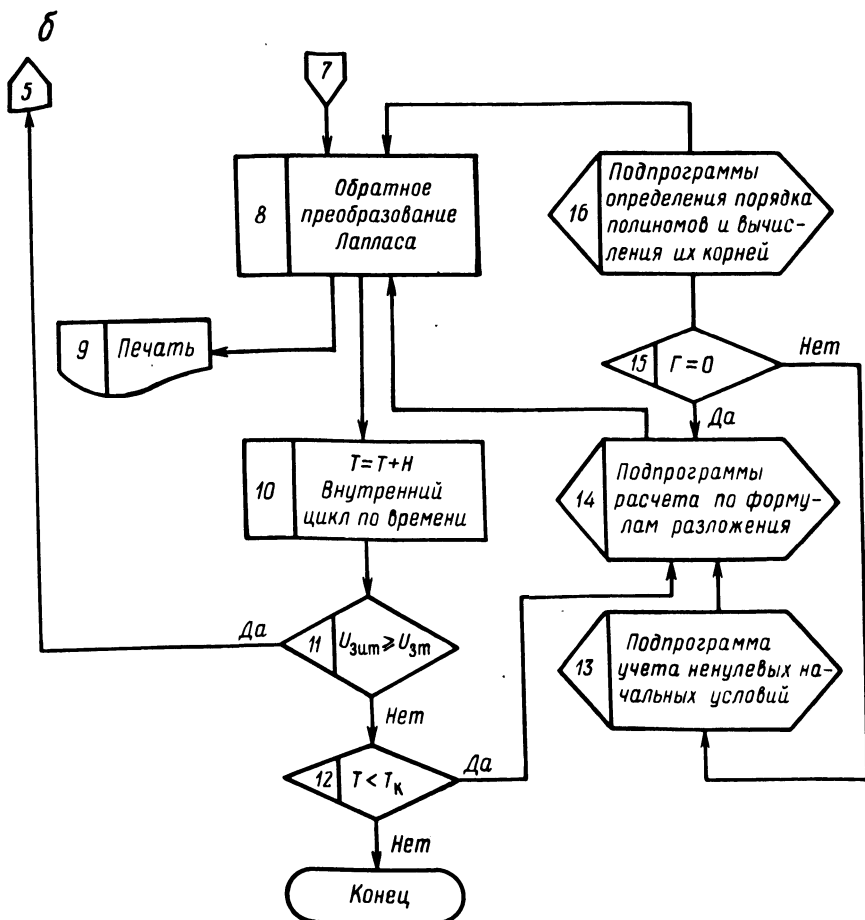


Рис. 3. Блок-схема

$$\Delta \bar{i}_s = \frac{A_5^{13}(p) + jA_6^{13}(p)}{A_{05}^{17}(p)} \Delta U_3 + \frac{A_7''(p) - jA_8''(p)}{A_{06}^{16}(p)} \Delta M_c,$$

где  $A_{0i}^n$  — полином  $n$ -го порядка знаменателя ;  $A_i^n$  — полином  $n$ -го порядка числителя.

Приведение к виду развернутых полиномов операторных уравнений "вручную" очень громоздко и поэтому рациональнее сделать это на ЦВМ. Даются малые приращения времени пока напряжение функционального преобразователя не достигнет текущего значения  $U_3$ .



программы.

2. По достижении временем  $t$  известной величины  $\Delta t$  которая обуславливается интенсивностью нарастания напряжения и частоты поля), подается следующее приращение  $U_3$ , а начальными условиями для нового расчета являются конечные значения предыдущего шага по напряжению. Кроме того, вводятся новые значения коэффициентов полиномов.

