

Министерство высшего и среднего  
специального образования БССР

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени  
политехнический институт

Республиканские межведомственные сборники

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ.  
Выпуск 4

Минск "Вышэйшая школа" 1977

620.9

НЗ4

Главный редактор  
кандидат технических наук Ю.А. Малевич

Редакционный совет:

В.С. Ермаков, В.Ф. Кудрявцев, А.М. Леонков, Ф.В.  
Мехедко, П.В. Ползик, Г.Е. Поспелов, Е.П. Раткевич,  
В.Ф. Степанчук, Г.Н. Хартанович, Г.П. Шейна, Б. В.  
Яковлев

Н  $\frac{30300 -- 069}{M304(05) - 77}$  65 - 77



Издательство "Вышэйшая школа", 1977

## ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

А.М. Леонков, И.С. Мысак

### ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ НЕКОТОРЫХ РЕЖИМОВ НА ЭКОНОМИЧНОСТЬ РАБОТЫ КОТЛА ТГМП-314

Эффективность сжигания топлива оказывает существенное влияние на к.п.д. топочного устройства, а следовательно, и на к.п.д. котла и блока в целом.

Рассмотрим влияние воздушного режима котла, горелочных устройств и других режимных факторов на изменение экономичности газомазутных котлов ТГМП-314 при сжигании мазута.

Если обозначить к.п.д. нетто идеальной топки через  $\eta_{ит}^н$ , а фактически достигнутое значение к.п.д.  $\eta_{ф}^н$  [1], то

$$\eta_{ит}^н - \eta_{ф}^н = \Sigma \Delta q. \quad (1)$$

$\Sigma \Delta q$  представляет собой сумму дополнительных потерь тепла

$$\Sigma \Delta q = \Delta q_2 + \Delta q_3 + \Delta q_T + \Delta q_{гор} + \Delta q_3 + \Delta q_4, \quad (2)$$

где  $\Delta q_2$  -- дополнительная потеря тепла с уходящими газами;

$\Delta q_3$  -- дополнительная потеря тепла на дутье;  $\Delta q_T$  -- дополни-

тельная потеря тепла на тягу;  $\Delta q_{гор}$  -- дополнительная потеря тепла на преодоление сопротивления горелок.

Проведенные испытания на котле ТГМП-314 позволяют сделать соответствующие расчеты по дополнительным потерям топки, результаты которых представлены ниже.

Исследования показали, что в стационарных оптимальных режимах работы котла потеря тепла с химической неполнотой сгорания практически отсутствует ( $q_3=0$ ). Потеря тепла с механическим недожогом ( $q_4$ ) в диапазоне нагрузок котла 50—100% от номинальной находится в пределах (0,05÷0,02%). С

увеличением коэффициента избытка воздуха в топке  $q_4$  уменьшается.

Как следует из рис.1, а, дополнительная потеря тепла с уходящими газами увеличивается с увеличением избытка воздуха при постоянной нагрузке котла за счет увеличения объема газа и температуры уходящих газов.

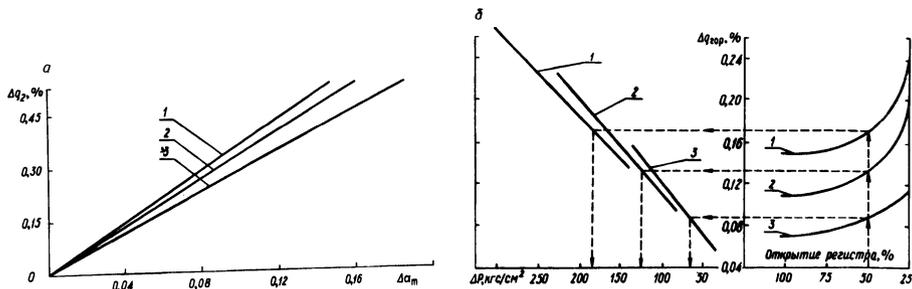


Рис. 1. Изменение дополнительных потерь тепла: а — с уходящими газами в зависимости от  $\Delta\alpha_T$ ; б — от степени открытия поворотных лопаток регистров горелок; 1 — при номинальной нагрузке; 2 — 0,9 от номинальной; 3 — 0,5 от номинальной.

Если обозначить отношение дополнительных потерь  $\Delta q_2$  при некоторой нагрузке к  $\Delta\alpha_T$  при этой нагрузке через  $K_2$ , то получим безразмерный коэффициент

$$K_2 = \frac{\Delta q_2}{100 \Delta \alpha} \quad (3)$$

При номинальной нагрузке котла и 50% номинальной  $K_2$  соответственно равен 0,036 и 0,028, т.е. дополнительная потеря тепла с уходящими газами на единицу изменения избытка воздуха в топке с ростом нагрузки увеличивается.

С уменьшением тепловых потерь с уходящими газами (при переходе на малые избытки воздуха и при некотором постоянном положении регистров горелок) уменьшается расход электроэнергии на тягу и дутье, а следовательно, и их дополнительные потери  $\Delta q_T$  и  $\Delta q_{\text{э}}$ .

Горелочные устройства котлов ТГМП-314 оборудованы завихрителями воздуха (регистрами), поэтому дополнительная потеря тепла непосредственно зависит от сопротивления поворотных лопаток регистров.

С ростом нагрузки котла (при постоянном положении поворотных лопаток регистров или с уменьшением процента отк-

рытия поворотных лопаток регистров при постоянной нагрузке) дополнительные потери возрастают.

В процессе наладочных работ на котле было определено, что оптимальным положением открытия поворотных лопаток регистров исходя из условий надежности (долговечности) работы металла насадок горелок является открытие на 50% [2]. При этом перевод работы котла на избытки воздуха, близкие к критическим, способствовал получению экономического эффекта в среднем 25000 руб./год.

Изменяя положение поворотных лопаток регистров горелок, изменяется сопротивление по воздуху самих горелок, а следовательно, и дополнительная потеря тепла на преодоление этого сопротивления.

На рис. 1,6 представлены зависимости расхода дополнительных потерь тепла от положения поворотных лопаток регистров, полученные экспериментальным путем. Эти зависимости можно выразить как

$$\Delta q_{гор} = a \Delta q_n + b \frac{1}{z^m}, \quad (4)$$

где  $\Delta q_n$  — дополнительные потери тепла при открытии на 100% поворотных лопаток регистров горелок;  $z$  — открытие поворотных лопаток регистров горелок, выраженных в долях единицы;  $a, b$  — коэффициенты, соответственно равные при номинальной нагрузке и нагрузке 90% 0,96 и 0,0056; при номинальной и 50% — 0,97 и 0,0025;  $m$  — показатель степени, равный 2.

Определим приращение дополнительных потерь тепла при прикрытии поворотных лопаток регистров от 100 до 25%.

Дифференцируя уравнение (4), получим

$$d(\Delta q_{гор}^{доп}) = -bm \cdot \frac{1}{z^{m+1}} dz. \quad (5)$$

Интегрируя (5) в вышеуказанных пределах, определим дополнительную потерю тепла

$$\Delta q_{гор}^{доп} = -bm \int_1^{0,25} \frac{1}{z^{m+1}} dz, \quad (6)$$

которая при прикрытии поворотных лопаток регистров от 100 до 25% и при нагрузках котла номинальной и 90% номинальной равна  $\sim 0,09\%$ . Дополнительная потеря тепла при нагрузке 50% от номинальной соответственно равна  $\sim 0,04\%$ .

Несмотря на увеличение потерь тепла, прикрытия поворотных лопаток регистров горелок, особенно при низких нагрузках котла, приводит к заметному увеличению скорости и крутки воздуха, а следовательно, к улучшению смесеобразования, т.е. к снижению критического избытка воздуха  $\alpha_{кр}$ .

Учитывая экономическую сторону процесса, целесообразно вести режим работы котла, соблюдая следующее условие:

$$-bm \int_1^x \frac{1}{z^{m+1}} dz < K_2 (\alpha'_{кр} - \alpha''_{кр}) + \Delta q_T', \quad (7)$$

где  $\alpha'_{кр}$  -- критический избыток воздуха при 100% открытии поворотных лопаток регистров горелок;  $\alpha''_{кр}$  -- критический избыток воздуха при X% открытии поворотных лопаток регистров;  $\Delta q_T'$  -- уменьшение дополнительной потери тепла на тягу при переходе с  $\alpha'_{кр}$  на  $\alpha''_{кр}$ .

Левая сторона неравенства (7) представляет собой дополнительные потери тепла при прикрытии поворотных лопаток регистров горелок от 100% до некоторой величины X%, а правая -- реальное повышение к.п.д. топки ( $\Delta \eta_{\phi}$ ) в указанных условиях.

Из вышеизложенного следует, что экономически выгодно вести режим работы котла так, чтобы повышение к.п.д. топки при прикрытии поворотных лопаток регистров горелок на некоторую величину X превышало дополнительные потери, т.е. соблюдалось неравенство (7).

### Л и т е р а т у р а

1. Внуков А.К. Надежность и экономичность котлов для газа и мазута. М.--Л., 1966. 2. Мосейчук Р.Н. и др. Оптимальный режим работы горелочных устройств котла ТГМП-314. -- "Электрические станции", 1975, № 2.

## ВЛИЯНИЕ РЕЦИРКУЛЯЦИИ ДЫМОВЫХ ГАЗОВ НА СНИЖЕНИЕ КОНЦЕНТРАЦИИ ОКИСЛОВ АЗОТА В ПРОДУКТАХ СГОРАНИЯ

Значительная часть общего количества вредных примесей, выбрасываемых в атмосферу, образуется в результате сжигания топлива. Количество образующихся окислов азота зависит от ряда факторов, в частности коэффициента избытка воздуха, нагрузки парогенератора, температуры в зоне горения и др.

Рассмотрим влияние рециркуляции газов на образование  $\text{NO}_x$  при следующих допущениях: влияние рециркуляции проявляется только через снижение температуры в зоне горения (аналогично [1]); отсутствии обратной реакции; изменении концентрации во времени одинаково для случаев без рециркуляции и с рециркуляцией.

Запишем уравнение теплового баланса в расчете на 1 кг топлива с учетом тепла рециркулирующих газов

$$(V_{\text{гр}} + V_{\text{г}}) C T_{\text{р}} = Q'_{\text{т}} + I_{\text{гр}} \quad (1)$$

$$\text{Здесь } Q'_{\text{т}} = Q_{\text{р}}^{\text{р}} \frac{100 - q_3 - q_4 - q_6}{100 - q_4} + Q_{\text{в}} - Q_{\text{в.вн}},$$

где  $I_{\text{гр}}$  — тепло, вносимое в топку газами рециркуляции;  $I_{\text{гр}} = V_{\text{гр}} \cdot C t_{\text{гр}}$ ;  $V_{\text{г}}$  — объем продуктов сгорания в топке на 1 кг топлива без рециркуляции;  $V_{\text{гр}}$  — объем газов, отбираемых на рециркуляцию на 1 кг топлива;  $C$  — теплоемкость газов;  $T_{\text{р}}$  — адиабатическая температура газов в топке при рециркуляции.

Из уравнения (1) получим

$$\frac{1}{T_{\text{р}}} = \frac{(V_{\text{гр}} + V_{\text{г}}) C}{Q'_{\text{т}} + I_{\text{гр}}} \quad (2)$$

Для случая без рециркуляции по аналогии запишем

$$\frac{1}{T} = \frac{V_{\text{г}} \cdot C}{Q'_{\text{т}}} \quad (3)$$

С учетом обратной реакции

$$\frac{dNO}{d\tau} = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) f(c), \quad (4)$$

где  $A$  — постоянная Аррениуса;  $E$  — энергия активации;  $f(c)$  — функция, учитывающая концентрацию реагирующих веществ;  $R$  — универсальная газовая постоянная.

Полагая  $f(c) = \text{const}$ , будем иметь для случая с рециркуляцией

$$NO_p = A \exp\left(-\frac{E}{RT_p}\right) f(c_p) \tau_p \quad (5)$$

и для случая без рециркуляции

$$NO = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) f(c) \tau. \quad (6)$$

Или для случая с рециркуляцией

$$NO_p = A \exp\left[-\frac{E(V_{gp} + V_r)C}{R(Q'_T + I_{gp})}\right] f(c_p) \tau_p \quad (7)$$

и без рециркуляции

$$NO = A \exp\left[-\frac{E V_r C}{R Q'_T}\right] f(c) \tau. \quad (8)$$

Разделим уравнение (7) на (8)

$$\frac{NO_p}{NO} = \frac{A \exp\left[-\frac{E(V_{gp} + V_r)C}{R(Q'_T + I_{gp})}\right] f(c_p) \tau_p}{A \exp\left[-\frac{E V_r C}{R Q'_T}\right] f(c) \tau} \quad (9)$$

Принимая  $\tau_p = \tau$ ;  $f(c_p) = f(c)$ , окончательно имеем

$$\ln\left(\frac{NO_p}{NO}\right) = -\frac{E_c V_{\Gamma}}{R Q'_T} \left( \frac{Q'_T - \frac{I_{\Gamma p}}{r_{\text{рец}}}}{Q'_T + I_{\Gamma p}} \right) r_{\text{рец}}, \quad (10)$$

где  $r_{\text{рец}} = \frac{V_{\Gamma p}}{V_{\Gamma}}$ .

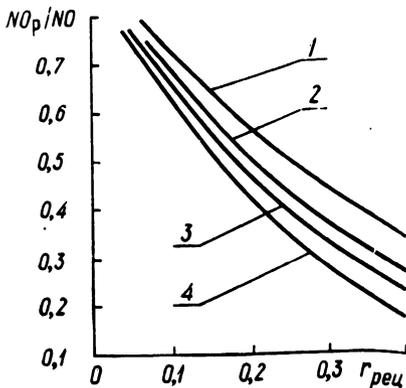


Рис. 1. Зависимость  $\frac{NO_p}{NO} = f(r_{\text{рец}})$  при  $\alpha = 1,02$  от температуры газов рециркуляции (топливо—мазут): 1—экспериментальная кривая; 2, 3, 4 —  $T_{\Gamma} = 723 \text{ K}, 573, 423 \text{ K}$  соответственно.

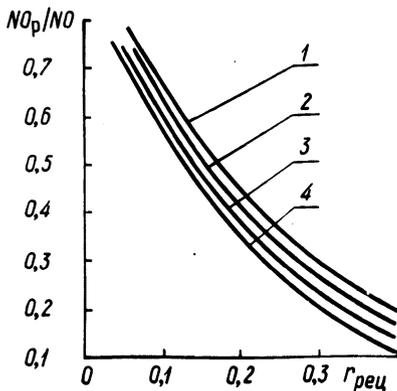


Рис. 2. Зависимость  $\frac{NO_p}{NO} = f(r_{\text{рец}})$  при различных коэффициентах избытка воздуха: 1, 2, 3 —  $\alpha = 1,02; 1,1; 1,2$  соответственно (для мазута); 4 —  $\alpha = 1,2$  (для подмосковного бурого угля).

На рис. 1 изображена зависимость  $\frac{NO_p}{NO} = f(r_{\text{рец}})$  при  $\alpha = 1,02$  и различной температуре газов рециркуляции. Из приведенной зависимости видно, что чем ниже температура газов, тем сильнее проявляется эффект рециркуляции. На графике (рис. 1) изображена зависимость  $\frac{NO_p}{NO} = f(r_{\text{рец}})$ , полученная при исследовании влияния рециркуляций на выход  $NO$  при циклонном способе сжигания мазута [2] при  $\alpha = 1,04$ .

Некоторое несовпадение экспериментальной и расчетной кривых объясняется тем, что расчетная кривая не учитывает всех специфических особенностей, присущих данному способу сжигания. Расчетная зависимость построена для адиабатической температуры, а в действительности температура горения будет значительно ниже адиабатической.

На рис. 2 показано влияние рециркуляции на выход окислов азота при различных коэффициентах избытка воздуха. Из графика (рис. 2) видно, что эффективность рециркуляции увеличивается с увеличением коэффициента избытка воздуха. На рис. 2 показана также зависимость снижения окислов азота от степени рециркуляции при сжигании различных топлив. Кривая 4, построенная для случая сжигания подмосковного бурого угля с коэффициентом избытка воздуха  $\alpha = 1,2$ , располагается ниже кривой 3 для случая сжигания мазута при том же избытке воздуха, что объясняется различными соотношениями  $Q_{н}^P, V_{г}^o, V_{в}^o$  для этих топлив (рис. 2).

### В ы в о д ы

Зависимости  $\frac{NO^P}{NO} = f(r_{рец})$ , полученные расчетным путем, довольно хорошо согласуются с результатом эксперимента при близких условиях.

Из рассмотренных факторов, влияющих на снижение выхода окислов азота, наибольшее влияние оказывает степень рециркуляции дымовых газов.

### Л и т е р а т у р а

1. Wahnschaffe E. Die Bildung der Stickstoff-oxide bei der Verbrennung von schweren Heizöl. -- "VGB Kraftwerkstechnik", 1973, 53, N 4. 2. Жихар Г.И., Руденков Б.М. Исследование влияния различных факторов на выход окислов азота при циклонном способе сжигания мазута. — "Изв. ВУЗов. Энергетика", 1976, № 8.

Б.В. Яковлев, Л.В. Кузнецов

### ВЫБОР ПРОФИЛЯ ТУРБИН МОЩНЫХ ТЭЦ ПРИ РАБОТЕ В ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫХ СИСТЕМАХ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

В связи с интенсивным жилищным и промышленным строительством многие города имеют расчетную тепловую нагрузку 2000—3000 Гкал/ч. Мощность ТЭЦ, покрывающих эту нагрузку, равна 750—1500 МВт. Радиусы действия городских сетей составляют 10—20 км и более. Гидравлические режимы и схемы тепловых сетей сильно усложняются, а вместе с ними и мето-

ды регулирования отпуска тепла. Это происходит в связи с тем что от единой тепловой сети удовлетворяются разные виды тепловых нагрузок (отопление, горячее водоснабжение, вентиляция).

Распространенные системы теплоснабжения имеют существенные недостатки, основными из которых являются: высокая стоимость тепловых сетей, ограниченная маневренность, аварийная уязвимость, трудность регулирования и др.