3. По достижении после определенного числа шагов нужного значения  $U_3$  – приращения  $U_3$  прекращается и процесс вычисляется до достижения установившегося режима. Нужно отметить, что на всех шагах, кроме первого, следует учитывать ненулевые начальные условия, поскольку каждый последующий шаг начинается при незавершенном переходном процессе предыдущего шага. Учет ненулевых начальных условий производится так: если передаточная функция системы имеет вид

$$W(p) = \frac{B_m p^m + B_{m-1} p^{m-1} + \dots + B_1 p + B_0}{A_n p^n + A_{n-1} p^{n-1} + \dots + A_1 p + A_0},$$

(то при ненулевых начальных условиях передаточная функция системы будет выглядеть:

$$W(p) = \frac{C_n p^n + C_{n-1} p^{n-1} + \dots + C_1 p + C_0}{A_n p^n + A_{n-1} p^{n-1} + \dots + A_1 p + A_0},$$

где

$$\left\{ \begin{array}{l} C_n = A_n x_0 + B_n; \\ C_{n-1} = A_n x_0^{(1)} + A_{n-1} x_0^{(n-m+1)} + A_m x_0 + B_{n-1}; \\ \dots \\ C_m = A_n x_0^{(n-m)} + A_{n-1} x_0^{(n-m-1)} + A_m x_0 + B_m; \\ \dots \\ C_1 = A_n x_0^{(n-1)} + A_{n-1} x_0^{(n-2)} + A_2 x_0^{(1)} + A_1 x_0 + B_1; \\ C_0 = B_0; \\ B_i = 0 \\ i < 0. \end{array} \right.$$

или иначе это можно представить как

$$\left\{ \begin{array}{l} C_i = \sum_{k=2}^n A_k x_0^{(k-2)} + B_i; \\ C_0 = B_0 \quad i > 0. \end{array} \right.$$

Следовательно, на каждом шаге будут заново вычисляться коэффициенты полиномов передаточных функций АД и, кроме того, на всех шагах, исключая первый, будут изменяться порядок и величина коэффициентов полиномов числителей передаточных функций системы.

Программа вычисления переходных процессов включает ряд сходных операций, которые рационально оформить в виде подпрограмм. Блок-схема такой программы приведена на рис. 3, а, б.

Таким образом, полученная структура разомкнутой системы и передаточные функции с помощью рассмотренных методов позволяют описать и исследовать динамику разомкнутой системы частотного управления в "большом", что имеет немаловажное значение при анализе динамики и синтезе замкнутых систем частотного управления и позволяет применить к ним методы, используемые для линейных систем автоматического регулирования.

#### Л и т е р а т у р а

1. С а н д л е р А.С., С а р б а т о в Р.С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. М., 1974.
2. К р и в и ц к и й Ф.О., Э п ш т е й н И.И. Динамика частотно регулируемых электроприводов с автономными инверторами. М., 1970.
3. К у д е л ь к о А.Р., С е в е р ц е в А.Р. Структурная схема асинхронного двигателя при амплитудно-частотном управлении. — Тр. Ленинградского политехн. ин-та. 1976, вып. 355.
4. К в о п р о с у о п е р е д а т о ч н о й ф у н к ц и и а с и н х р о н н о г о д в и г а т е л я / Р.П. Г е р а с и м я к, В.А. К о в р и г и н, Н.С. П у т и л и н, Г.И. Ш о й х е т. — Изв. вузов. Электромеханика, 1976, № 9.
5. М и щ е н к о В. А., Л о с е в а Н.И. Исследование предельных статических режимов серии асинхронных двигателей мощностью 0,6 — 100 кВт при частотном регулировании. — Барнаул, 1976.

## СОДЕРЖАНИЕ

### Электроэнергетика

Поспелов Г.Е., Фецко Ш., Чернецкий М.С. О некоторых технико-экономических и механических свойствах линий электропередач . . . . .	3
Свита Л.Н. О расширении области применения дифференциально-фазной высокочастотной защиты линий 110–330 кВ . . . . .	7
Смирнов А.И., Прусс В.Л., Богомолов И.В. Математическая модель процесса восстановления работоспособности распределительной ВЛ 10 кВ и ее использование при решении проектных и эксплуатационных задач . . . . .	10
Савин В.И. Математические методы оптимизации сетевой модели ремонта основного оборудования электростанций . . . . .	14
Латышева И.Г., Мишурня М.В. Статистическая проверка гипотезы о нормальности закона распределения случайной величины узловой нагрузки . . . . .	20
Демиденко Л.И., Яцкевич В.В. К определению потери напряжения в компенсированных распределительных сетях 10 кВ . . . . .	23
Валов Б.М., Прокочик В.В. Выбор времени дискретизации при контроле показателей качества электроэнергии дискретным методом . . . . .	26
Бернхардт У. Исследование зависимости предельного значения прироста потерь мощности от параметров энергосистемы при оптимизации мощностей и мест установки компенсирующих устройств . . . . .	30
Ступак И.А. Применение метода Байеса при прогнозировании надежности кабельных линий большой пропускной способности . . . . .	33
Падалко Л.П., Баранников А.И., Никольская Н.Н. Статистические модели планирования производства электроэнергии на электростанциях энергосистемы . . . . .	36
Степанчук К.Ф. Методы расчета времени жизни образца для линейной коммутационной модели . . . . .	40
Гончарик Е.П., Куприянович Ю.М. Измеритель электрических характеристик заземлителя . . . . .	43

### Теплоэнергетика

Леонков А.М., Качан А.Д., Шкода Н.И., Мичи Э.П. Исследование возможности привлечения крупных загородных ТЭЦ к регулированию мощности в энергосистемах . . . . .	47
Степанчук В.Ф., Кравец В.Ф., Мигуцкий Е.Г., Ромейко В.В. Исследование теплообмена одиночного цилиндра в области совместного влияния вынужденного и свободного движения . . . . .	51
Несенчук А.П., Романюк В.Н., Седнин В.А., Шатон Л.В. Энергозатраты и полнота десорбции углекислоты в непрерывном процессе термической регенерации синтетических цеолитов . . . . .	55
Северянин В.С., Вежба М.И. Конвективный теплообмен в устройствах пульсирующего горения . . . . .	58
Толчинский Е.Н., Мац И.З., Фейгина Н.А. Газомазутная горелка широкого диапазона регулирования нагрузки . . . . .	62
Жихар Г.И., Карницкий Н.Б. Расчет температуры загрязненной радиационной поверхности нагревателя . . . . .	69
Северянин В.С. Об использовании слоевого пульсирующего горения . . . . .	73

Минич Э.П., Бразовский В.П., Яковлев Б.В. К выбору оптимальных диаметров теплопроводов в крупных теплофикационных системах . . . . .	76
Слюк С.М. Метод расчета энергетической характеристики блочной ТЭС . . . .	81
Кабалдин Г.С., Кучко Т.В., Иванистов А.Н. Методы повышения энергетической эффективности работы сушильного оборудования . . . . .	84
Федюшин С.А., Малевич Ю.А., Папкович В.Н. Исследование затопленной струи методом эквивалентной задачи теории теплопроводности . . . . .	88

## Электрооборудование промышленных установок

Розум Т.Т., Купчинова Э.В. Расчет по составляющим переходных процессов в устройстве частоты . . . . .	94
Ильин О.П., Беляев В.П., Петренко Ю.Н., Примшиц П.П. Повышение динамической точности измерения момента нагрузки на валу рабочего органа . . . . .	98
Ус А.Г., Прусс В.Л., Ничипорович Л.В. Упрощенный метод расчета надежности электроснабжения электроприемников промпредприятий . . . . .	102
Вершинин А.С. К вопросу оценки погрешностей при контроле несинусоидальности напряжения методами численного гармонического анализа . . . . .	108
Черномащенко В.Г., Пацкевич В.А. Исследование демпфирующей цепи тиристорного преобразователя высокой частоты . . . . .	114
Парфенович О.Н., Балашов Д.Н. Электропривод с параметрическим регулированием частоты вращения специального короткозамкнутого асинхронного электродвигателя . . . . .	118
Сончик Л.И., Новаш И.В. Расчет трансформатора-преобразователя частоты с учетом нагрузки по основной гармонике . . . . .	122
Агеенко А.И., Кузьмицкий И.Ф., Ползик П.В. Синтез изодромных регуляторов на основе принципов аналитического конструирования . . . . .	126
Лापидус А.И. Асинхронный короткозамкнутый двигатель в режиме ползучей частоты вращения . . . . .	129
Лившиц В.С. Математическая модель формирования законов распределения коэффициентов использования промышленных электроприемников . . . . .	134
Ильин О.П., Баханович Г.А. Расчет угла рассогласования синхронно-синфазного электропривода с перекрестными обратными связями . . . . .	138
Сидоров В.Г. К вопросу определения параметров асинхронных электродвигателей . . . . .	144
Беляев В.П., Резвин И.Э. Об исследовании динамики частотно-управляемого асинхронного электропривода . . . . .	148

## РЕФЕРАТЫ

УДК 621.311

П о с п е л о в Г.Е., Ф е ц к о Ш., Ч е р н е ц к и й М.С. О некоторых технико-экономических и механических свойствах линий электропередач. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 3—7.