Для повышения надежности и экономичности теплоснабжения требуется коренное усовершенствование системы теплоснабжения крупных городов. Поэтому начинают получать применение независимые системы теплоснабжения с повышенным температурным графиком [1,2].

Расчетная температура воды в независимых системах может быть повышена до  $200^{\circ}\text{C}$  и более, что практически невозможно в зависимых системах по условиям статического давления в сети и из-за отсутствия надежной автоматизации.

Проведенные исследования показывают, что для независимых систем теплоснабжения экономически оправданными на данном этапе являются температуры прямой сетевой воды  $190\text{--}210^{\circ}\text{C}$  при удельном суммарном расчетном расходе сетевой воды  $6\text{--}7 \text{ T}/(\text{Гкал}/\text{ч})$ .

С переходом к независимым системам теплоснабжения возникает задача выбора профиля и расчетных параметров теплофикационных турбин. Особенностью теплофикационных турбин с отопительными отборами пара является их жесткая связь с системой теплоснабжения. В связи с этим профиль теплофикационных турбин со ступенчатым подогревом сетевой воды должен выбираться с учетом особенностей и режимов работы системы теплоснабжения. В частности, сюда относятся: выбор оптимальных параметров (мест) отопительных отборов; характеристик ЧНД и улучшение способов регулирования отпуска тепла от турбин; числа ступеней подогрева сетевой воды и поверхностей нагрева сетевых подогревателей по ступеням и др.

Для определения наивыгоднейшего числа ступеней подогрева сетевой воды рассматривались независимые системы теплоснабжения с температурными графиками  $190/70^{\circ}\text{C}$ ,  $200/70^{\circ}\text{C}$ ,  $210/70^{\circ}\text{C}$ .

В общем случае экономически наивыгоднейшее число ступеней подогрева определяется на основании технико-экономических расчетов с учетом технологического усложнения, удорожания турбоустановки за счет устройства дополнительных камер

отборов и подогревателей сетевой воды, полученной экономии топлива и замещающей мощности в энергосистеме и других составляющих. Экономия расчетных затрат на топливо и замещающей мощности обуславливается дополнительной выработкой электроэнергии на тепловом потреблении, величина которой существенно зависит от числа ступеней подогрева, конструктивного выполнения и ведения режимов ступенчатого подогрева сетевой воды. Максимальная выработка достигается при условии оптимального соотношения подогрева сетевой воды по ступеням.

Расчеты показывают, что в независимых системах теплоснабжения с повышенным температурным графиком (190/70°С, 200/70°С, 210/70°С) целесообразным является переход на трех- и даже четырехступенчатый подогрев сетевой воды. Это требует разработки нового профиля теплофикационной турбоустановки. При этом существенно увеличивается регулировочный диапазон давлений в камерах отборов и, в частности, в камере верхнего отопительного отбора. Причем в высокотемпературных системах теплоснабжения оптимальное значение  $\alpha_{ТЭЦ}^P$  также находится в пределах 0,5—0,7 в зависимости от условий работы ТЭЦ и экономических факторов.

В табл. 1 приведены данные по предельному давлению в камере верхнего отопительного отбора в зависимости от температурного графика и величины  $\alpha_{ТЭЦ}^P$ .

Выпускаемые в настоящее время теплофикационные турбины с двухступенчатым подогревом сетевой воды Т-110-130; Т-175-130; ПТ-135-130 имеют предельное давление в камере верхнего отбора 2,45—2,94 бар, а турбина Т-250-240 — 1,96 бар, что не позволяет эффективно использовать их в высокотемпературных системах теплоснабжения как по числу ступеней подогрева, так и по перестановочному диапазону давлений. Естественно, что для этих турбин предельное значение коэффициента тепло-

Таблица 1

Показатели	Температурный график, °С											
	180/70			190/70			200/70			210/70		
	$\alpha_{ТЭЦ}^P$			$\alpha_{ТЭЦ}^P$			$\alpha_{ТЭЦ}^P$			$\alpha_{ТЭЦ}^P$		
	0,5	0,6	0,7	0,5	0,6	0,7	0,5	0,6	0,7	0,5	0,6	0,6
Температура сетевой воды за верхним подогревателем турбины, С	125	136	144	130	142	154	135	148	161	140	154	168
Давление в камере верхнего отбора, бар	2,7	3,72	4,63	3,13	4,39	6,02	3,61	5,16	7,18	4,15	6,02	8,51

фикации обуславливается техническими ограничениями и находится в пределах 0,3—0,4. Такая зависимость не только снижает эффективность теплофикации, но и существенно увеличивает мощность пиковых источников теплоснабжения.

Таким образом, переход на независимые высокотемпературные системы теплоснабжения ставит перед исследователями и энергомашиностроителями задачу разработки нового профиля теплофикационной турбины мощностью 300—500 МВт с трех-, четырехступенчатым подогревом сетевой воды. Следует учитывать и то обстоятельство, что ужесточение требований к охране окружающей среды требует значительного удаления источника теплоснабжения от потребителей (на расстояние 8—15 км). Причем при сооружении ТЭЦ с мощностью, равной 1000—2000 МВт и более, конкурентным становится однопутный транспорт тепла от источника к потребителям, нагрев воды за счет отбора турбин при этом составляет 100—150°С. Это требует применения 3-х—5-ти ступеней подогрева. Как показывают исследования, наиболее приспособленной и экономичной для таких систем является теплофикационная турбина с независимыми потоками пара, предложенная кафедрой "Тепловые электрические станции" БПИ [3,4]. Отличительной особенностью турбины с независимыми потоками пара является конструктивное выполнение отборов в виде отсеков. Это устраняет влияние режимных и конструктивных факторов на оптимальный подогрев сетевой воды по ступеням и обеспечивает максимальную выработку электроэнергии на тепловом потреблении. Давление же пара перед отсеками (в точке разделения потоков) принимается таким, чтобы изменения тепловой нагрузки турбины и давлений пара в отборах (в течение отопительного сезона) практически не вызывали перераспределения расходов пара по ступеням.

Такая турбина оказывается более простой в смысле конструктивного выполнения и организации отопительных отборов и в то же время ее экономичность на 3—4% выше по сравнению с турбинами, у которых отопительные отбор: выполняются из одного потока пара.

#### Л и т е р а т у р а

1. Соколов Е.Я. и др. Современный уровень советской теплофикации и основные пути ее дальнейшего развития. — "Теплоэнергетика", 1967, № 2. 2. Соколов Е.Я. Теплофикация и тепловые сети. М., 1975. 3. Яковлев Б.В. Теплофикационная

турбина с отборами для ступенчатого подогрева сетевой воды. Авт. свид. № 250161. — "Бюлл. изобрет.", 1969, № 26. 4.  
Леонков А.М., Яковлев Б.В. Возможности повышения эффективности использования и совершенствования теплофикационных турбоустановок с отопительными отборами пара. — "Изв. ВУЗов СССР. Энергетика", 1970, № 12.

В.А. Золотарева, Л.Н. Коршаков, Н.С. Зорин  
В.Ф. Хромченков, Б.М. Дутлов

### ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕГЕНЕРАЦИИ НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ БЛОКОВ 300 МВт

Снижение температурного напора в подогревателях — основное направление повышения эффективности регенеративного подогрева питательной воды. Применительно к блокам мощностью 300 МВт это имеет особое значение для подогревателей низкого давления, которые по ряду причин работают с температурным напором в 2—3 раза выше расчетного. Большое значение имеет также повышение экономичности и надежности блоков за счет снижения выноса меди из регенеративных подогревателей.

В данной статье приводятся некоторые результаты работ, проведенных авторами на Лукомльской ГРЭС для достижения указанных целей.

Одним из недостатков работы ПНД-1 турбины К-300-240 является большое падение давления пара на направляющих перегородках. Замер перепада давления по высоте корпуса подогревателя показал, что сопротивление его составляет 42—45 мм рт. ст., а это приводит к снижению на 8—10<sup>0</sup>С температуры насыщения греющего пара в межтрубном пространстве, что является основной причиной недогрева конденсата в подогревателе. Кроме того, наличие больших кольцевых зазоров между корпусом и направляющими перегородками приводит к значительному перетoku пара в зону кольцевого отсоса воздуха и перегружает его.

Для уменьшения сопротивления трубного пучка в ПНД-1 на Лукомльской ГРЭС демонтирован паротбойный щиток и срезаны (за исключением нижней) направляющие перегородки, свободные от навивки трубок. Выполнен дополнительный кольцевой подвод пара в зону первого и четвертого ходов конденсата, т.е.

с противоположной стороны основного пропускa. Кроме того, корпус подогревателя по высоте разделен на два отсека уплотнительным поясом, который приваривается к внутренней части корпуса для того, чтобы нижняя направляющая перегородка плотно садилась на это кольцо.

Верхний отсек, составляющий около 80% площади нагрева, работает почти без перепада давления с движением пара от периферии к центру. В нижнем отсеке греющий пар за счет установки направляющего короба движется перпендикулярно оси трубок в месте их сгиба. Таким образом, разделение корпуса на два отсека, работающих с разными давлениями, позволяет сохранить высокую линейную скорость пара на трубном пучке и достаточно большое значение коэффициента теплопередачи. Последующие испытания показали, что внедрение указанных мероприятий позволяет уменьшить температурный напор в ПНД-1 до 2,5—3°С, что при нагреве конденсата на 20°С практически в два раза ниже расчетного.

Вместе с тем следует отметить, что с повышением величины нагрева конденсата в подогревателе до 22°С также увеличивается и температурный напор до 5—6°С.

На Лукомльской ГРЭС проведены мероприятия по снижению остаточного содержания кислорода в тракте конденсатор—деаэратор и уменьшению выноса меди.

Общеизвестно, что на остаточное содержание  $O_2$  в значительной мере влияет правильная эксплуатация оборудования. Как показала практика, конденсатор типа 300-КЦС-3 ЛМЗ обладает высокой деаэрирующей способностью и обеспечивает остаточное содержание  $O_2$ , близкое к равновесному состоянию.

На основании рекомендаций ОРГРЭС [1] нами был выполнен ряд мероприятий, способствующих уменьшению выноса окислов меди из подогревателей низкого давления и снижению содержания  $O_2$  в конденсате. К ним относятся следующие:

весь организованный отсос воздуха из регенерации низкого давления, величина которого составляет 50—70% от всего количества воздуха, поступающего в вакуумную систему, заведен в боковую часть конденсатора (в зону выделенного пучка воздухоохладителя, что уменьшает время контакта воздуха с конденсатом и его растворимость в конденсате);

установлен кольцевой отсос воздуха из нижней части корпуса ПНД-1 и ПНД-2;

сливные и конденсатные насосы оборудованы байпасами для опресовки и оперативного устранения неплотностей (тепло дренажей РБ используется для дополнительной деаэрации конденсата в специальной приставке).

В результате внедрения этих мероприятий остаточное содержание  $O_2$  поддерживается на уровне 5—7 мкг/кг, что ниже норм ПТЭ в 3—4 раза. Кислород регистрируется прибором "Кембридж".

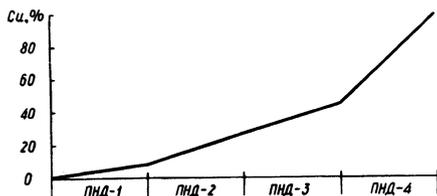


Рис. 1. Зависимость выноса меди из подогревателей низкого давления.

Вынос меди с трубной системы ПНД проверялся следующим образом. На каждом ПНД с периферийной трубки отрезался цилиндр высотой 100 мм, маркировался и взвешивался на аналитических весах. На основании сравнения с эталоном (трубкой, не бывшей в употреблении) построена кривая зависимости выноса меди из каждого подогревателя (рис. 1). Как видно из рис. 1, основным поставщиком медистых отложений является ПНД-4, на долю которого приходится 56% выноса меди. Трубный пучок имеет явно выраженный красноватый цвет из-за вымывания частичек меди. Наружный промер диаметра трубок показывает на их значительное утончение, особенно в зоне пароохладителя.

Для уменьшения выноса меди требуется улучшение работы ПНД-4, в особенности его пароохладителя, так как опыт показывает разное колебание расхода и температуры конденсата в пароохладителе ПНД-4 на переменных нагрузках блока, что способствует выносу меди. ПНД-4 имеет встроенный охладитель пара, проток конденсата, через который осуществляется за счет подпорной шайбы, установленной на выходе из подогревателя. Шайба рассчитывается на номинальный расход конденсата  $D_k = 700$  т/ч. В ночные провалы при 50%-ной нагрузке блоков из-за снижения расхода конденсата до 360 т/ч перепад на подпорной шайбе резко снижается, что практически ведет к сокращению или полному уменьшению протока. Трубный пучок подвергается разному переменному перепаду температур, что способствует выносу из него меди.

С целью повышения эффективности работы пароохладителя при частичных нагрузках на одном из блоков Лукомольской ГРЭС выход конденсата из него перенесен за выходную задвижку подогревателя, которая может выполнять роль регулируемой дроссельной шайбы. Для обеспечения вывода в ремонт подогревателя на выходном патрубке установлена задвижка Ду100. Таким образом, прикрытием задвижки на выходе из ПНД-4 независимо от нагрузки всегда можно обеспечить оптимальный расход конденсата через пароохладитель.

#### Л и т е р а т у р а

1. Егоров В.Н., Золотарева В.А., Коновалов Г.М. Наладочные работы по организации бескоррозийного режима на участке конденсатор--деаэратор в турбинных установках. М., 1963.

Ю.М. Шнайдерман

#### ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТРУБЧАТЫХ ВОЗДУХОПОДОГРЕВАТЕЛЕЙ КОТЛОВ, ПЕРЕВЕДЕННЫХ НА СЖИГАНИЕ МАЗУТА

Котлы ТП-230-2 для сжигания мазута после реконструкции имели двухступенчатый трубчатый воздухоподогреватель. Воздухоподогреватель первой ступени при реконструкции был выполнен двухрядным по высоте. В первом (нижнем) ряду были установлены кубы высотой 1700 мм, во втором -- 2500 мм. Чтобы сравнить их при эксплуатации на одних котлах, воздухоподогреватель первой ступени был выполнен из труб 40x1,6 мм, на других -- 51x1,5 мм.

Для предварительного подогрева воздуха на котлах были установлены энергетические калориферы из секций СО-110 конструкции ЦКБ Главэнергоремонта.

В ходе наладки и эксплуатации котлов был выполнен ряд мероприятий, направленных на повышение эффективности воздухоподогревателей.

Сравнительный анализ работы воздухоподогревателей первой ступени, выполненных из труб 51 x 1,5 мм и 40 x 1,6 мм, показал их большую эффективность. На котлах с кубами из труб 40 x 1,6 мм температура уходящих газов на 5<sup>0</sup>С ниже, чем с кубами 51 x 1,5 мм. Это является следствием более высоких

скоростей газов и более высоких коэффициентов теплопередачи в кубах из труб 40x1,6 мм. Расчеты показывают, что скорости газов для кубов из труб 51x1,5 мм и 40x1,6 мм составляют 9,7 м/с и 13,4 м/с, а коэффициенты теплопередачи для кубов равны соответственно  $13,75 \text{ ккал/м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}$  и  $16,8 \text{ ккал/м}^2 \cdot \text{ч} \cdot ^\circ\text{C}$ . Опыт эксплуатации показал, что кубы из труб 51x1,5 мм не имеют преимуществ перед кубами из труб 40x1,6 мм. Замена изношенных кубов воздухоподогревателя первой ступени из труб 51x1,5 мм на кубы из труб 40x1,6 мм, произведенная во время капитального ремонта одного котла, позволила получить экономии топлива 250 т/год и годовой экономический эффект 5 тыс. руб.

Замену кубов воздухоподогревателя второй ступени котлов ТП-230-2, изготовленных из труб 51 x 1,5 мм, целесообразно совместить с реконструкцией воздухоподогревателя второй ступени с применением кубов из труб 40 x 1,6 мм. Это делается с целью интенсификации теплообмена. Расчеты показывают, что при увеличении скоростей газов и коэффициентов теплопередачи в воздухоподогревателе второй ступени снижается температура уходящих газов на  $8-10^\circ\text{C}$ , а к.п.д. котла брутто повышается на 0,5%. Экономия топлива составит 500 т/год, а годовой экономический эффект — 10 тыс. руб. в расчете на один котел.

Применение кубов из труб 40 x 1,6 мм приводит к увеличению веса воздухоподогревателя второй ступени на 21 т, в связи с чем требуется усиление некоторых металлоконструкций каркаса конвективной шахты.

В рассматриваемых случаях реконструкции воздухоподогревателя при подсчете экономического эффекта учитывалось увеличение сопротивления воздухоподогревателя, вызванное уменьшением сечения для прохода газов.

Целесообразность приведенных мероприятий подтверждается также тем, что трубчатые воздухоподогреватели всех выпускаемых в настоящее время котлов выполняются из труб 40 x 1,6 мм.

Опыт эксплуатации котлов, переведенных на сжигание мазута, показывает, что основным узлом, лимитирующим продолжительность межремонтного периода, являются "нижние" кубы воздухоподогревателя первой ступени, выходящие из строя вследствие низкотемпературной коррозии. Проведенные на станции исследования показали, что коррозионному повреждению подвергаются в наибольшей степени 20 рядов труб воздухоподогревателя со стороны входа воздуха. Подобные ре-

зультаты приведены в [1]. Для таких труб воздухоподогревателя средняя скорость коррозии равна 1,25 мм/год при температуре воздуха до 80°C на входе в воздухоподогреватель первой ступени. Данные ВТИ [2] подтверждают высокую коррозионную активность газов (до 1,2 мм/год) в условиях, близких к рассматриваемым. При подогреве воздуха до 110--120°C средняя скорость коррозии существенно снижается, однако "нижние" кубы даже в этих условиях требуют замены не реже, чем через два года.

С целью увеличения межремонтного периода работы "нижних" кубов могут быть рассмотрены следующие варианты их реконструкции.

1. 20 первых по ходу воздуха рядов труб "нижних" кубов воздухоподогревателя выполняются из труб с повышенной толщиной стенки 40 x 2,5 мм или 40 x 3 мм. Некоторое увеличение металлоемкости "нижних" кубов воздухоподогревателя (10--15%) компенсируется снижением присосов в газовый тракт, затрат на ремонт и замену "нижних" кубов, уменьшением времени простоя котлов в ремонте. Это подтверждается [3].

2. Наиболее подверженная коррозии часть "нижнего" куба выделяется конструктивно, предусматривая возможность ее замены без замены оставшейся части "нижнего" куба. В связи с сравнительно небольшими размерами такие кубы могут быть заменены в течение текущего ремонта котла при незначительных трудозатратах.

Выявить наиболее эффективный из рассмотренных способов поможет проверка их в эксплуатационных условиях, планируемая на станции. Реализация рассмотренных мероприятий позволит понизить подогрев воздуха в калориферах до 80°C и получить за счет снижения температуры уходящих газов экономию топлива 300 т/год в расчете на один котел.

## Л и т е р а т у р а

1. Верховский Н.И. и др. Сжигание высокосернистого мазута на электростанциях. М., 1970. 2. Доршук В.Е. Котельные и турбинные установки энергетических блоков. М., 1971. 3. Петров В.А. Коррозия и загрязнение трубчатого воздухоподогревателя при сжигании сернистого мазута с малыми избытками воздуха. — "Электрические станции", 1976, № 2.

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ ЗА СЧЕТ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКОЙ ОПТИМИЗАЦИИ

Анализ термодинамики нагревательных процессов с учетом специфики машиностроительного производства позволяет сформулировать несколько основных положений по повышению эффективности работы камерных и шахтных печей, для которых, как показали расчеты и исследования, характерен равномерно распределенный радиационный теплообмен.

С учетом понятия термодинамически идеальной печи, согласно [1], общей теории печей, развитой в работе [2], и положений, сформулированных в [3], — означает, что нагревательные устройства должны максимально использовать работоспособность топлива

$$\Delta V = Q_H^p \left( \frac{\bar{T}_п}{\bar{T}_M} - \frac{\bar{T}_п}{T_{теор}} \right),$$

где  $\bar{T}_п$ ,  $\bar{T}_M$  — соответственно усредненная температура печи и металла, и обеспечивать минимальные потери на окисление и обезуглероживание металла

$$\Delta \delta_{M,c} = f \left[ \frac{CO}{CO_2}; \frac{H_2}{H_2O}; \frac{CH_4}{H_2} \right].$$

Снижение  $\Delta V$  — потерь работоспособности топлива в камерных и садочных печах возможно в основном за счет следующих мероприятий: сведения к минимуму тепловых потерь через ограждения печи, которые можно оценить по соотношению [4]

$$\beta_{\Delta q \rightarrow 0} = \frac{\Delta Q_{ог}}{\Delta Q_M} = \frac{4,83 \Delta q_{ог} K_F}{\Delta q_M \sqrt[3]{G P^2 V}}, \quad (1)$$

где  $\Delta Q_{ог}$  и  $\Delta Q_M$  — потоки тепла через ограждения и на металл, Вт;  $\Delta q_{ог}$ ,  $\Delta q_M$  — тепловые потери на единицу поверхности и теплопоглощение 1 кг нагреваемого металла;  $K_F$  — коэффициент формы,  $K_F = \frac{F_K}{F_{ш}}$  (здесь  $F_K$  и  $F_{ш}$  — по-

верхность рабочей камеры и равновеликого ей шара,  $m^2$ );  $G$  — производительность печи по металлу,  $kg/ч$ ;  $P_V$  — объемная производительность печи,  $kg/m^3 \cdot ч$  и организации аэродинамики в рабочей камере печи таким образом, чтобы в максимальной мере организовать противоточный способ нагрева. Применительно к камерным и садочным печам это можно решить за счет подачи топлива большим числом горелок низкой производительности (уничтожение индивидуальности факелов) или циркулирующей газов в рабочем пространстве печи [2].

По уравнению (1) были оценены значения  $K_F = f\left(\frac{Q_{ог}}{Q_M}\right)$

ряда камерных щелевых печей по ОМТМ 2302-001-65, разработанных институтом "Теплопроект" и заводом "Ударник". Расчеты показали, что значения  $K_F$  колеблются в пределах 1,05--1,6. Установлено, что чем меньше величина  $K_F$ , тем меньше тепловые потери и выше производительность печи.

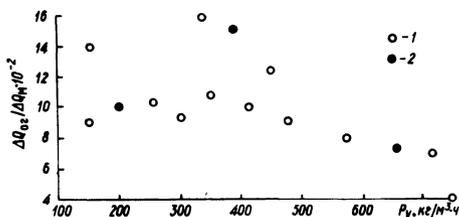


Рис. 1. Зависимость  $\Delta Q_{ог} / \Delta Q_M$  от объемной производительности печи: 1 — печи "Теплопроекта"; 2 — завода "Ударник".

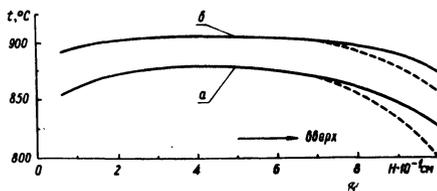


Рис. 2. Распределение температуры при установке регулятора на  $t = 880^\circ C$  (а) и после коррекции (б): пунктирная линия — до реконструкции; прямая — после реконструкции.

Из рис. 1 видно, что с ростом величины  $P_V$  относительные значения потерь через ограждения снижаются, что благоприятно сказывается на величине коэффициента видимого расхода топлива.

По-видимому, при определении размеров рабочего пространства необходимо более строго подходить к выбору высоты камеры  $H$ , так как размеры пода зачастую задаются исходя из технологических особенностей процесса нагрева металла.

Для расчета  $H$  в камерных печах рекомендуется следующая формула [5]:

$$H = \frac{F_{кл} - F_{св}}{2(B + L)},$$

где  $F_{\text{кл}}$ ,  $F_{\text{св}}$  — площадь внутренней кладки и свода;  $V$ ,  $L$  — размеры пода.

Теоретические расчеты коэффициента формы  $K_F$  расхода топлива и потерь тепла  $\Delta Q_{\text{ог}}$  через футеровку показали, что оптимальные габариты камер по фактору геометрической оптимизации лежат в пределах  $K_F = 1,27--1,33$ .

Необходимо отметить, что при сжигании топлива с коэффициентом расхода воздуха  $n \leq 0,5$  (безокислительный нагрев) высота свода должна выбираться из величины оптической толщины слоя  $\epsilon$ . Так, для камерных печей  $H \leq 0,5--0,6$  м,  $\epsilon = 0,6 \div 0,7$  и дальнейшее увеличение  $H$  нецелесообразно.

Создание рециркуляционных потоков в камере печи позволяет получить равномерное температурное поле в рабочем пространстве по сравнению с установкой большего числа горелок. С этой целью созданы камерные рециркуляционные печи серии РКП. Здесь рециркуляция достигается за счет эжекции продуктов сгорания при помощи каналов, расположенных под горелочным камнем.

Производственные испытания показали, что печи серии РКП сокращают угар металла, расход топлива и обеспечивают равномерность нагрева металла [3]. Так, при температуре в рабочем пространстве  $t = 1200^\circ\text{C}$  перепад по активному поду составил  $\pm 10^\circ\text{C}$  в печах РКП-1, РКП-2 и  $\pm 20^\circ\text{C}$  в печах РКП-3 [3].

В шахтных печах типа Ц-105, Ц-90 до 25% подаваемого тепла теряется через узел крышки. Кроме того, падение температуры в верхней части (рис. 2) приводит к тому, что недоиспользуется до 25--30% объема печи, так как здесь температурный перепад  $\Delta t \geq 50--60^\circ\text{C}$ . Это недопустимо по условиям термообработки. После реконструкции узла загрузки тепловые потери снизились до 50% и существенно увеличилось рабочее пространство шахты. Производительность печей увеличилась до 20--25% и сократился брак.

Таким образом для повышения эффективности работы печей камерного типа необходимо оценивать габариты рабочего пространства по коэффициенту формы  $K_F \rightarrow K_F^{\text{opt}}$ , создавать рециркуляционные потоки и сокращать тепловые потери в зоне загрузки и выгрузки заготовок.

## Л и т е р а т у р а

1. Тринг М.В. Наука о пламенах и печах. М., 1958.
2. Глинков М.А. Основы общей теории печей. М., 1962.
3. Поваров В.С., Козлов А.И., Калинин Э.С. Оптимальные режимы нагрева стальных заготовок под штамповку в камерных рециркуляционных печах. -- В сб.: Прогрессивная технология и оборудование для нагрева под ковку и штамповку. М., 1976.
4. Ключников А.Д. Теплотехническая оптимизация топливных печей. М., 1974.
5. Касенков М.А. Нагревательные устройства кузнечного производства. М., 1962.

В.Ф. Степанчук, А.М. Брушков

### ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ КОНДЕНСАЦИИ ВЛАЖНОГО ВОДЯНОГО ПАРА НА ВЕРТИКАЛЬНОЙ ТРУБЕ

Величина влажности конденсирующегося водяного пара существенно влияет на интенсивность теплообмена, так как на поверхности конденсации одновременно с конденсатом выпадает и свободная влага, содержащаяся во влажном паре. Выпадение влаги является причиной раннего развития турбулентности пленки конденсата уже при небольших температурных напорах. Это обуславливает отличие характера изменения коэффициента теплоотдачи по сравнению со случаем конденсации сухого насыщенного пара.

Для исследования теплообмена при конденсации влажного водяного пара на вертикальной трубе в Белорусском филиале ЭНИНа им. Г.М. Кржижановского создана экспериментальная установка. Схема установки представлена на рис. 1.

Установка работает следующим образом. Насыщенный пар из магистрали давлением 0,589 МПа дросселируется до нужного давления и через наружный патрубок пароводяной форсунки подается в охлаждающую камеру. Одновременно в паровой объем камеры насадком, установленным на внутреннем патрубке форсунки, распыливается охлаждающая вода. Расход воды регулируется вентилем. Влажный насыщенный пар после охлаждающей камеры направляется параллельно в электрокалориметр и в вертикальный теплообменник типа "труба в трубе".

Основным элементом теплообменника является латунная трубка, на поверхности которой происходит конденсация пара.

Наружный диаметр трубки 25 мм, высота по внутреннему объему теплообменника 1 м. Температура поверхности трубки измеряется шестью хромелькопелевыми термопарами. Температура насыщения пара определяется по давлению в теплообменнике. Влажность пара определяется электрокалориметрированием и калориметрированием по методу теплового баланса.

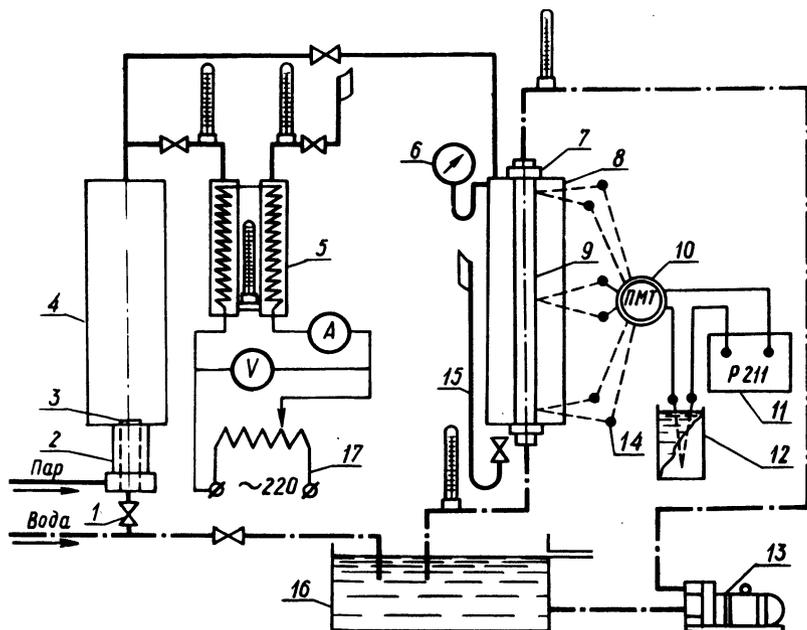


Рис. 1. Схема опытной установки; 1 — вентиль регулирования расхода воды; 2 — наружный патрубок форсунки; 3 — насадок; 4 — охлаждающая камера; 5 — электрокалориметр; 6 — манометр; 7 — сальниковое уплотнение; 8 — кожух теплообменника; 9 — латунная трубка; 10 — переключатель спаев; 11 — потенциометр; 12 — термостат для холодных спаев; 13 — водяной насос; 14 — термопара; 15 — выхлоп пара; 16 — водяной бак; 17 — лабораторный автотрансформатор.

Отвод тепла от поверхности конденсации обеспечивается охлаждающей водой, циркулирующей по контуру охлаждения. Температуры воды на входе и выходе теплообменника, а также ее расход замеряются. Расчет значений коэффициента теплоотдачи производится на основании уравнения теплового баланса теплообменника:

$$2 \pi d_{\text{нар}} h (t_{\text{н}} - t_{\text{ст}}) = c_p G (t_2 - t_1),$$

где  $\bar{\alpha}$  — средний по высоте трубы коэффициент теплоотдачи, Вт/м<sup>2</sup>°С;  $d_{\text{нар}}$  — наружный диаметр трубы, м;  $h$  — высота, м;  $t_{\text{н}}$  — температура насыщения, °С;  $t_{\text{ст}}$  — температура стенки;  $c_p$  — удельная теплоемкость воды, Дж/кг°С;  $G$  — расход охлаждающей воды, кг/с;  $t_1, t_2$  — соответственно температура охлаждающей воды на входе и на выходе.

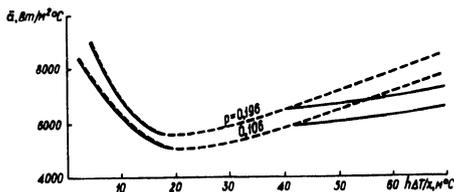


Рис. 2. Изменение коэффициента теплоотдачи при конденсации влажного пара на вертикальной трубе в зависимости от изменения температурного напора и влажности пара.

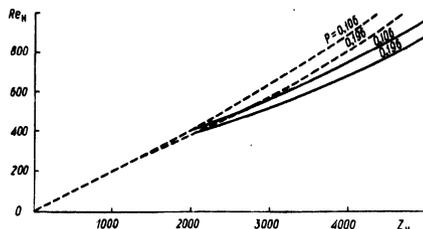


Рис. 3. Зависимость  $Re_z = f(Z)$  при конденсации влажного пара на вертикальной трубе.

Для проверки работоспособности установки была проведена серия экспериментов на сухом насыщенном паре. Результаты опытов проверялись на основании их сопоставления с классической формулой конденсации Нуссельта для случаев с заведомо ламинарным режимом движения пленки конденсата. Расхождение опытных данных с теоретическими расчетами не превышало 10%.

Опыты с влажным паром проводились при двух значениях давления: 0,106 МПа и 0,196 МПа. Степень сухости пара менялась в интервале от  $x = 0,15$  до  $x = 1$ . Значения температурного напора устанавливались в пределах 2 – 20°С.

На рис. 2 и 3 представлены результаты обработки опытных данных (пунктирные линии), выполненных в системах координат  $\bar{\alpha} = f\left(\frac{h \Delta t}{x}\right)$  и  $Re = f(Z)$ . Численные значения  $Re$  и  $Z$  в расчетах конденсации определяются по следующим зависимостям:

$$Re = \frac{\bar{\alpha} \Delta t h}{r x \mu_{\text{ж}}} ; \quad Z = \frac{\lambda_{\text{ж}} \Delta t}{r x \mu_{\text{ж}}} \left( \frac{g h^3}{\nu_{\text{ж}}^2} \right)^{\frac{1}{3}}$$

Здесь  $\Delta t$  — средний температурный напор,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $r$  — удельная теплота парообразования, Дж/кг;  $x$  — степень сухости пара;  $\mu_{ж}$  — динамическая вязкость, Па·с;  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности, Вт/м $^{\circ}\text{C}$ ;  $\nu$  — кинематическая вязкость, м $^2$ /с. Индекс "ж" указывает на то, что физические параметры выбираются по средней температуре пленки конденсатора. Для сухого пара степень сухости принималась равной 1.

Сплошные линии на графиках отражают изменения среднего коэффициента теплоотдачи и критерия Рейнольдса для пленки конденсата как функции температурного напора и влажности пара, полученные расчетным путем.

В случае чисто ламинарного режима результаты опытов сопоставлялись с формулой Нуссельта [1]. Для расчета теплоотдачи при смешанном (ламинарно-турбулентном) режиме движения пленки конденсата использовалась известная формула, предложенная Д.А. Лабунцовым [2].

Из анализа опытных данных, полученных для влажного насыщенного пара и их сопоставления с расчетами для сухого пара по наиболее известным теоретическим и эмпирическим методикам, можно сделать следующие выводы, касающиеся конденсации влажного пара на вертикальной трубе.

При ламинарном режиме движения пленки конденсата расчет среднего по высоте коэффициента теплоотдачи с достаточной точностью может производиться по классической формуле Нуссельта, но с учетом степени сухости пара  $x$

$$\bar{\alpha} = 0,943 \sqrt[4]{\frac{rx \rho_{ж}^2 g \lambda_{ж}^3}{\mu_{ж} \Delta th}} \quad (1)$$

Как следует из графиков (рис. 2,3), установлено развитие турбулентности в пленке конденсата при  $Re_{кр} = 200$ . Это находится в соответствии со многими известными публикациями [3].

Интенсивность роста среднего коэффициента теплоотдачи при конденсации влажного пара в зависимости от температурного напора выше, чем при конденсации сухого насыщенного пара. Это является следствием увеличения турбулентности пленки стекающего конденсата по сравнению с сухим паром. Нарастание турбулентности в этом случае, кроме прочих факторов, определяется еще и количеством выпадающей свободной влаги, содержащейся во влажном паре.

Обработка опытных данных, полученных для влажного пара, позволила определить новые коэффициенты в эмпирической формуле Д.А. Лабунцова.