Даются и анализируются выражения стоимости передачи электрической энергии. Выясняются некоторые возможности снижения стоимости линий электропередач. Указываются не только конкретные пути снижения стоимости 1 км линии, но и увеличения пропускной способности и надежности сооружения в целом.

Приводится соответствующее математическое и количественное обоснование излагаемого вопроса. — Библиогр. 5.

УДК 621.311.391

С в и т а Л.Н. О расширении области применения дифференциально-фазной высокочастотной защиты линий 110—330 кВ. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 7—10.

Рассмотрены некоторые технические решения, которые могут быть использованы для повышения эффективности ДФЗ линии электропередач 110—330 кВ. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.004.53.54

С м и р н о в А.И., П р у с с В.Л., Б о г о м о л о в И.В. Математическая модель процесса восстановления работоспособности распределительной ВЛ 10 кВ и ее использование при решении проектных и эксплуатационных задач. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с.10—14.

Приведен ряд формул, описывающих процесс восстановления работоспособности линии при нарушении нормальной работы ее и позволяющих оценивать величину основного параметра недоотпуска электроэнергетики. Обсуждаются возможности использования предложенных методов расчета недоотпуска при решении задач проектирования и эксплуатации распределительных сетей. — Библиогр. 4.

УДК 621.311.004.67:681.3.06:51

С а в и н В.И. Математические методы оптимизации сетевой модели ремонта основного оборудования электростанций. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 14—19.

Предложены методы оптимизации сетевой модели ремонта основного оборудования электростанций по длительности простоя и ресурсам, учитывающие специфические энергоремонтные ограничения. — Табл. 1. Библиогр. 3.



УДК 621.311.001.2

Л а т ы ш е в а И.Г., М и ш у р н а я М.В. Статистическая проверка гипотезы о нормальности закона распределения случайной величины узловой нагрузки. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 20—22.

Изложена методика статистической проверки гипотезы о нормальности закона распределения нагрузок узлов и энергосистемы в целом по критерию совокупности малых выборок с учетом коррелированности значений нагрузок внутри выборок и корреляций между выборками. По предлагаемой методике составлена программа для ЭВМ "Минск-22" и проведена серия расчетов на реальном статистическом материале, подтвердивших возможность принятия такой гипотезы. — Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.316.13

Д е м и д е н к о Л.И., Я ц к е в и ч В.В. К определению потери напряжения в компенсированных распределительных сетях 10 кВ. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 23—26.

Показана необходимость учета поперечной составляющей падения напряжения при расчете потери напряжения в компенсированных передачах 10 кВ. Приведен вывод формулы, дающей точные результаты. — Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.331.025.1:621.3.08

В а л о в Б.М., П р о к о п ч и к В.В. Выбор времени дискретизации при контроле показателей качества электроэнергии дискретным методом. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 26—29.

Предлагается методика выбора времени дискретизации при замене непрерывных реализаций показателей качества электроэнергии дискретными последовательностями их значений. Приведены соотношения, устанавливающие связь между величиной погрешности измерения вероятностных характеристик и характером нагрузки исследуемой электрической сети. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.311.1:621.316.722

Б е р и х а р д т У. Исследование зависимости предельного значения прироста потерь мощности от параметров энергосистемы при оптимизации мощностей и мест установки компенсирующих устройств. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7; с. 30—32.

Проведен анализ зависимости экономического предельного эквивалента для оптимизации установки компенсирующих устройств от параметров энергосистемы. Получен вывод, что для энергосистемы значения предельного эквивалента можно принять едиными для всех узлов нагрузки. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.315.21:537.312.62

С т у п а к И.А. Применение метода Бейеса при прогнозировании надежности кабельных линий большой пропускной способности. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 33—35.

На основании теоретически и практически предлагаемых отказов криогенных кабельных линий электропередачи при априорном исследовании его отказов предлагается применение метода Бейеса при прогнозировании надежности сверхпроводящего кабеля. — Табл. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.311.1

П а д а л к о Л.П., Б а р а н н и к о в А.И., Н и к о л ь с к а я Н.Н. Статистические модели планирования производства электроэнергии на электростанциях энергосистемы. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 36—39.