Уравнение для расчета теплообмена при конденсации влажного пара на вертикальной трубе имеет вид

$$Re_H = \left[ 53 + 0,03(P_{r_H} / P_{r_{ст}})^{0,25} P_{r_H}^{0,5} (Z - 1250) \right]^{\frac{4}{3}} \quad (2)$$

В знаменателе комплексов  $Z$  и  $Re$  при этом обязательно вводится степень сухости пара.

Уравнение (2) аппроксимирует опытные данные в интервале чисел  $Re$  от 200 до 1000. Не исключена возможность, что данное уравнение может быть пригодно для расчетов теплоотдачи и при более высоких значениях критерия Рейнольдса, однако это требует подтверждения соответствующими опытными данными.

### Л и т е р а т у р а

1. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. М., 1973. 2. Лабунцов Д.А. Теплоотдача при пленочной конденсации чистых паров на вертикальных поверхностях и горизонтальных трубах. — "Теплоэнергетика", 1957, № 7. 3. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. Новосибирск, 1970.

В.А. Седнин

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЛИЯНИЯ СОРБЦИОННЫХ СИЛ НА ДВИЖЕНИЕ ТОНКОДИСПЕРСНОГО АДСОРБЕНТА

В различных отраслях промышленности широкое применение находят тонкодисперсные адсорбционные материалы. Учет влияния сорбционных сил является важным при определении характеристик гидромеханики и теплообмена потоков адсорбента.

Взаимодействие сорбционных сил проследим на примере нагрева в одномерном тепловом поле вертикального прямоточного потока "газ—твердые частицы" (рис. 1).

Рассмотрим взаимодействие частицы адсорбента с молекулами газа. Скорость адсорбции может быть выражена [1]

$$\frac{dK_s}{d\tau} = \alpha\mu - \nu, \quad (1)$$

где  $K_s$  — поверхностная концентрация молекул адсорбированного газа;  $\alpha$  — коэффициент конденсации (отношение числа молекул, конденсирующихся на поверхности, к общему числу молекул, ударяющихся о поверхность);  $\mu$  — число молекул, ударяющихся о единицу площади поверхности адсорбента в единицу времени,  $1/\text{м}^2 \cdot \text{с}$ ;  $\nu$  — число молекул, испаряющихся с единицы площади в единицу времени,  $1/\text{м}^2 \cdot \text{с}$ .

Величины  $\mu$  и  $\nu$  можно определить по зависимостям [1]

$$\mu = \frac{p}{(2\pi mkT)^{1/2}} \quad (2)$$

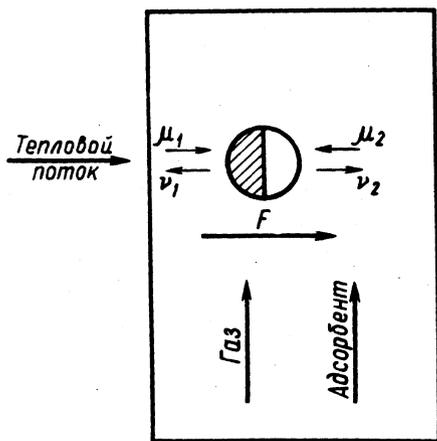


Рис. 1.

Здесь  $m$  — масса молекулы, кг;  $k$  — постоянная Больцмана, Дж/К;  $p$  — давление газа в потоке, Па

и 
$$\nu = k_a \exp\left(-\frac{q}{kT}\right), \quad (3)$$

где  $k_a$  — коэффициент адсорбции,  $1/\text{м}^2 \cdot \text{с}$ ;  $q$  — количество теплоты, которое выделяется при адсорбции одной молекулы,

Дж/л. При равновесии  $\frac{dK_s}{d\tau} = 0$ , следовательно,

$$\alpha\mu = \nu. \quad (4)$$

Во время нагрева потока равновесие нарушается в сторону десорбции молекул и  $\mu < \nu$ . Причем количество молекул, покидающих частицу в единицу времени, сильно растет с увеличением температуры. Количество же молекул, ударяющихся о поверхность частиц, при этом увеличивается в меньшей степени. Поэтому при повышении температуры равновесие между фазами нарушается и в течение некоторого времени молекулярный поток в направлении "частица--газ" будет превышать молекулярный поток в обратном направлении, т.е. происходит процесс десорбции. Если температура газа со всех сторон частицы одинакова, то и потоки молекул в различных направлениях равны. При попадании частицы адсорбента в одномерное температурное поле возникает градиент температуры по длине частицы, вследствие чего молекулярные потоки неуравновешиваются. Пренебрегая влиянием на частицу молекулярного потока в направлении "газ--твердая частица", для суммарного значения величины молекулярного потока в направлении "частица--газ" имеем

$$\Delta \nu = \nu_{+q} - \nu_{-q},$$

где  $\nu_{+q}$  -- молекулярный поток со стороны теплового потока,  $1/\text{м}^2 \cdot \text{с}$ ;  $\nu_{-q}$  -- то же с противоположной стороны,  $1/\text{м}^2 \cdot \text{с}$ .

Так как в начальный момент  $\tau = 0$  при адсорбционном равновесии  $\nu_{+q} = \nu_{-q}$ , то суммарное значение величины потока газа в направлении "частица--газ" за время  $d\tau$  можно оценить как

$$d\nu = \frac{V_0}{V} d\tau, \quad (6)$$

где  $V_0$  -- объемная скорость десорбции газа с единичной площади адсорбента,  $\text{м}^3/\text{м}^2 \cdot \text{с}$  (принимается постоянной для рассматриваемого промежутка времени нагрева);  $V$  -- объем, приходящийся на одну молекулу газа,  $\text{м}^3$ .

Давление газа, испаряющегося с частицы за время  $\tau$ , можно определить по зависимости

$$f = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} q d\tau. \quad (7)$$

Здесь  $\int_0^{\tau} q d\tau$  -- давление на частицу, оказываемое одной молекулой при испарении.

Величина  $\int_0^{\tau} q d\tau$  определяется из условия

$$m \frac{d\bar{u}}{d\tau} = -q, \quad (8)$$

где  $\bar{u}$  — средняя скорость молекулы газа, м/с.  
Следовательно,

$$\int_0^{\tau} q d\tau = \int_{\tau_i}^{\tau_i+c} q d\tau = \int_{u_i}^{\bar{u}_i} m du, \quad (9)$$

Здесь  $c$  — время десорбции, с.  
Отсюда следует

$$\int_0^{\tau} q d\tau = m\bar{u}. \quad (10)$$

Тогда

$$fd\tau = d(\Sigma m\bar{u}) = \bar{u} d(\Sigma m) = \bar{u} m \frac{V_0}{V} d\tau, \quad (11)$$

и величина давления запишется

$$f = \bar{u} m \frac{V_0}{V}. \quad (12)$$

Следовательно, для величины силы имеем

$$dF = fdS = \frac{V_0}{V} m \bar{u} dS \quad (13)$$

или

$$F = \frac{V_0}{V} m \bar{u}(S) dS = k_{\phi} \frac{V_0}{V} m \bar{u} S. \quad (14)$$

Здесь  $k_{\phi}$  — коэффициент, зависящий от формы частицы;  $S$  — площадь поверхности частицы, обращенной к тепловому потоку. При интегрировании условно принимается, что испарение молекул равновероятно во всех направлениях.

Величина изменения средней скорости молекулы определяется из условия, что при определении реактивной силы учитывается направленное движение молекул в одном направлении. В этом случае при десорбции среднее изменение кинетической энергии молекулы газа происходит на величину

$$m \frac{\bar{u}^2}{2} = \frac{1}{2} kT, \quad (15)$$

откуда

$$\bar{u} = \sqrt{\frac{kT}{m}}. \quad (16)$$

Тогда (14) переписывается

$$F = k_{\phi} \frac{1}{v} \sqrt{mkT} S V_{\theta}. \quad (17)$$

Делая замену

$$j = \frac{1}{v} \sqrt{mkT}, \quad (18)$$

где  $l$  -- характерный размер частицы,  $m$ , получим

$$F = k_{\phi} j l V_{\theta}. \quad (19)$$

Найдем зависимость для скорости десорбции

$$V_{\theta} = \frac{dK_s}{d\tau} \quad (20)$$

из теоретического уравнения Ленгмюра [1]

$$V_{\theta} = \frac{v_m b p}{1 + b p}. \quad (21)$$

Здесь

$$b = \frac{\mathcal{L}_0 \exp\left(-\frac{q}{kT}\right)}{k_a (2\pi mkT)^{\frac{1}{2}}}, \quad (22)$$

где  $\mathcal{L}_0$  -- коэффициент пропорциональности;  $V_m$  -- объем газа, адсорбированного при полном заполнении мономолекулярного слоя,  $\text{м}^3$ . Отсюда следует

$$\frac{dv_{\partial}}{d\tau} = v_m \frac{d\left(\frac{bp}{1+bp}\right)}{d\tau} \quad (23)$$

В рассматриваемом случае можно считать  $p = \text{const}$ , следовательно,

$$\frac{dv_{\partial}}{d\tau} = v_m \frac{p}{(1+bp)^2} \frac{db}{d\tau}, \quad (24)$$

и окончательно имеем

$$V_{\partial} = -\frac{\alpha_0 v_m}{k \sqrt{2\pi mk}} \exp\left(\frac{q}{kT}\right) \left(-\frac{q}{k} T^{-\frac{5}{2}} + \frac{1}{2} T^{-\frac{3}{2}}\right) \frac{dT}{d\tau}. \quad (25)$$

Выражение для величины реактивной силы, действующей на частицу адсорбента, в результате воздействия на поток одномерного теплового поля можно записать

$$F = -k_n j l \varphi(T) \frac{dT}{d\tau}. \quad (26)$$

Очевидно, что уравнение (26) может быть верно только для тех процессов адсорбции, которые описываются уравнением (21). Это ограничивает применение (26). Поэтому гораздо точнее можно определить  $V_{\partial}$  на основе экспериментальных данных. Что же касается оценки величины реактивной силы, то для сферической частицы  $r = 10^{-5}$  м при скорости нагрева 10 К/с и средней температуре потока 273 К, величине десорбции  $1,2 \cdot 10^{-6}$  м<sup>3</sup>/кг К величина силы составит  $3 \cdot 10^{-15}$  Н.

#### Л и т е р а т у р а

1. Брунауэр С. Адсорбция газов и паров. М., 1948.

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА РЕГЕНЕРАЦИИ  
АДСОРБЦИОННОГО СЛОЯ В РЕЖИМЕ РЕЗОНАНСНЫХ  
ТЕПЛОВЫХ ВОЛН

Метод регенерации адсорбента в режиме резонансных тепловых волн характеризуется высокой тепловой экономичностью [1]. Применение его позволяет в несколько раз уменьшить затраты тепла по сравнению с прямым нагреванием всей массы слоя.

Представляет интерес исследование регенерации в режиме резонансных тепловых волн для определения оптимальных условий протекания процесса. Как показано в [1], тепловая экономичность данного метода характеризуется коэффициентом тепловой эффективности

$$\eta = K \sqrt{\frac{uH}{a_{\text{эф}}}} \quad (1)$$

Здесь  $K = \sqrt{\frac{1}{4\pi}} \div \sqrt{\frac{\pi}{16}}$  и — скорость движения тепловой волны;  $a_{\text{эф}}$  — коэффициент эффективной теплопроводности;  $H$  — высота слоя.

Представим (1) в несколько измененном виде

$$\eta = K \sqrt{\frac{Re_{\text{э}} \bar{H}}{\frac{\bar{\lambda}}{Pr\epsilon} + \frac{Re_{\text{э}}^2 Pr(1-\epsilon)}{4Nu_{\text{э}}}}} \quad (2)$$

Здесь  $\bar{H} = \frac{H}{d_{\text{э}}}$ ;  $Re_{\text{э}} = \frac{v_{\text{э}} d_{\text{э}}}{\nu}$ ;  $Nu_{\text{э}} = \frac{\alpha d_{\text{э}}}{\lambda}$ ;  $d_{\text{э}} =$

$= d_z \frac{4\epsilon}{6(1-\epsilon)}$ ;  $\bar{\lambda} = \frac{\lambda_1}{\lambda}$ ;  $v_{\text{э}} = \frac{v}{\epsilon}$  — эквивалентная скорость фильтрации;  $d_z$  — диаметр зерен адсорбента;  $\nu$  —

коэффициент кинематической вязкости;  $\epsilon$  — пористость;  $\lambda_1$  — коэффициент теплопроводности адсорбента;  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности газа;  $\alpha$  — коэффициент внутреннего теплообмена.

Продифференцировав (2) по числу Рейнольдса и положив  $\partial \eta / \partial Re_{\vartheta} = 0$ , определим с учетом критериальной зависимости [2]

$$Nu_{\vartheta} = m Re_{\vartheta}^n Pr^{\frac{1}{3}}$$

оптимальное значение  $Re_{\vartheta}$ , при котором значение  $\eta$  максимально,

$$Re_{\vartheta} = \left[ \frac{4 \bar{\lambda} m}{Pr^{\frac{5}{3}} \varepsilon (1-\varepsilon)(1-n)} \right]^{\frac{1}{\eta-n}},$$

где  $n = 0,47 \div 0,725$ ;  $m = 0,166 \div 0,725$ .

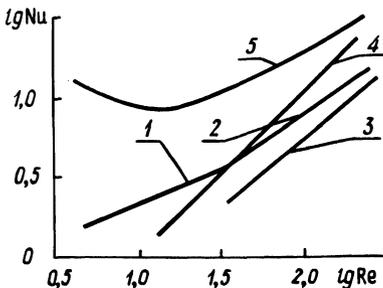


Рис. 1. Зависимости числа  $Nu$  от  $Re$ , рассчитанные в соответствии с данными 1,2 — [2] для стационарного режима; 3 — [2] для нестационарного; 4 — [3]; 5 — [4].

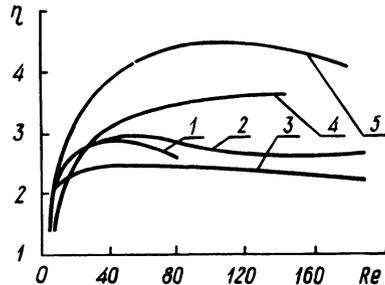


Рис. 2. Зависимость коэффициента тепловой эффективности от числа  $Re$ ; кривые 1,2,3,4,5 рассчитаны с использованием данных 1,2,3,4,5 (рис. 1) соответственно.

Наличие оптимального значения тепловой эффективности процесса обусловлено противодействующим влиянием двух факторов: более интенсивного рассеивания тепла и увеличения скорости движения тепловой волны с увеличением скорости фильтрации газа.

Анализ данных по интенсивности теплообмена слоя [2, 3, 4] показывает их значительное расхождение (рис. 1). Значения коэффициентов тепловой эффективности, рассчитанные с использованием этих данных, также имеют значительный раз-

брос (рис. 2). Возникает необходимость разработки методики определения коэффициентов внутреннего теплообмена в каждой конкретной адсорбционной системе.

### Л и т е р а т у р а

1. Бицютко И.Я. и др. Тепловая эффективность обработки продуваемого слоя распределенными источниками тепла. — В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Вып. 2. Минск, 1975. 2. Аэров М.Э., Тодес О.М. Гидравлические и тепловые основы аппаратов со стационарным и кипящим зернистым слоем. Л., 1968. 3. Тимофеев В.М. Теплообмен в слое. — "Изв. ВТИ". М., 1949, № 2. Games de Acetis, George Thodos. Heat and mass Transfer into apatce bed.--"Industrial and Engineering Chemistry", 1960, N 12.

А.П. Несенчук, А.А. Шкляр, В.А. Каган, А.М. Ривкин,  
С.В. Сомова, В.А. Асташевич

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОНЕЧНОЙ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ПРОГРЕВА КОНТРОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ ОГРАНИЧЕННОГО ЦИЛИНДРА НА ЭВМ

Равномерность прогрева садки в нагревательных печах имеет первостепенное значение при изготовлении изделий в процессе обработки давлением. Учитывая частые переналадки температурного режима печи, а также изменение номенклатуры нагреваемых заготовок, весьма важным становится вопрос о расчете на ЭВМ конечной неравномерности прогрева садки, представленной цилиндром конечных размеров.

Итак, дан цилиндр радиусом  $R_2$  и длиной  $2R_1$  ( $R_2 > 0,1 \cdot 2R_1$ ) с начальной температурой  $T_0$ . В момент времени  $\tau = 0$  цилиндр помещается в печь с температурой  $T_c$  ( $T_c = \text{const}$ ). Следует отыскать температуру цилиндра  $T(r_1, r_1, R_2, r_2, \tau)$  в момент времени  $\tau$  на расстоянии  $r_2$  от оси цилиндра и  $r_1$  от его центра.

Решение задачи имеет вид [1]

$$\frac{T_c - T(r_1, r_2, \tau)}{T_c - T_0} = \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} A_{n,1} A_{m,2} I_0 x$$

$$x \left( \mu_{n,1} \frac{r_1}{R_1} \right) \cos \mu_{m,2} \frac{r_2}{R_2} \exp \left[ - \left( \frac{\mu_{m,2}^2}{R_2^2} + \frac{\mu_{n,1}^2}{R_1^2} \right) a \tau \right].$$

Решение выполнено при условии, что

$$Bi_1 = \frac{\lambda}{\lambda} R_1, \quad Bi_2 = \frac{\lambda}{\lambda} R_2,$$

а также

$$\operatorname{ctg}(\mu) = \frac{1}{Bi_1} \mu, \quad \frac{I_0(\mu)}{I_1(\mu)} = \frac{1}{Bi_2} \mu.$$

Вводим обозначения  $x_1 = \frac{r_1}{R_1}$  и  $x_2 = \frac{r_2}{R_2}$ .

Задача о нагревании ограниченного цилиндра решена на ЭВМ "Минск-32" с применением алгоритмического языка ФОРТРАН для исходных данных:

а) постоянные  $a, \lambda, \lambda, T_0$ ;

$$б) R_1 = R_{11} (HR_1) R_{1,2};$$

$$R_2 = R_{21} (HR_2) R_{2,2};$$

$$X_1 = 0 (HX_1) 1;$$

$$X_2 = 0 (HX_2) 1;$$

(2)

$$\begin{aligned}
 T &= T_1 (HT) T_2 \quad \text{и} \\
 \tau &= \tau_1 (H \tau) \tau_2.
 \end{aligned}
 \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} T \\ \tau \end{aligned}} \right\} (2)$$

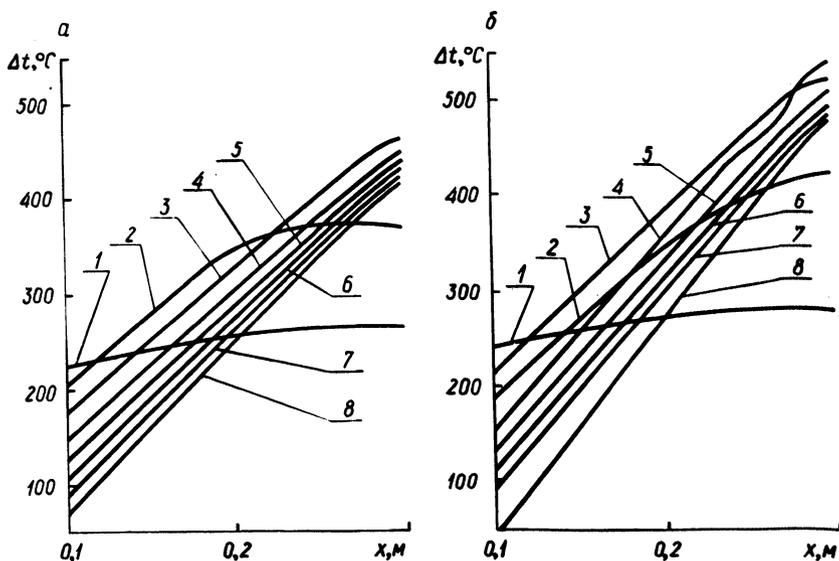


Рис. 1. Графики зависимости  $\Delta t = f(x, t_g, \tau)$ : а — для температуры газов  $t_g = 1150^\circ\text{C}$ ; б —  $t_g = 1250^\circ\text{C}$ ; 1—8 — соответственно для моментов времени 0,1; 0,3; 0,5; 0,7; 0,9; 1,1; 1,3 и 1,5 ч.

Для исходных данных (2) была разработана программа, на базе которой получено решение (рис. 1).

Как видим, решение получено для температур греющих газов  $1150$  и  $1250^\circ\text{C}$ , а также характерного размера  $x_1 = (0,1 \text{ --- } 0,3)$  м.

### Л и т е р а т у р а

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., 1967.

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ  
ПРОГРАММНЫХ САУ

Промышленные системы программного управления работают в условиях воздействия на них возмущений, являющихся сложными функциями времени. Поэтому их расчет с помощью нелинейного математического аппарата представляет определенную трудность. Этот расчет может быть упрощен посредством сведения его к расчету ряда линейных систем, основанному на принципе суперпозиции и приспособывания.

Предлагаемая методика служит для расчета переходных процессов в программных САУ при обработке сигнала задания  $g(t)$  и наличии внешних возмущений  $f(t)$ . Методика заключается в графо-аналитическом решении определенного вида обыкновенных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами, описывающих реакцию замкнутой САУ на управляющее и возмущающее воздействие.

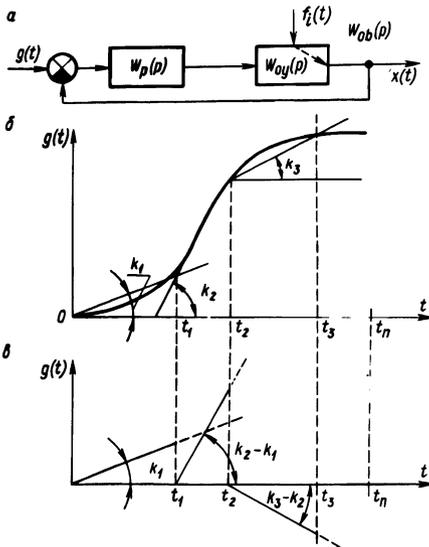


Рис. 1. Одноконтурная система программного управления параметром  $x$ : а — структурная схема системы; б — график изменения задания системы; в — составляющие аппроксимации графика изменения задания.

Передаточная функция замкнутой САУ (рис. 1, а) по задающему воздействию имеет вид

$$W_{x,q}(p) = \frac{W_p(p) W_{oy}(p)}{1 + W_p(p) W_{oy}(p)}, \quad (1)$$

где  $W_p(p)$  — передаточная функция регулятора;  $W_{ou}(p)$  — передаточная функция объекта по управляющему воздействию. Передаточная функция по возмущающему воздействию

$$W_{x,f_i}(p) = \frac{W_{obi}(p)}{1+W_p(p)W_{obj}(p)} \quad (2)$$

Здесь  $W_{obj}(p)$  — передаточная функция объекта по  $i$ -му возмущающему воздействию.

Переходные процессы в такой системе описываются выражениями:

$$x_q(t) \doteq L^{-1} [W_{x,q}(p) G(p)]; \quad (3)$$

$$x_f(t) \doteq L^{-1} [W_{x,f}(p) G(p)] \quad , \quad (4)$$

где  $G(p)$  — изображение сигнала задания;  $L^{-1}$  — обратное преобразование Лапласа.

Нелинейный график (рис. 1, б) изменения задания можно разложить на составляющие (рис. 1, в) и аппроксимировать выражением

$$g(t) = g_H(0) + k_1 t \Big|_{0 < t < t_1} \pm \sum_{j=1}^{n-1} (k_{j+1} - k_j)(t - t_j) \Big|_{t_j < t < t_{j+1}}, \quad (5)$$

где  $g_H(0)$  — начальное задание;  $k_j$  — тангенс угла наклона линии аппроксимации;  $j = 1, 2, 3, \dots, n$  — количество участков аппроксимации. Выражение (6) в развернутом виде может быть представлено так:

$$g(t) = \begin{cases} k_1 t & 0 < t < t_1; \\ k_1 t + (k_2 - k_1)(t - t_1) & t_1 < t < t_2; \\ k_1 t + (k_2 - k_1)(t - t_1) + (k_3 - k_2)(t - t_2) & t_2 < t < t_3; \\ \dots & \dots \\ k_{pj} + k_{p2}(t - t_1) \pm \dots \pm k_{pj+1}(t - t_j) & t_j < t < t_{j+1}, \end{cases} \quad (6)$$

$$\text{где } \left. \begin{array}{l} k_{p1} = k_1; \\ k_{p2} = k_2 - k_1; \\ \dots \\ k_{pj+1} = k_{j+1} - k_j; \end{array} \right\} \quad (7)$$

а  $t_1, t_2, t_3, \dots, t_j, t_{j+1}, \dots, t_n$  — координаты концов участков аппроксимации.

Следовательно, задающее воздействие  $g(t)$  представляет собой сумму воздействий линейных управляющих сигналов, а реакция системы может быть найдена согласно принципу суперпозиции суммированием ее реакций на каждый из этих сигналов.

Так как изображение импульса задания в интервале  $t_{j+1} - t_j$  равно

$$(-1)^j \frac{k_{pj}}{p^2} (e^{-pt_j} - e^{-pt_{j+1}}), \quad (8)$$

то изображение задающего воздействия найдется как сумма таких импульсов:

$$G(p) = k_{pj} \sum_{j=1}^{\infty} \frac{(-1)^j}{p^2} (e^{-pt_j} - e^{-pt_{j+1}}). \quad (9)$$

Тогда с учетом (9) выражения (3) представили в виде

$$x(t) = L^{-1} \left[ W_{x,q}(p) k_{pj} \sum_{j=1}^{\infty} \frac{(-1)^j}{p^2} (e^{-pt_j} - e^{-pt_{j+1}}) \right]. \quad (10)$$

Обозначив оригинал выражения  $W_{x,q}(p)/p^2$  через  $h_q(t)$ , получим выражение (6) в следующем виде:

$$x(t) = \begin{cases} k_{p1} h_q(t) & t_0 < t < t_1; \\ k_{p1} h_q(t) \pm k_{p2} h_q(t-t_1) & t_1 < t < t_2; \\ k_{p1} h_q(t) \pm k_{p2} h_q(t-t_1) \pm k_{p3} h_q(t-t_2) & t_2 < t < t_3; \\ \dots & \dots \\ k_{p1} h_q(t) \pm \sum_{j=1}^{\infty} k_{pj} h_q(t-t_j) & t_j < t < t_{j+1}. \end{cases} \quad (11)$$

Итак, для построения переходных процессов по обоим видам возмущений необходимо вначале вычислить временные характеристики

$$h_q(t) \doteq L^{-1} \left[ \frac{W_{x,q}(p)}{p^2} \right] \quad h_f(t) \doteq \left[ \frac{W_{x,f}(p)}{p^2} \right], \quad (12)$$

в которых изображения  $W_{x,q}(p)/p^2$  и  $W_{x,f}(p)/p^2$  могут быть выражены дробно-рациональными функциями вида

$$F_p = \frac{b(p)}{a(p)} = \frac{b_m p^m + b_{m-1} p^{m-1} + \dots + b_1 p + b_0}{a_n p^n + a_{n-1} p^{n-1} + \dots + a_1 p + a_0}, \quad (13)$$

где  $m$  и  $n$  -- целые положительные числа, причем  $m < n$ . Дальнейшее исследование оригиналов дробно-рациональных функций с помощью известных методов [1,2] можно проводить исходя из условия аperiodической устойчивости системы при возмущении заданием, т.е. из условия, что корни  $p_1, p_2, \dots, p_r$  полинома знаменателя (13) являются действительными отрицательными числами. Причем  $|p_r| \geq |p_{r-1}| \geq \dots \geq |p_1|$ , постоянные времена  $\tau_i$  -- связаны с корнями соотношения  $\tau_i = 1/p_i$  и, кроме того,  $\tau_1 \geq \tau_2 \geq \dots \geq \tau_r$ .

На рис. 2 приведен пример временной характеристики  $h_q(t)$ , увеличенной в  $k_{p1}$  раз. Здесь  $t_1, t_2$  и  $t_3$  — моменты изменения величины задания, а  $t_B$  — момент нанесения внешнего скачкообразного возмущения.

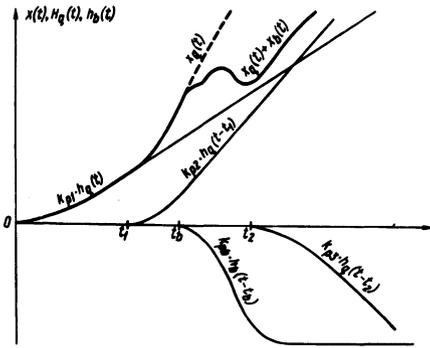


Рис. 2. Пример построения переходного процесса САУ.

Таким образом до момента  $t_1$  кривая переходного процесса  $x(t)$  совпадает с временной характеристикой  $k_{p1} h_q(t)$ . Из точки  $t_1$  строим  $k_{p2} h_q(t)$ , и, складывая ее с  $k_{p1} h_q(t)$ , получаем их суммарную кривую в интервале  $t_1 \leq t \leq t_2$ , т.е.  $k_{p1} h_q(t) + k_{p2} h_q(t)$ . Начиная с момента  $t_1$ , складываем ее с характеристикой  $k_{p1} h_q(t - t_1)$ . В результате получим суммарный график переходного процесса в интервале  $t_1 < t < t_2$ . И, наконец, в момент  $t_2$ , когда происходит очередное изменение величины задания, из точки  $t_2(0)$  строим характеристику  $k_{p3} h_q(t)$  и складываем ее графически с полученной ранее характеристикой, получая

$$x(t) = k_{p1} h_q(t) + k_{p2} h_q(t - t_1) - k_{p1} h_q(t - t_1) - k_{p3} h_q(t - t_2) + k_{p3} h_q(t - t_2)$$

Таким образом, в результате графического суммирования получаем значение переходного процесса при отработке задания и при нанесении возмущения, т.е.  $x_q(t) + x_B(t)$ .

### Л и т е р а т у р а

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., 1967. 2. Гаврилов Г.К. Приближенные методы анализа переходных процессов. М., 1966.

Г.Н. Гольдин, В.Е. Третьякович

### УПРОЩЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВИХРЕВЫХ ГОРЕЛОК С ЛОПАТОЧНЫМ АППАРАТОМ АКСИАЛЬНОГО ТИПА

Анализ экспериментальных данных [1,2] показал, что основные характеристики закрученных струй (профили скоростей, угол раскрытия и дальнобойность, падение максимальной скорости по длине, количество движения и момент количества движения и др.) почти полностью определяются безразмерным интегральным параметром крутки

$$n = \frac{4M}{Kd} \quad (1)$$

В выражение (1) входят значения главного момента количества движения  $M$  относительно оси струи и проекции на ось струи главного вектора количества движения  $K$ , которые соответственно выражаются в виде [3]

$$M = 2\pi\rho \int_0^{\infty} w_x w_z r^2 dr; \quad (2)$$

$$K = 2\pi \int_0^{\infty} (P_{ст} + \rho w_x^2) z dr, \quad (3)$$

где  $w_x, w_z$  — осевая и тангенциальная составляющие вектора скорости закрученной струи;  $\rho$  — плотность потока;  $r$  — расстояние от оси вращения до рассматриваемого сечения в закрученной струе;  $P_{ст}$  — статическое давление потока.

Определение параметра крутки горелки с использованием выражений (2), (3) требует проведения соответствующих экс-

периментальных исследований. С другой стороны, параметр крутки может быть определен и по конструктивным размерам горелки и используемого в ней завихрителя. В вихревых горелочных устройствах для закрутки потока используются различные завихрители, из которых наибольшее распространение получили улиточный аппарат и лопаточные завихрители: тангенциальный или аксиальный. Конструктивный параметр крутки  $n_k$  для аксиального завихрителя определяется из выражения [2]

$$n_k = \frac{8d}{3\pi} \frac{d^3 - d_0^3}{(d^2 - d_0^2)^2} \operatorname{tg} \alpha, \quad (4)$$

где  $d, d_0$  — наружный и внутренний диаметры цилиндрического кольцевого канала.

Параметр крутки не является универсальным критерием, так как на характер развития струи оказывает некоторое влияние ряд дополнительных факторов, не учитываемых параметром крутки. К таким факторам следует отнести потерю энергии потока на внутреннее трение и трение о стенки канала, неравномерность поля скоростей потока на выходе из междуплощадочных каналов и в проточной части регистра и др. [2]. Наиболее существенное значение имеет учет этих дополнительных факторов при изучении структуры потока, создаваемого отдельно взятой вихревой горелкой. При исследовании общей аэродинамической картины течения потоков в топке котлоагрегата их влиянием на структуру закрученной струи можно пренебречь. Поэтому при практическом моделировании топок конструктивный параметр крутки можно использовать с учетом некоторого приближения как определяющий критерий. Из этого следует, что выдерживая параметр крутки аксиального завихрителя в моделях, равным параметру крутки в оригинале, нет необходимости выполнять горелочные устройства в строгом геометрическом подобии с оригиналом. При этом возможно изготовление модели упрощенного завихрителя при условии масштабного подобия выходной амбразуры. В частности, наиболее просто перейти к моделированию аксиальных вихревых горелок с помощью изготовления цилиндрических патрубков, с установкой в них аксиального лопаточного аппарата.

Таким образом, можно сформулировать условия моделирования вихревых горелок аксиального типа при исследовании аэро-

динамики топке котлоагрегата; а) полное геометрическое подобие выходного сопла горелочного устройства; б) равенство отношений определяющего гидродинамического параметра согласно [4]

$$\frac{\rho_{\Gamma} w_{\Gamma}^2}{\rho_{\text{Т}} w_{\text{Т}}^2} = \frac{\bar{\rho}_{\Gamma} \bar{w}_{\Gamma}^2}{\bar{\rho}_{\text{Т}} \bar{w}_{\text{Т}}^2} .$$

Здесь  $\rho_{\Gamma}, \rho_{\text{Т}}$  — плотность газа в горелке и топке;  $w_{\Gamma}, w_{\text{Т}}$  — средние расходные скорости потоков в горелке и топке; индексы: без черты — величины, относящиеся к образцу; с чертой — к модели; в) равенство конструктивного параметра крутки,  $n_{\text{к}} = \bar{n}_{\text{к}}$ .

Конструктивная величина параметра крутки для модели упрощенного аксиального завихрителя определяется из выражения

$$\bar{n}_{\text{к}} = \frac{8\bar{d}}{3\pi} \frac{\bar{d}^3 - \bar{d}_0^3}{(\bar{d}^2 - \bar{d}_0^2)^2} \text{tg} \bar{\alpha} . \quad (5)$$

Введем обозначение

$$\bar{R} = \frac{\bar{n}_{\text{к}} 3\pi}{8\bar{d} \text{tg} \bar{\alpha}} . \quad (6)$$

На основании (5) можно записать, что

$$\bar{R} = \frac{(\bar{d}^2 + \bar{d}\bar{d}_0 + \bar{d}_0^2)(\bar{d} - \bar{d}_0)}{(\bar{d} + \bar{d}_0)(\bar{d}^2 - \bar{d}_0^2)} \quad (7)$$

или

$$\frac{\bar{d}^2 + \bar{d}\bar{d}_0 + \bar{d}_0^2 - \bar{R}(\bar{d} + \bar{d}_0)(\bar{d}^2 - \bar{d}_0^2)}{\bar{d}^3 - \bar{d}\bar{d}_0^2 + \bar{d}_0\bar{d}^2 - \bar{d}_0^3} = 0 . \quad (8)$$

В выражении (8) знаменатель не равен нулю, тогда, решая это соотношение относительно  $\bar{d}_0$ , имеем

$$\bar{d}_o^3 + \frac{1+\bar{R}\bar{d}}{\bar{R}} \bar{d}_o^2 + \frac{\bar{d}-\bar{R}\bar{d}^2}{\bar{R}} \bar{d}_o + \frac{\bar{d}^2-\bar{R}\bar{d}^3}{\bar{R}} = 0. \quad (9)$$

Полученное выражение представляет собой уравнение третьей степени, для решения которого введем переменную

$$y = \bar{d}_o + \frac{1+\bar{R}\bar{d}}{3\bar{R}}. \quad (10)$$

Тогда уравнение может быть записано в канонической форме

$$y^3 + 3py + 2q = 0, \quad (11)$$

где

$$3p = \frac{3\bar{R}(\bar{d}-\bar{R}\bar{d}^2)(1-\bar{R}\bar{d})^2}{3\bar{R}^2};$$

$$2q = \frac{2(1+\bar{R}\bar{d})^3}{27\bar{R}^3} - \frac{(1+\bar{R}\bar{d})(\bar{d}-\bar{R}\bar{d}^2)}{3\bar{R}^2} + \frac{\bar{d}^2-\bar{R}\bar{d}^3}{\bar{R}}. \quad (12)$$

Число действительных решений уравнения (11) зависит от знака дискриминанта  $D = q^2 + p^3$ . В результате решения полученного уравнения третьей степени, согласно [5], определяется значение  $\bar{d}_o$ . Количество лопаток аксиального завихрителя выбирается в зависимости от отношения  $\bar{d}/\bar{d}_o$  по [6]. Построение профиля лопатки аксиального завихрителя производится с использованием [2], а основные характеристики завихрителя определяются по [7].