Освещаются принципы построения статистических моделей для определения производства электроэнергии на электростанциях энергосистемы при текущем планировании основного производства. — Библиогр. 4.

УДК 537.523.4.621.315.6

С т е п а н ч у к К.Ф. Методы расчета времени жизни образца для линейной коммутативной модели. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 40—43.

Рассматривается методика расчета времени жизни образца изоляции при произвольной функции воздействующего напряжения. При этом предполагается, что зависимость времени жизни от напряжения при заданном воздействии определена экспериментально. Решение приведено для конкретных аналитических и графических зависимостей. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.317.7(088.8)

Г о н ч а р и к Е.П., К у п р и я н о в и ч Ю.М. Измеритель электрических характеристик заземлителя. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 43—46.

Приводится схема и описан принцип работы прибора, который измеряет сопротивление заземлителей и их потенциал, потенциалы отдельных точек поверхности земли, напряжения прикосновения и шага в долях от полного потенциала. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621:311.22:697.34.001.5

Исследование возможности привлечения крупных загородных ТЭЦ к регулированию мощности в энергосистемах/ А.М. Л е о н к о в, А.Д. К а ч а н, Н.И. Ш к о д а, Э.П. М и н и ч. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 47—51.

Показано, что за счет использования аккумулирующей способности транзитных тепломагистралей загородных ТЭЦ, работающих в пиковой или полупиковой части графика электрических нагрузок, можно получить увеличение комбинированной выработки электроэнергии и дополнительную пиковую мощность или уменьшение "привязанной" электрической мощности турбин ТЭЦ. — Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.1.016

Исследование теплообмена одиночного цилиндра в области совместного влияния вынужденного и свободного движения/ В.Ф. Степанчук, В.Ф. Кравец, Е.Г. Мигуцкий, В.В. Ромейко. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 51—54.

Приведены описание экспериментальной установки и экспериментальные данные по теплообмену одиночного цилиндра в области совместного влияния свободного и вынужденного движения в воздушном потоке. Получены критериальные уравнения, описывающие экспериментальные данные для любых направлений вынужденного движения относительно свободно-го. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 66.074.8

Энергозатраты и полнота десорбции углекислоты в непрерывном процессе термической регенерации синтетических цеолитов / А.П. Несенчук, В.Н. Романюк, В.А. Седнин, Л.В. Шатон. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 55—58.

Выполнено исследование величины энергозатрат на проведение процесса термической десорбции  $\text{CO}_2$  из синтетического цеолита в падающем слое. Получены формулы, позволяющие выполнять оценку энергозатрат в зависимости от различных факторов, определяющих процесс десорбции. Обработка результатов опытов выполнена на ЭВМ. — Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 536.24.532.54

Северянин В.С., Верба М.И. Конвективный теплообмен в устройствах пульсирующего горения. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 58—61.

В результате проведенных экспериментальных исследований внешнего обтекания пульсирующим газовым потоком тел цилиндрической формы и при течении в плоском канале получено, что интенсивность теплообмена при ламинарном течении может в несколько раз превышать ее значение для стационарного потока, а при турбулентном — на 20...25%. — Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 662.959:621.182 — 651.2

Толчинский Е.Н., Мац И.З., Фейгина Н.А. Газомазутная горелка широкого диапазона регулирования нагрузки. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 62—69.

Приводятся результаты модельных и промышленных исследований работы горелочного устройства с подачей газов рециркуляции в рассечку между воздушными потоками.

Показано, что горелочные устройства обеспечивают низкие избытки воздуха, позволяют снизить нагрузку до  $0,37D_{\text{ном}}$  при поддержании температуры промперегрева на эксплуатационном уровне. При этом содержание окислов азота в выбросах снижается до  $380 \text{ мг/м}^3$  при номинальной нагрузке. — Ил. 4. Табл. 1. Библиогр. 4.

*УДК 621.187.3*

Ж и х а р Г.И., К а р н и ц к и й Н.Б. Расчет температуры загрязненной радиационной поверхности нагрева. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 69–73.