По предлагаемой методике расчета были изготовлены упрощенные завихрители, моделирующие газомазутные горелки с аксиальными лопаточными аппаратами производительностью по мазуту  $V_M = 1800$  кгс/ч с величиной конструктивного параметра крутки  $n_k = 1,5$ , которые применялись при исследовании аэродинамики топки котлоагрегата ТП-170. На основании модельных исследований на реальном котлоагрегате были выбраны места установки и смонтированы дополнительные газомазутные горелки, которые совместно с горелками для сжигания

твердого топлива обеспечили условия бесшлаковочного режима эксплуатации котлоагрегата при номинальной нагрузке. Визуальные исследования взаимодействия факелов различных по топливам горелок на реальном котлоагрегате показали хорошую сходимость результатов моделирования горелочных устройств с применением упрощенных аксиальных завихрителей.

### Л и т е р а т у р а

1. Иванов Ю.В. Основы расчета и проектирования газовых горелок. М., 1963. 2. Ахмедов Р.Б. Дутьевые газогорелочные устройства. М., 1970. 3. Основы практической теории горения. По ред. Померанцева В.В. Л., 1973. 4. Суй Х.Н., Иванов Ю.В. Аэродинамика топочной камеры при односторонней и двусторонней схемах размещения горелок. — "Теплоэнергетика", 1970, № 7. 5. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике. М., 1967. 6. Ромадин В.П. и др. Рекомендации по проектированию закручивающих устройств вихревых пылеугольных горелок. — "Теплоэнергетика", № 3, 1968. 7. Шагалова С.Л. и др. Определение параметров крутки и коэффициента гидравлического сопротивления горелочных устройств с различными завихрителями. — "Теплоэнергетика", № 7, 1970.

В.Е. Спасский

### О СТРУКТУРЕ МАЛЫХ ЭВМ В СИСТЕМЕ АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ МОЩНОСТИ КРУПНЫХ ЭНЕРГОБЛОКОВ

Для современных систем управления технологическими процессами характерна иерархическая многоуровневая организация. Нижний и средний уровни таких систем представляют собой многомашинный комплекс, основой для построения которого являются малые ЭВМ, приспособленные для выполнения одной единственной функции или прикладной задачи. Реализация автоматических систем управления на базе малых ЭВМ имеет следующие преимущества [1, 2, 3].

1. Работа нескольких малых ЭВМ обеспечивает производительность более высокую, чем производительность средней универсальной ЭВМ (при меньшей стоимости).

2. Повышенная надежность всей системы за счет широких возможностей для резервирования.

3. Сокращение сроков внедрения (система может наращиваться поэтапно).

4. Параллельная обработка информации при минимальных затратах на математическое обеспечение для управления вычислительным процессом.

5. Снижение капиталовложений по сравнению с использованием средней универсальной ЭВМ. Возможно снижение расходов на монтаж и наладку.

Работу ЭВМ нижнего уровня системы управления имеет свои особенности. Эти особенности заключаются в том, что на этом уровне ЭВМ работают в реальном масштабе времени, выполняя одну узкую задачу в течение всего "времени жизни" машины. Вследствие этого структура машин претерпевает изменения по сравнению с машинами общего назначения. Рассмотрим основные черты малых ЭВМ, участвующих в автоматическом управлении энергоблоком.

Как правило, малые ЭВМ — синхронного типа с достаточно развитой системой команд. Все команды имеют одинаковую длину, а расположение полей в команде заранее фиксировано. Для этих машин характерно использование большого числа безадресных команд. Данные представляются в дополнительном двоичном коде с фиксированной запятой перед старшим разрядом. Процессоры малых ЭВМ не отличаются структурно от процессоров универсальных ЭВМ. Они имеют арифметико-логическое устройство (АЛУ) со схемами определения признаков перехода и переполнения, внутренние операционные регистры, микропрограммное управление и т.д. При наличии унифицированных средств связи с внешними устройствами и устройствами памяти процессор представляет собой универсальный электронный прибор, позволяющий реализовать широкий круг задач управления.

Память малых ЭВМ составляют запоминающие устройства двух типов: оперативное запоминающее устройство (ОЗУ) и постоянное запоминающее устройство (ПЗУ). Небольшое по объему при сравнении с ПЗУ оперативное запоминающее устройство предназначено для хранения входных, выходных и промежуточных данных. ПЗУ является основным запоминающим устройством управляющих машин. В ПЗУ хранятся все программы частных и общих алгоритмов, тест-программы, программы обработки ввода, константы. Такое распределение памяти машины обусловлено неизменностью функции малых ЭВМ в течение всего времени существования системы управления и, сле-

довательно, нет необходимости часто менять программу. Использование ПЗУ как основного запоминающего устройства значительно повышает надежность и снижает стоимость всей системы.

Процесс выработки электроэнергии является непрерывным, и ЭВМ, участвующая в управлении энергоблоком, должна находиться в постоянной готовности принять поступающую информацию от датчиков и своевременно выработать реакцию на изменения в режимах работы оборудования энергоблока. Для правильного воздействия на процесс необходимо, чтобы скорость реакции ЭВМ при изменении ситуации на энергоблоке была соизмерима со скоростью протекания процесса. Ясно, что добиться большой скорости, сканируя программным путем каналы связи, практически невозможно. Поэтому данные в виде сигналов положения (типа "включено--выключено"), как правило, привязывают к системе прерывания ЭВМ, а непрерывные сигналы поступают в устройство ввода--вывода. Система прерывания является наиболее важным устройством малой ЭВМ, работающей в реальном масштабе времени. Задача системы прерывания--фиксировать внешние и внутренние события, вызывать прерывание текущей программы и переход к другой программе, обрабатывающей реакцию на данное событие. Система прерывания ЭВМ должна различать события по степени важности. Для этого в ней предусмотрено устройство, определяющее приоритет событий. Как правило, наивысший приоритет присваивается событиям, заключающимся в неисправности самой ЭВМ (неисправность процессора, нарушения в каналах связи с объектом и т.п.). Следующими по приоритету идут события, связанные с отказами оборудования энергоблока (отключение РВП, ПВД и т.д.), с ходом выполнения программы и обращения к пульту управления.

Устройство ввода -- вывода предназначено для сбора и ввода в ЭВМ данных о параметрах режима энергоблока, а также для вывода сигналов от машины к исполнительным органам или первичным регуляторам. Данные могут быть представлены сигналами различной формы: аналоговыми сигналами -- от датчиков давления, температуры, электрической мощности и т.п.; сигналами типа "включено--выключено" -- от датчиков положения. После опроса каналов связи в регистрах устройства ввода--вывода накапливаются цифровые значения, эквивалентные электрическим сигналам напряжения, которые получены от преобразователей аналог--цифра. Для дальнейшей обработки циф-

ровые значения измеренных величин необходимо в соответствии с характеристиками датчиков и преобразователей привести к фактическим параметрам. Управляющие воздействия процессор ЭВМ вырабатывает только в цифровом коде. Эти коды в устройстве ввода—вывода преобразуются в аналоговые сигналы и подаются в качестве заданий на первичные регуляторы автоматике котла и турбины. ЭВМ может также выдавать управляющие сигналы в виде команд "включить—выключить", а также в виде последовательности импульсов.

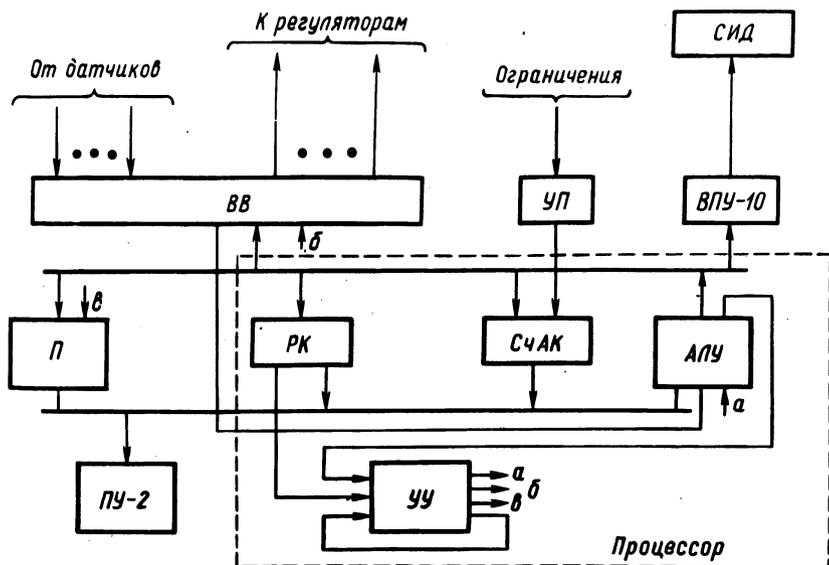


Рис. 1. Структурная схема малой ЭВМ системы автоматического регулирования мощности энергоблока.

Разработанная в Белорусском филиале ЭНИНа им. Г.М.Кржижановского система автоматического регулирования мощности энергоблока 300 МВт с малой ЭВМ в контуре регулирования была передана в опытный эксплуатацию в декабре 1975 г. Основные функции автоматической системы регулирования:

- а) поддержание мощности в режиме постоянного задания;
- б) набор и сброс нагрузки с заданной скоростью в соответствии с заданием;
- в) регулирование мощности при скользящем давлении пара;
- г) коррекция параметров настройки регуляторов первичных контуров регулирования котла;
- д) учет ограничений по технологическим параметрам и состоянию энергоблока.

Для решения поставленных задач на первом этапе в ЭВМ вводится следующая информация: фактическое давление пара перед турбиной, фактическая электрическая мощность энергоблока, заданная мощность и заданное давление пара перед турбиной, скорость набора и сброса нагрузки, сигналы типа "включено—выключено" для корпусов А и Б, а также всех РВП. Блок-схема малой ЭВМ системы регулирования мощности энергоблока 300 МВт представлена на рис. 1 и включает следующие основные устройства: выносной пульт управления (ВПУ-10) с клавиатурой ввода исходных данных в машину, с сигнализацией рода работы и исправности системы; блок индикации десятичной (СИД), обеспечивающий контроль по выводу данных; двоичный пульт наладчика (ПУ-2), служащий для проверки работоспособности отдельных узлов машины, а также отладки участков программы; процессор, состоящий из арифметико-логического устройства (АЛУ), микропрограммного управляющего устройства (УУ), регистра команд (РК) и счетчика адреса команд (СчАК); блок памяти (П), включающий в себя оперативное запоминающее устройство (ОЗУ) и постоянное запоминающее устройство (ПЗУ), предназначенное для хранения исходных данных, промежуточных и окончательных результатов расчета, а также программы управления; устройство ввода—вывода (ВВ), в котором производится предварительная обработка данных, поступающих от датчиков, и формируются сигналы для воздействия на первичные регуляторы котла энергоблока; устройство прерывания (УП) с двумя уровнями приоритета, обеспечивающее оперативное реагирование системы на изменение режима работы энергоблока.

ЭВМ имеет следующие характеристики: длина слова — 12 двоичных разрядов, объем памяти ОЗУ—32 12-разрядных слова, объем памяти ПЗУ—256 12-разрядных слов. В систему команд входят 7 адресных и 12 безадресных команд. Элементная база (МОП) — структурная серия К-120.

Проблема полной автоматизации производственных процессов на блочных тепловых электростанциях в настоящее время решается в неразрывной связи с применением управляющих электронных вычислительных машин на верхнем уровне иерархии управления. Увязка таких машин с системами управления энергоблоком может быть наилучшим образом осуществлена путем создания систем автоматического регулирования мощности энергоблока с ЭВМ.

## Л и т е р а т у р а

1. Кудела Д. Прошлое, настоящее и будущее мини-ЭВМ.- "ТИИЭР", т. 61, 1973, № 11.
2. Куценко А.Б., Полосьяни Б.А., Ступин Ю.В. Мини-ЭВМ в экспериментальной физике. М., 1975.
3. Прансишвили И.В. Основные пути развития управляющей вычислительной техники. -- "Приборы и системы управления", 1975, № 11.

## ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Г.Е. Алексеенко

### ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ВДОЛЬ КОМПЕНСИРОВАННОЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С ПОМОЩЬЮ ВЕКТОРНО-КРУГОВЫХ ДИАГРАММ

Компенсированная электропередача — это физическая система с переменными параметрами. Непостоянство последних вызывается количественным изменением нагрузки в промежуточных точках линии.

Обычно при анализе электромагнитного состояния такой линии ее параметры в некотором расчетном варианте принимаются постоянными.

Эффективность методики анализа рабочего режима такой линии зависит от избранного математического аппарата. Наиболее удобным признаются четырехполюсные схемы замещения участков линии, при которых посредством матриц линия приводится к эквиваленту.

При данных условиях линия как связующее звено между источником и потребителем энергии может быть охарактеризована передаточными функциями по напряжению и току.

Напряжение на конце линии, нагруженной на сопротивление  $Z_2$ , определяется следующей зависимостью:

$$\dot{U}_2 = \frac{Z_2}{A_0 Z_2 + B_0} \dot{U}_1 = K_1(j\omega) \dot{U}_1. \quad (1)$$

При  $Z_2 = z_2 e^{j\varphi_2}$ , изменяющимся только по модулю в пределах  $z_2 = (0 \div \infty)$ , и  $\dot{U}_1 = \text{const}$  характер изменения  $\dot{U}_2$  может быть описан круговой диаграммой.

При этой же переменной величине напряжение в промежуточной точке линии выразится

$$\dot{U}_k = \frac{(A_m Z_2 + B_m) \dot{U}_1}{(A_m Z_2 + B_m) A_0 + (C_m Z_2 + D_m)} = K_2(j\omega) \dot{U}_1. \quad (2)$$

По данной дробно-линейной функции также можно построить векторно-круговую диаграмму.

Рассмотрим уравнение взаимосвязи напряжений в трех точках линии: начальной, промежуточной и конечной (рис. 1)

$$\dot{U}_k = \frac{B_m \dot{U}_1 + B_n \dot{U}_2}{B_o} = K_3(j\omega) \dot{U}_1 + K_4(j\omega) \dot{U}_2. \quad (3)$$

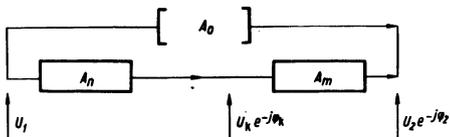


Рис. 1. Четырехполюсная схема замещения линии с двумя участками.

В уравнении (3) электрические величины одноразмерны. Напряжение в промежуточной точке определено как напряжение эквивалентного источника.

Независимо от того, по какой формуле вычислено напряжение  $\dot{U}_k$ , закономерность распределения напряжения вдоль линии будет отвечать уравнению (3).

Этот вывод следует из самого характера распространения электромагнитных волн. Как известно, эти волны поперечные. В направлении распространения электромагнитной волны падения напряжений на участках цепи прямо пропорциональны сопротивлениям участков, а в поперечных отсчетах (в направлении колебания электромагнитной волны) установление напряжений будет описываться уравнением эквивалентного источника (3).

Все коэффициенты, входящие в уравнение (3), могут быть получены опытным путем. С достаточной степенью точности они могут быть найдены по опытам холостого хода и короткого замыкания.

По составленным схемам замещения участков линии и обобщенной схеме в целом эти коэффициенты лучше всего определять по топологическим правилам, позволяющим найти их без последовательного перемножения матриц.

При  $U_1 = \text{const}$  напряжение  $\dot{U}_k$  будет зависеть от установившихся значений напряжения на конце линии  $\dot{U}_2 = U_2 e^{j\varphi_2}$ .

По (3) можно выполнить расчет при двух возможных вариантах изменения  $\dot{U}_2$ :  $U_2 = \text{const}$ ,  $\varphi_2 = \text{var}$ ;  $U_2 = \text{var}$ ,  $\varphi_2 = \text{const}$ .

Для каждого из напряжений в промежуточных точках линии на основании уравнения (3) при одних и тех же значениях напряжения  $\bar{U}_2$  можно построить векторно-круговую диаграмму (рис. 2).

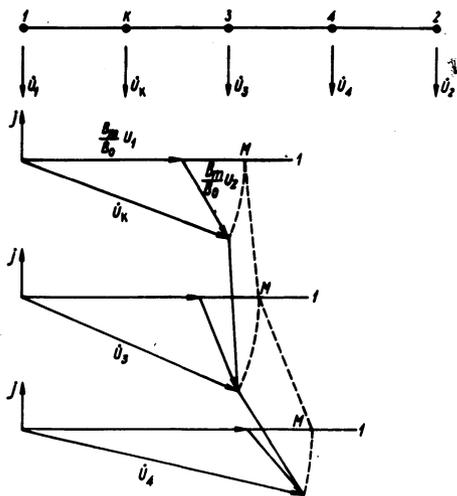


Рис. 2. Векторно-круговые диаграммы напряжения в промежуточных точках линии.

Конец  $\bar{U}_k$ , изображающего напряжение в промежуточной точке, опирается на кривую распределения напряжения вдоль линии. График распределения напряжения может быть получен путем соединения концов векторов  $\bar{U}_k$  ломаными прямыми (рис. 2, сплошные линии).

Чем больше будет выделено промежуточных точек, тем точнее будет кривая распределения. Последняя выступает как годограф скользящего вектора.

Таким образом, уравнению (3) характерны следующие операционные возможности: аналитического расчета напряжений в промежуточных точках; графического представления области изменения напряжения  $\bar{U}_k$ .

При построениях (рис. 2) можно провести сравнение модулей напряжений в промежуточных точках. На рис. 2 модули напряжений отмечены на горизонтальных осях. Кривая заданных  $|\bar{U}_k|$  модулей напряжений изображена штрих-пунктирной линией (рис. 2).

По уравнениям (1)—(3) можно составить программы для ЭВМ.

Т.Г. Поспелова, Е.Г. Поспелов, Ю.С. Петруша  
 К ОЦЕНКЕ ПОТЕРЬ АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В  
 ПРОТЯЖЕННЫХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧАХ

Задача определения потерь активной мощности в протяженных электропередачах переменного тока имеет ряд особенностей вследствие распределенности параметров однородных участков линии, значительных емкостных токов, коронирования проводов. Специфика оценки потерь мощности в протяженных линиях усугубляется регулированием в них режима реактивной мощности с помощью компенсирующих устройств и нерегулярностью активных перетоков по межсистемным связям.

Большинство известных методик по определению потерь активной мощности использует детерминированный подход. Все они по существу представляют собой разновидности и модификации двух наиболее общих, известных методов [1, 2]. Первый из них базируется на уравнениях, выражающих зависимость в начале и конце электропередачи от обобщенных постоянных эквивалентного трехполюсника и угла сдвига векторов напряжений на передающих и на приемных шинах. Согласно этому методу потери мощности в протяженной линии электропередачи определяются [3]

$$\Delta P = \frac{1}{B} \left[ U_1^2 D \sin \alpha_{11} + U_2^2 A \sin \alpha_{22} - 2U_1 U_2 \sin \alpha_{12} \right. \\ \left. \times \cos \theta_{12} \right]. \quad (1)$$

Здесь и далее приняты обозначения в соответствии с [1, 2].

Второй метод в отличие от первого дает расчетное выражение потерь активной мощности [1]

$$\Delta P = \operatorname{Re}(A\hat{C})U_2^2 + \operatorname{Re} \left[ B\hat{D} \frac{P_2^2}{U_2^2} + (A\hat{D} + B\hat{C} - 1)P_2 \right] + \\ + \operatorname{Re} \left[ B\hat{D} \frac{Q_2^2}{U_2^2} + j(A\hat{D} - B\hat{C})Q_2 \right] \quad (2)$$

в виде суммы трех составляющих: потерь, не зависящих от передаваемой мощности, -- потерь холостого режима; потерь, зависящих от активной мощности передачи, и потерь от перетоков реактивной мощности или [2]

$$\Delta P = (A' C' + A'' C'') U_2^2 + (B' D' + B'' D'') I_2^2 + 2(A'' D'' + B' C') P_2 + 2(A'' D' - B' C'') Q_2 \quad (3)$$

в виде следующих слагающих: потерь холостого режима; потерь, прямо пропорциональных квадрату нагрузки и потерь пропорциональных первой степени нагрузки.

Следовательно, этот метод дает возможность исследования структуры потерь мощности в протяженной электропередаче, что весьма важно для оптимизации ее режимов и изыскания мер по уменьшению потерь мощности и энергии.

Рассматриваемый метод заслуживает внимания и по иным соображениям. К настоящему времени определилась тенденция к вероятностной оценке потерь активной мощности в протяженных электропередачах. Появились первые попытки в этом направлении. Однако, по нашему мнению, целесообразно ориентироваться на разумное сочетание детерминированного и вероятностного подходов.

Предположим, что допустимый режим напряжений вдоль линии обеспечен устройствами компенсации. Активную мощность в конце электропередачи  $P_2$  представим как сумму составляющей  $P_{2_0}$ , определяемой графиком нагрузки, и математического ожидания независимой случайной величины  $M[P_2^1]$ , вызванной нерегулярным активным перетоком по линии. Тогда значение реактивной мощности  $Q_2$  определится суммой составляющей  $Q_{2_0}$ , взятой по графику реактивной мощности, и математического ожидания  $M[Q_2^1]$  функции случайной величины  $Q_2^1 = \varphi(P_2^1)$ . Зная плотность распределения  $f(P_2^1)$  аргумента, можно найти математическое ожидание его функции

$$M[Q_2^1] = \int \varphi(P_2^1) f(P_2^1) dP_2^1. \quad (4)$$

Для определения соотношения детерминированного и вероятностного подходов при оценке потерь мощности в электропередаче обратимся к формулам (2) и (3). Потери мощности, обусловленные составляющими  $P_{2_0}$  и  $Q_{2_0}$ , а также потери хо-

лостого режима, очевидно, следует рассчитывать по выражениям соответствующих слагаемых этих формул. Определение потерь, обусловленных случайными составляющими нагрузки  $P_2'$  и  $Q_2'$ , требует вероятностного подхода и вполне возможно на основе известных теорем о числовых характеристиках функций. Действительно, как видно из формулы (3), случайные составляющие потерь активной мощности представляют собой линейную и квадратичную функции случайных аргументов  $P_2'$ ,  $Q_2'$ .

#### Л и т е р а т у р а

1. Электрические системы, т. 3. Под ред. В.А. Веникова, М., 1972. 2. Поспелов Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередач. Минск, 1967. 3. Поспелов Е.Г. Обобщенный метод определения потерь энергии в линиях электропередачи. -- В сб.: Механизация и электрификация сельского хозяйства. Вып. 19. Минск, 1976.

С.К. Гурский, В.П. Керного

#### ОПЕРАТИВНОЕ ОТОБРАЖЕНИЕ СОСТОЯНИЯ ОСНОВНОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СЕТИ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ ДЛЯ РАСЧЕТОВ ПОТОКОРАСПРЕДЕЛЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ МАТРИЦЫ КОЭФФИЦИЕНТОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ

Для организации приближенного ускоренного расчета потокораспределения наиболее целесообразно использовать метод коэффициентов распределения. Преимуществами этого метода, помимо простоты учета переменной режимной информации -- величин нагрузок узлов и коэффициентов трансформации регулируемых трансформаторов, -- являются также легкость формирования матрицы коэффициентов распределения  $\dot{C}$  с помощью специального метода наращивания и возможность ее быстрого пересчета при всех видах частичных изменений в схеме коммутации электрической сети. Соответствующие алгоритмы предлагаются в настоящей статье. Тем самым обеспечивается принципиальная возможность оперативного отображения режима основной электрической сети.

Выведем формулу, позволяющую произвести пересчет матрицы коэффициентов распределения при включении новой ветви между любой парой узлов. На этой формуле основывается пред-

лагаемый метод наращивания схемы для вычисления матрицы коэффициентов распределения.

Матрица коэффициентов распределения для разомкнутой схемы-дерева

$$C_0 = -M_{\alpha}^{-1}, \quad (1)$$

где  $M_{\alpha}$  — подматрица первой матрицы инцидентий  $M$  для ветвей дерева. Приняв вначале в качестве начального вида схемы ее любое дерево ( $\dot{C} = C_0$ ), будем последовательно добавлять к получающейся схеме хорды исходной схемы, соответственно пересчитывая матрицу  $\dot{C}$ , пока не получим полную исходную схему. Пусть в схеме включается ветвь  $k$  между узлами  $i$  и  $j$ ; сопротивление которой  $\dot{Z}_k$ . Задана матрица  $\dot{C}$  для некоммутированной схемы. Определим ток во вновь включенной ветви по теореме Тевенина. Для этого вначале найдем напряжение  $U_{ij}$  между концевыми узлами включенной ветви в некоммутированной схеме. Имеем

$$\dot{U}_{\Delta} = -C_0^* \dot{Z}_{\alpha} \dot{C}_{\alpha} \dot{I}, \quad (2)$$

где  $\dot{U}_{\Delta}$  — столбец напряжений узлов относительно базисного;  $\dot{Z}_{\alpha}$  — диагональная матрица сопротивлений ветвей дерева;  $\dot{C}_{\alpha}$  — подматрица матрицы  $\dot{C}$  для ветвей дерева;  $\dot{I}$  — столбец задающих узловых токов, в котором положительными считаются токи, вытекающие из схемы, \* — знак транспонирования матрицы. Отсюда

$$\dot{U}_{ij} = U_{\Delta i} - U_{\Delta j} = (C_{0j}^* - C_{0i}^*) \dot{Z}_{\alpha} \dot{C}_{\alpha} \dot{I}, \quad (3)$$

где  $C_{0i}$ ,  $C_{0j}$  — столбцы матрицы  $C_0$ , соответствующие узлам  $i$  и  $j$ ,

$$\dot{I}_k = \dot{U}_{ij} / \dot{Z}_{\text{вх}}^{(ij)} + \dot{Z}_k \quad (4)$$

(  $\dot{Z}_{\text{вх}}^{(ij)}$  — входное сопротивление некоммутированной схемы между зажимами  $i$  и  $j$  ). Для нахождения  $\dot{Z}_{\text{вх}}^{(ij)}$  воспользуемся принципом наложения (рис. 1).

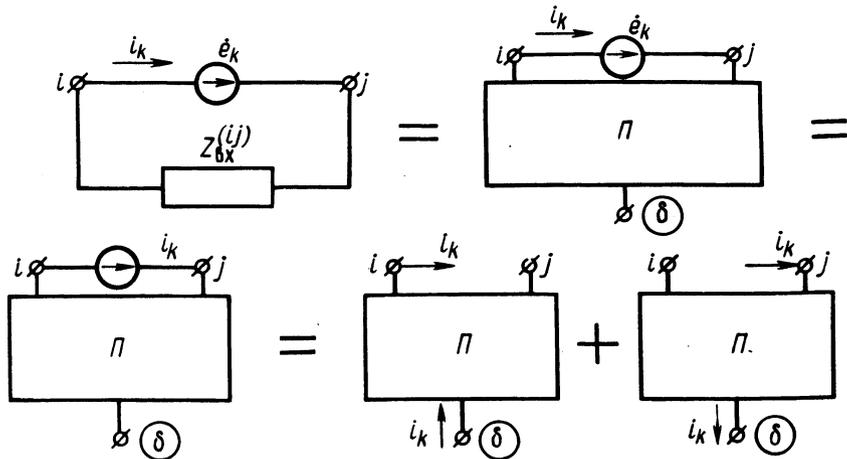


Рис. 1.

Для схемы с трехполюсником  $\Pi_1$  имеем

$$\dot{U}_{i\Delta}^{(1)} = -C_{oi}^* \dot{Z}_{\Delta} \dot{C}_{\Delta} \begin{bmatrix} 0 \\ \vdots \\ i \\ \vdots \\ k \\ 0 \end{bmatrix} \begin{matrix} 1 \\ \\ \\ \\ n \end{matrix} = -i_k C_{oi}^* \dot{Z}_{\Delta} \dot{C}_{\Delta i}, \quad (5)$$

где  $\dot{C}_{\Delta i}$  — столбец  $\dot{C}_{\Delta}$ , соответствующий  $i$ -му узлу. Аналогично

$$\dot{U}_{j\Delta}^{(1)} = i_k C_{oj}^* \dot{Z}_{\Delta} \dot{C}_{\Delta i}. \quad (6)$$

Отсюда напряжение между узлами  $i$  и  $j$  в той же схеме равно

$$\dot{U}_{ij}^{(1)} = i_k (C_{oj}^* - C_{oi}^*) \dot{Z}_{\Delta} \dot{C}_{\Delta i}. \quad (7)$$

Соответственно для схемы с трехполусником  $\Pi_2$  получим

$$\dot{U}_{ij}^{(2)} = i_k (C_{oi}^* - C_{oj}^*) \dot{Z}_\Delta \dot{C}_{\Delta j}. \quad (8)$$

Для схемы с трехполусником  $\Pi$  в соответствии с принципом наложения

$$\dot{U}_{ij} = \dot{U}_{ij}^{(1)} + \dot{U}_{ij}^{(2)} = i_k (C_{oi}^* - C_{oj}^*) \dot{Z}_\Delta (\dot{C}_{\Delta i} - \dot{C}_{\Delta j}). \quad (9)$$

Тогда

$$\dot{Z}_{\text{вх}}^{(ij)} = \dot{e}_k / i_k = - \frac{\dot{U}_{ij}}{i_k} = (C_{oi}^* - C_{oj}^*) \dot{Z}_\Delta (\dot{C}_{\Delta i} - \dot{C}_{\Delta j}). \quad (10)$$

Подставляя значения  $\dot{U}_{ij}$  из (3) и  $\dot{Z}_{\text{вх}}^{(ij)}$  из (10) в (4), получим

$$i_k = \frac{(C_{oj}^* - C_{oi}^*) \dot{Z}_\Delta \dot{C}_{\Delta j}}{(C_{oi}^* - C_{oj}^*) \dot{Z}_\Delta (\dot{C}_{\Delta i} - \dot{C}_{\Delta j}) + \dot{Z}_k}. \quad (11)$$

Сопоставляя эту формулу с выражением

$$i_k = \dot{C}_k^* j. \quad (12)$$

где  $\dot{C}_k^*$  -- строка матрицы  $\dot{C}$  для вновь включенной ветви, получим

$$\dot{C}_k^* = \frac{(C_{oj}^* - C_{oi}^*) \dot{Z}_\Delta \dot{C}_{\Delta j}}{(C_{oi}^* - C_{oj}^*) \dot{Z}_\Delta (\dot{C}_{\Delta i} - \dot{C}_{\Delta j}) + \dot{Z}_k}. \quad (13)$$

Используя теорему Тевенина, получаем также формулу для коэффициентов распределения некоммутировавшихся ветвей коммутированной схемы

$$\dot{C}' = \dot{C} - \frac{(\dot{C}_i - \dot{C}_j)(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\alpha \dot{C}_\alpha}{(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\alpha (\dot{C}_{\alpha i} - \dot{C}_{\alpha j}) + \dot{Z}_k} \quad (14)$$

Объединяя (13) с (14), находим искомую формулу для определения матрицы коэффициентов распределения коммутированной схемы для всех ветвей

$$\dot{C}'' = \left[ \begin{array}{c} \dot{C} \\ - \\ 0 \end{array} \right] - \left[ \begin{array}{c} \dot{C}_i - \dot{C}_j \\ - \\ 1 \end{array} \right] \frac{(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\alpha \dot{C}_\alpha}{(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\alpha (\dot{C}_{\alpha i} - \dot{C}_{\alpha j}) + \dot{Z}_k} \quad (15)$$

Рассмотрим сейчас способы пересчета матрицы  $\dot{C}$  при изменениях в схеме соединений сети.

1. Включение ветви с сопротивлением  $\dot{Z}_k$ , присоединяющей к  $i$ -му узлу схемы ранее отключенный узел. Здесь матрица  $\dot{C}$  пересчитывается по очевидной формуле

$$\dot{C}' = \begin{bmatrix} \dot{C} & \dot{C}_i \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (16)$$

где  $\dot{C}, \dot{C}'$  — матрицы коэффициентов распределения сети соответственно до и после коммутации;  $\dot{C}_i$  — столбец матрицы  $\dot{C}$ , соответствующий  $i$ -му узлу; 0 — строка длины  $n$ , где  $n$  — число узлов, не считая балансирующего, до коммутации, состоящей из нулей; 1 — скаляр.

2. Для включения ветви с сопротивлением  $\dot{Z}_k$  между узлами  $i$  и  $j$  схемы можно использовать формулу (15).

3. Отключение ветви, присоединяющей к схеме  $j$ -ый узел.

Пусть

$$G_k = \begin{bmatrix} 12 & k-1 & k+2 & m \\ 10\dots & 0000\dots & 0 & 1 \\ 01\dots & 0000\dots & 0 & 2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 00\dots & 1000\dots & 0 & k-1 \\ 00\dots & 0010\dots & 0 & k \\ 00\dots & 0001\dots & 0 & k+1 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 00\dots & 0000\dots & 1 & m-1 \end{bmatrix} \quad Q_j = \begin{bmatrix} 12 & j-1 & j+2 & n-1 \\ 10\dots & 0000\dots & 0 & 1 \\ 01\dots & 0000\dots & 0 & 2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 00\dots & 1000\dots & 0 & j-1 \\ 00\dots & 0000\dots & 0 & j \\ 00\dots & 0010\dots & 0 & j+2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 00\dots & 0000\dots & 1 & n \end{bmatrix}$$

матрицы  $G_k$  и  $Q_j$ , которые назовем матрицами переключений. Тогда

$$\dot{C}' = G_k \dot{C} Q_j. \quad (18)$$

Преобразование по этой формуле обеспечивает исключение  $k$ -ой строки и  $j$ -го столбца матрицы  $\dot{C}$  и уплотнение ее строк и столбцов на одну позицию соответственно вверх и влево.

4. Отключение ветви с сопротивлением  $Z_k$ , соединявшей узлы  $i$  и  $j$ , сохраняющиеся в схеме. Такое изменение в схеме можно промоделировать включением ветви с сопротивлением  $-\dot{Z}_k$ , между этими узлами, поскольку

$$\frac{\dot{Z}_k(-\dot{Z}_k)}{\dot{Z}_k + (-\dot{Z}_k)} = \infty. \quad (19)$$

Тогда матрица коэффициентов распределения для коммутированной схемы с учетом того, что  $k$ -ая строка должна быть исключена, определится как

$$\dot{C}' = G \left[ \dot{C} - \frac{(\dot{C}_i - \dot{C}_j)(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\Delta \dot{C}_\Delta}{(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\Delta (\dot{C}_{\Delta i} - \dot{C}_{\Delta j}) - \dot{Z}_k} \right]. \quad (20)$$

5. Замыкание накоротко узлов  $i$  и  $j$  (включение секционного выключателя).

Формулу пересчета  $\dot{C}$  можно получить из (15), полагая  $\dot{Z}_k = 0$ . Тогда

$$\dot{C}' = \begin{bmatrix} \dot{C} \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{C}_i - \dot{C}_j \\ 1 \end{bmatrix} \frac{(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\Delta \dot{C}_\Delta}{(C_{oi}^* - C_{oj}^*)\dot{Z}_\Delta (\dot{C}_{\Delta i} - \dot{C}_{\Delta j})}. \quad (21)$$

Здесь последняя строка пересчитанной матрицы  $\dot{C}$  дает коэффициенты распределения через секционный выключатель.