Предлагается простой и достаточно точный метод расчета температуры загрязненной радиационной поверхности нагрева без учета влияния вторых и третьих отраженных тепловых потоков. Сравнение результатов расчета, полученных по предлагаемому методу с учетом вторых и третьих отраженных тепловых потоков, показало хорошую сходимость. — Ил. 2. Библиогр. 3.

*УДК 662.931 (088.8)*

С е в е р я н и н В.С. Об использовании слоевого пульсирующего горения. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 73–76.

Экспериментально выяснено, что устройства слоевого пульсирующего горения допускают достаточную свободу при выборе конструктивных вариантов. — Ил. 3. Библиогр. 2.

*УДК 697.34.001.24*

М и н и ч Э.П., Б р а з о в с к и й В.П., Я к о в л е в Б.В. К выбору оптимальных диаметров теплопроводов в крупных теплофикационных системах. "Научные и прикладные проблемы энергетики" 1980, вып. 7, с.76–81.

Показано влияние различных факторов на выбор оптимальных диаметров тепловых сетей в крупных системах теплоснабжения. Рекомендованы зависимости расчетных затрат в тепловые сети для вариантных расчетов на ЭВМ для систем теплоснабжения. — Ил. 1. Табл. 2. Библиогр. 5.

*УДК 621.311:681.326*

С и л ю к С.М. Метод расчета энергетической характеристики блочной ТЭС. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 81–84.

Рассмотрен метод расчета расходной характеристики блочной ТЭС по режимным параметрам. Приведены графические зависимости характеристик, полученные на основании расчета на ЭЦВМ. — Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 66.047:519.24:058.262.001.2 (045)

К а б а л д и н Г.С., К у ч к о Т.В., И в а н и с т о в А.Н. Методы повышения энергетической эффективности работы сушильного оборудования. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 84–88.

Выполнена классификация методов повышения энергетической эффективности работы сушильного оборудования при создании нового и модернизации действующего сушильного оборудования. — Ил. 2.

УДК 536.2

Ф е д ю ш и н С.А., М а л е в и ч Ю.А., П а п к о в и ч В.Н. Исследование затопленной струи методом эквивалентной задачи теории теплопроводности. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с.88–93.

Обсуждается возможность создания сред с заранее известными распределениями градиентов плотности. Исследования проводятся в связи с необходимостью управлять мощным лазерным излучением. — Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.372.061.3

Р о з у м Т.Т., К у п ч и н о в а Э.В. Расчет по составляющим переходных процессов в утроителе частоты. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 94–98.

Предлагается методика расчета по составляющим переходных процессов в утроителе частоты с трехфазным входом. Переходный режим рассматривается как результат наложения на установившийся режим нелинейной, отличной от экспоненты, затухающей во времени свободной составляющей. Расчет свободных составляющих осуществляется с помощью направленного графа. — Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 62–82:621.333.3

Повышение динамической точности измерения момента нагрузки на валу рабочего органа/ О.П. И л ь и н, В.П. Б е л я е в, Ю.Н. П е т р е н к о, П.П. П р и м ш и ц. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 98–102.

Предложены способы измерения момента нагрузки на валу рабочего органа, позволяющие повысить точность его измерения в динамических режимах. Приведены структурные схемы, реализующие предлагаемые способы. — Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 658.26:621.3

У с А.Г., П р у с с В.Л., Н и ч и п о р о в и ч Л.В. Упрощенный метод расчета надежности электроснабжения электроприемников промпредприятий. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с.102–107.

Метод основывается на представлении времени "жизни" каждого элемента системы энергоснабжения в течение года в виде времени нахождения его в состоянии нормального функционирования, в холодном резерве, на планово-профилактическом обслуживании и в аварийном ремонте. — Ил. 1. Табл. 2. Библиогр. 2.

*УДК 621.317.757*

В е р ш и н и н А.С. К вопросу оценки погрешностей при контроле несинусоидальности напряжения методами численного гармонического анализа. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с.108—113.

Рассмотрен вопрос количественной оценки относительных погрешностей определения амплитуд гармоник контролируемого напряжения методом численного гармонического анализа в случае усеченной или заостренной синусоиды. Даны рекомендации по выбору количества замеров для получения заданной точности определения как коэффициента гармоник, так и амплитуд отдельных гармоник контролируемого напряжения. — Ил. 4. Библиогр. 7.

*УДК 621.314.632*

Ч е р н о м а ш е н ц е в В.Г., П а ц к е в и ч В.А. Исследование демпфирующей цепи тиристорного преобразователя высокой частоты. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 114—117.

Рассматриваются основные зависимости, позволяющие рассчитать параметры диодных демпфирующих цепей в тиристорных преобразователях высокой частоты со стабилизацией внутренних токов и напряжений. — Ил.3. Библиогр. 3.

*УДК 62 – 83*

П а р ф е н о в и ч О.Н., Б а л а ш о в Д.Н. Электропривод с параметрическим регулированием частоты вращения специального короткозамкнутого асинхронного электродвигателя. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 118—122.

Приведены некоторые особенности параметрического регулирования частоты вращения асинхронных электродвигателей. Рассмотрены длительно допустимые по условию нагрева моменты на валу электродвигателей при регулировании. Сделан вывод о необходимости применения при параметрическом регулировании асинхронного электродвигателя специальной конструкции. Приведена конструкция электродвигателя и экспериментальные результаты. — Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 2.

*УДК 621.314.26*

С о н ч и к Л.И., Н о в а ш И.В. Расчет трансформатора-преобразователя частоты с учетом нагрузки по основной гармонике. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 122—125.

Предложена методика расчета трансформатора-преобразователя частоты при емкостной компенсации с учетом нагрузки по основной гармонике. — Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 62 – 50:62 – 83

А г е е н к о А.И., К у з ь м и ц к и й И.Ф., П о л з и к П.В. Синтез изодромных регуляторов на основе принципов аналитического конструирования. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 126–129.

Приводится метод синтеза изодромных регуляторов электромеханических систем, позволяющий определить коэффициенты изодромного закона управления объектом, подверженного действию постоянного возмущения, и метод выбора весовых коэффициентов из условия обеспечения устойчивости и заданных показателей качества системы. — Библиогр. 4.

УДК 62 – 83:621.313.3 – 592.3

Л а п и д у с А.И. Асинхронный короткозамкнутый двигатель в режиме ползучей частоты вращения. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 129–133.

Рассматривается схема включения асинхронного короткозамкнутого двигателя на ползучую частоту вращения и дается методика расчета токов и механической характеристики машины в этом режиме. Приведенная схема может быть использована в позиционных электроприводах металлорежущих станков для осуществления операций доворота механизмов в заданное положение. — Ил. 4. Библиогр. 6.

УДК 621.311.4

Л и в ш и ц В.С. Математическая модель формирования законов распределения коэффициентов использования промышленных электроприемников. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с.134–138.

Предложена и обоснована математическая модель, описывающая распределение коэффициентов использования промышленных электроприемников одной категории в виде усеченного на интервале 0–1 нормального распределения, все свойства и характеристики которого определяются одним параметром – генеральным средним коэффициентом использования. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 62 – 82:621.313.3

И л ь и н О.П., Б а х а н о в и ч Г.А. Расчет угла рассогласования синхронно-синфазного электропривода с перекрестными обратными связями. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с.138–143.

Предлагается методика расчета угла рассогласования синхронно-синфазной системы на синхронных двигателях с перекрестными обратными связями.

Приводятся расчетные соотношения для определения результирующего угла рассогласования синхронно-синфазной системы при симметричных и антисимметричных перекрестных обратных связях. — Ил. 2. Библиогр.3.

*УДК 621.313.333*

Сидоров В.Г. К вопросу определения параметров асинхронных электродвигателей. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 144—148.

Предложен и обоснован метод определения параметров точной Т-образной схемы замещения асинхронного электродвигателя с учетом потерь в стали. Метод основан на использовании рабочих характеристик асинхронных электродвигателей, содержащих режим идеального холостого хода. — Библиогр. 5.

*УДК 62 – 83:621.313.333*

Беляев В.П., Ревзин И.Э. Об исследовании динамики частотно-управляемого асинхронного электропривода. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1980, вып. 7, с. 148—157.

Построена структура разомкнутой системы частотно-управляемого асинхронного электропривода с разделенными каналами регулирования по напряжению и частоте. Приведена методика исследования динамики разомкнутой системы "в большом" с помощью ЦВМ. — Ил. 3. Библиогр.3.