6. Отключение секционного выключателя.

Для вывода формулы пересчета будем рассматривать схему как активный двухполюсник относительно концов  $k'$ ,  $k''$  вет-

ви  $k$  (рис. 2). Включим отключенную ветвь снова, вводя одновременно фиктивные задающие токи  $\dot{j}_{k'}$ ,  $\dot{j}_{k''}$  в узлах  $k'$ ,  $k''$  так, чтобы потокораспределение в сети не изменилось. Тогда  $\dot{j}_{k'}$ ,  $\dot{j}_{k''}$  будут удовлетворять системе уравнений

$$\left. \begin{aligned} \dot{j}_{k'} - i_k &= 0; \\ \dot{j}_{k''} + i_k &= 0; \\ i_k &= \sum_{j=1}^n \dot{c}_{kj} \dot{j}_j + \dot{c}_{kk'} \dot{j}_{k'} + \dot{c}_{kk''} \dot{j}_{k''}, \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

где  $i_k$  -- ток во вновь включенной  $k$ -ой ветви;  $\dot{c}_{kj}$ ,  $j = 1, 2, \dots, k', \dots, k'', \dots, n$  -- коэффициенты распределения  $k$ -ой ветви в некоммутированной схеме. Решение этой системы дает

$$i_k = j_{k'} = -j_{k''} = \frac{\sum_{j=1}^n \dot{c}_{kj} \dot{j}_j}{1 - \dot{c}_{kk'} + \dot{c}_{kk''}}. \quad (23)$$

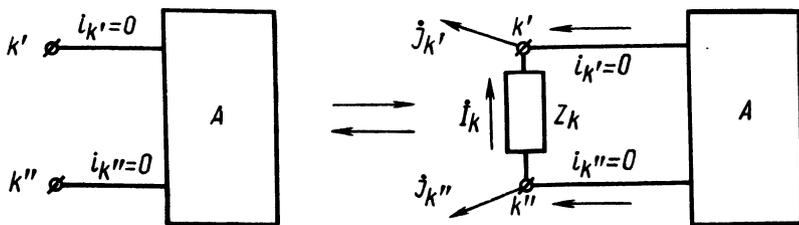


Рис. 2.

Токи в ветвях коммутированной схемы можно выразить через их значения в некоммутированной схеме и фиктивные нагрузки  $\dot{j}_{k'}$ ,  $\dot{j}_{k''}$ :

$$i_\mu = i_\mu^* + \dot{c}_{\mu k'} \dot{j}_{k'} + \dot{c}_{\mu k''} \dot{j}_{k''}, \quad (24)$$

где  $\dot{c}_{\mu k'}$ ,  $\dot{c}_{\mu k''}$  — коэффициенты распределения для ветви  $\mu$  и узлов  $k'$ ,  $k''$ . Но

$$\dot{i}_{\mu}^* = \sum_{j=1}^n \dot{c}_{\mu j} \dot{j}_j. \quad (25)$$

Отсюда и из (23), (24) получаем

$$\dot{i}_{\mu} = \sum_{i=1}^n \left( \dot{c}_{\mu j} + \frac{\dot{c}_{\mu k'} - \dot{c}_{\mu k''}}{1 - \dot{c}_{kk'} + \dot{c}_{kk''}} \dot{c}_{kj} \right) \dot{j}_j. \quad (26)$$

Следовательно, получена формула пересчета коэффициентов распределения от  $\dot{c}_{\mu j}$  к новым  $\dot{c}'_{\mu j}$ :

$$\dot{c}'_{\mu j} = \dot{c}_{\mu j} + \frac{\dot{c}_{\mu k'} - \dot{c}_{\mu k''}}{1 - \dot{c}_{kk'} + \dot{c}_{kk''}} \dot{c}_{kj}. \quad (27)$$

Переписывая (27) для удобства в матричном виде, имеем

$$\dot{c}' = \dot{c}_{\mu} + \frac{(\dot{c}_{\mu k'} - \dot{c}_{\mu k''}) \dot{c}_k^*}{1 - \dot{c}_{kk'} + \dot{c}_{kk''}}, \quad (28)$$

где  $\dot{c}'$  — матрица коэффициентов распределения для коммутированной схемы;  $\dot{c}_{\mu}$  — подматрица матрицы  $\dot{c}$  для некоммутированной схемы, соответствующая некоммутируемым ветвям;  $\dot{c}_{\mu k'}$ ,  $\dot{c}_{\mu k''}$  — столбцы матрицы  $\dot{c}_{\mu}$  для узлов  $k'$  и  $k''$ , являющихся соответственно начальной и конечной вершиной отключаемой  $k$ -ой ветви;  $\dot{c}_k^*$  — соответствующая ей строка матрицы  $\dot{c}$ .

В настоящее время отлажена и работает программа формирования матрицы  $\dot{c}$  методом наращивания на ЭВМ БЭСМ-4. Матрица коэффициентов распределения хранится на внешних носителях информации — магнитных барабанах.

ПОЛНАЯ СИСТЕМА ПРЕОБРАЗОВАНИЯ МАТРИЦ  
ОБОБЩЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СЕТИ

В настоящей статье выводятся формулы, которые позволяют осуществить преобразование одних матриц обобщенных параметров в другие. Показано, что в процессе взаимных переходов особая роль принадлежит матрице коэффициентов распределения  $\dot{C}$ , которая легко определяется по каждой из остальных матриц и в свою очередь позволяет легко определить любую из них.

Определение матрицы  $\dot{C}$  по остальным матрицам обобщенных параметров. 1. При заданной матрице узловых сопротивлений  $\dot{Z}_y$  матрица  $\dot{C}$  может быть получена по формуле, представленной в [1] (если считать, что положительные задающие узловые токи  $\dot{J}$  вытекают из схемы):

$$\dot{C} = -\dot{Y}M^* \dot{Z}_y, \quad (1)$$

где  $\dot{Y}$  — диагональная матрица проводимостей ветвей;  $M$  — первая матрица инцидентий; \* — знак транспонирования матрицы.

2. Задана матрица контурных проводимостей  $\dot{Y}_k$

$$\dot{C}_\beta = -N_\beta^* \dot{Y}_k N_\alpha \dot{Z}_\alpha C_0,$$

где  $N_\alpha, N_\beta$  — вторая матрица инцидентий;  $\dot{Z}$  — диагональная матрица сопротивлений ветвей.

$$C_0 = -M_\alpha^{-1}; \quad \dot{C}_\alpha = C_0 (M_\beta \dot{C}_\beta + 1).$$

Здесь индексы  $\alpha$  и  $\beta$  означают, что рассматриваемая матрица построена для ветвей дерева и хорд.

3. Задана матрица коэффициентов распределения э.д.с. ветвей по напряжениям узлов  $D$ . Тогда, как известно из [1],

$$\dot{C} = \dot{D}^*. \quad (2)$$

4. Задана матрица собственных и взаимных проводимостей ветвей  $\dot{Y}_{c,v}$ :

$$\left. \begin{aligned} \dot{C}_\alpha &= (1 - \dot{Y}_{c,v}^{(\alpha\alpha)} \dot{Z}_\alpha) C_0; \\ \dot{C}_\beta &= -\dot{Y}_{c,v}^{(\beta\alpha)} \dot{Z}_\alpha C_0. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Определение матриц обобщенных параметров сети по матрице коэффициентов распределения. 1. Определение  $Z_y$ . По [1] имеем

$$\dot{Z}_y = C_o^* \dot{Z}_\Delta \dot{C}_\Delta. \quad (4)$$

2. Определение  $\dot{Y}_k$ . Вектор-столбец контурных э.д.с. выражается через вектор-столбец э.д.с. ветвей как

$$\dot{E}_k = N \dot{E},$$

откуда, разбивая матрицы на блоки, получаем

$$\dot{E}_\beta = N_\beta^{-1} (\dot{E}_k - N_\Delta \dot{E}_\Delta). \quad (5)$$

При отсутствии э.д.с. в ветвях дерева из (5) следует, что

$$\dot{E}_\beta = N_\beta^{-1} \dot{E}_k. \quad (6)$$

Из закона Ома для хорд получаем

$$\Delta \dot{U}_\beta = \dot{Z}_\beta \dot{i}_\beta - \dot{E}_\beta = M_\beta^* \dot{U}_\Delta, \dot{i}_\beta = \dot{Y}_\beta (M_\beta^* \dot{U}_\Delta + \dot{E}_\beta). \quad (7)$$

Отсюда в предположении отсутствия задающих токов в узлах схемы с учетом (2) получаем

$$\dot{i}_\beta = \dot{Y}_\beta (M_\beta^* \dot{C}_\beta^* \dot{E} + \dot{E}_\beta). \quad (8)$$

Так как, согласно сделанному предположению,  $\dot{E}_\Delta = 0$ , то

$$\dot{C}_\beta^* \dot{E} = [\dot{C}_\Delta^* \quad \dot{C}_\beta^*] \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{E}_\beta \end{bmatrix} = \dot{C}_\beta \dot{E}_\beta.$$

Поэтому в соответствии с (8) совместно с (6) получаем

$$\dot{i}_\beta = \dot{Y}_\beta (M_\beta^* \dot{C}_\beta^* + 1) N_\beta^{-1} \dot{E}_k. \quad (9)$$

Вектор-столбец контурных токов  $\dot{i}_k$  можно выразить как  $\dot{i}_k = [N_\beta^{-1}]^* \dot{i}_\beta$ . Подставляя сюда значение  $\dot{i}_\beta$  из (9), находим

$$\dot{i}_k = [N_\beta^{-1}]^* \dot{Y}_\beta (M_\beta^* \dot{C}_\beta^* + 1) N_\beta^{-1} \dot{E}_k.$$

Сопоставляя это соотношение с формулой

$$\dot{I}_k = \dot{Y}_k \dot{E}_k,$$

находим матрицу контурных проводимостей

$$\dot{Y}_k + \dot{Y}_\beta (M_\beta^* \dot{C}_\beta^* + 1).$$

3. Определение матрицы  $\dot{D}$  производится по (2).

4. Определение матрицы  $\dot{Y}_{c.v}$ :

$$\dot{I} = \dot{Y}(\Delta \dot{U} + \dot{E});$$

$$\dot{I} = \dot{Y}(M^* \dot{U}_\Delta + \dot{E}) + \dot{Y}(M^* \dot{D} \dot{E} + \dot{E}) = \dot{Y}(M^* \dot{C}^* + 1) \dot{E}.$$

Далее находим

$$\dot{Y}_{c.v} = \dot{Y}(M^* \dot{C}^* + 1).$$

#### Л и т е р а т у р а

1. Мельников Н.А. Матричный метод анализа электрических цепей. М., 1972.

В.М. Цыганков, И.З. Шапиро

#### МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТОВ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ ОСНОВНЫХ УЗЛОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СЕТИ

С введением новой шкалы скидок и надбавок к тарифу на электроэнергию и правил по ее использованию перед энергосистемами и энергосбытами поставлена задача определения оптимальных значений коэффициентов реактивной мощности на шинах подстанций энергосистемы и промышленных предприятий. Указанную проблему математически можно сформулировать как минимизацию функции приведенных затрат по тангенсам  $\varphi$  основных узлов нагрузки (более 3—5 МВАр) при заданных мощностях существующих источников реактивной мощности и соблюдении режимных ограничений, обусловленных технико-экономическими требованиями и обеспечивающих следующие ус-

ловия: допустимый режим напряжения в сети; неотрицательность коэффициентов реактивной мощности в узлах сети; изменения активных мощностей балансирующих станций в допустимых пределах по нижнему ограничению.

Определение экономичных тангенсов  $\varphi$  основных узлов нагрузки сети неразрывно связано с задачей рациональной компенсации реактивной мощности в режиме максимальных нагрузок энергосистемы. Это является многопараметрической задачей. Для ее решения целесообразно использовать метод Гаусса—Зейделя. Он позволяет получить минимум целевой функции (т.е. минимум приведенных затрат на установку и эксплуатацию компенсирующих устройств) путем попеременной оптимизации независимого параметра режима по каждой из его координат с учетом ограничений отдельных параметров режима. Его координатами являются  $\operatorname{tg}\varphi$  основных узлов нагрузки. В случае применения метода Гаусса—Зейделя рассматриваемая задача сводится на каждом шаге решения к однопараметрической.

Выразив мощность компенсирующих устройств через параметры режима и коэффициенты реактивной мощности, имеем следующее выражение для целевой функции как практического критерия решения задачи:

$$Z = p_{\Sigma} k_{y\partial} (Q_M - P_M \operatorname{tg}\varphi) + \Delta P_M \gamma (\alpha k_M + \beta \tau) + (Q_M - P_M \operatorname{tg}\varphi) \Delta P_K \gamma (\alpha k_M + \beta t_K), \quad (1)$$

где  $k_{уд}$  — удельные капитальные вложения в компенсирующее устройство;  $\Delta P_M$  — потери активной мощности в сети для режима максимальных нагрузок;  $p_{\Sigma}$  — суммарный коэффициент отчислений от капитальных вложений;  $\alpha$  — удельные затраты, обусловленные расширением электростанций системы для покрытия потерь активной мощности;  $k_M$  — коэффициент попадания в максимум энергосистемы;  $\beta$  — удельные затраты на выработку электроэнергии и расширение топливной базы;  $\tau$  — время максимальных потерь;  $\gamma$  — коэффициент, учитывающий затраты на расширение электрической сети, обусловленные передачей мощности для покрытия потерь активной мощности;  $t_K$  — число часов работы компенсирующего устройства;  $\Delta P_K$  — удельные потери мощности в компенсирующих

устройствах;  $P_M$ ,  $Q_M$  — соответственно активная и реактивная мощности нагрузки в максимальном режиме.

Определение величин  $p_\Sigma$ ,  $\alpha$ ,  $k_M$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\tau$  отражено в литературе [1, 2], значение потерь мощности находится при расчете установившегося режима энергосистемы.

Основные положения методики, реализующей метод Гаусса—Зейделя применительно к рассматриваемой задаче, заключаются в следующем.

В системе собирается исходная информация по режиму максимальных нагрузок. Составляется расчетная схема системы с выделением основных узлов нагрузки и их укрупнением за счет реактивных мощностей соседних нагрузок.

Выделяется балансирующий узел, активная и реактивная мощности которого являются однозначной функцией мощностей остальных узлов. Этот узел должен иметь регулируемый источник активной и реактивной мощности. При нарушении ограничения  $P_{б.ст}^{мин} \leq P_{б.ст}$  в качестве балансирующей принимается другая станция системы.

На параметры режима накладывается ряд ограничений в форме равенств (активные и реактивные мощности узлов нагрузки станций, кроме балансирующей, — постоянны) и неравенств ( $U_i^{мин} \leq U \leq U^{макс}$ ), где  $i$  — номер узла схемы;  $tg \varphi_i^{нагр} \geq 0$ ;  $P_{б.ст}^{мин} \leq P_{б.ст}$ ). На ЭВМ рассчитывается

установившийся режим энергосистемы и определяется практический критерий оптимизации (1) по отношению к произвольно выбранному исследуемому основному узлу нагрузки системы.

В исследуемом узле производится изменение независимого параметра оптимизации  $tg \varphi$  в сторону уменьшения на  $\Delta tg \varphi$ , после чего рассчитывается режим системы и определяется разность  $\Delta Z = Z - Z_1$ , где  $Z_1$  — критерий оптимизации в отклоненном режиме.

Дальнейшее варьирование дискретными шагами независимого параметра оптимизации исследуемого узла до получения минимума приведенных затрат производится в зависимости от знака  $\Delta Z$ . При  $\Delta Z > 0$  указанным выше способом продолжают дальнейшее изменение независимого параметра исследуемого узла до тех пор, пока последний не дойдет до нулевого зна-

чения или величина  $\Delta Z$  не станет отрицательной. В указанных случаях переходят на другой исследуемый узел.

Аналогичным способом в произвольном порядке рассматриваются все основные узлы системы. Решение уточняется последующими циклами обхода узлов. Порядок обхода узлов устанавливается постоянным для каждого цикла. В большинстве случаев приемлемая точность расчета достигается за два—три цикла обхода.

Работоспособность данной методики была исследована на примере энергосистемы, состоящей из 106 узлов с 23 основными узлами нагрузки. Для расчета установившегося режима использовалась программа УЭР. Приведенная методика позволяет достаточно эффективно определять коэффициенты реактивной мощности основных узлов нагрузки электрической сети.

### Л и т е р а т у р а

1. Рокотян С.С., Шапиро И.М. Справочник по проектированию электрических систем. М., 1971. 2. Указания по компенсации реактивной мощности в распределительных сетях. М., 1974.

### Л.П. Анисимов, В.Г. Пекелис, А.Е. Розенберг МЕТОДИКА СОВМЕСТНОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ВЫБОРА ТОЧЕК НОРМАЛЬНОГО РАЗРЫВА И РАЗМЕЩЕНИЯ ШУНТОВЫХ КОНДЕНСАТОРНЫХ БАТАРЕЙ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

В настоящее время задачи выбора оптимальных точек нормального разрыва в распределительных сетях и оптимального размещения шунтовых конденсаторных батарей решаются раздельно. При этом в целях упрощения указанных задач влияние питающей сети не учитывается или учитывается весьма приближенно, что приводит к существенным ошибкам.

Вместе с тем характер целевых функций рассматриваемых оптимизационных задач позволяет их объединить и решать совместно, причем с наиболее точным учетом питающей сети. В результате совместной оптимизации достигается весьма значительный дополнительный эффект.

Проиллюстрируем сказанное на примере схемы (рис. 1), состоящей из трех участков питающей сети (0—I, I—II, II—III) и двух распределительных линий (I—1 и II—2), связанных между собой резервным участком 1—2. В узле 2, потребляющем энергию  $\dot{A}_Q = A_{Qa} + jA_{Qp}$ , намечается установка неотключаемой конденсаторной батареи мощностью  $Q$ . Потребление узла 1—  $\dot{A} = A_a + jA_p$ .

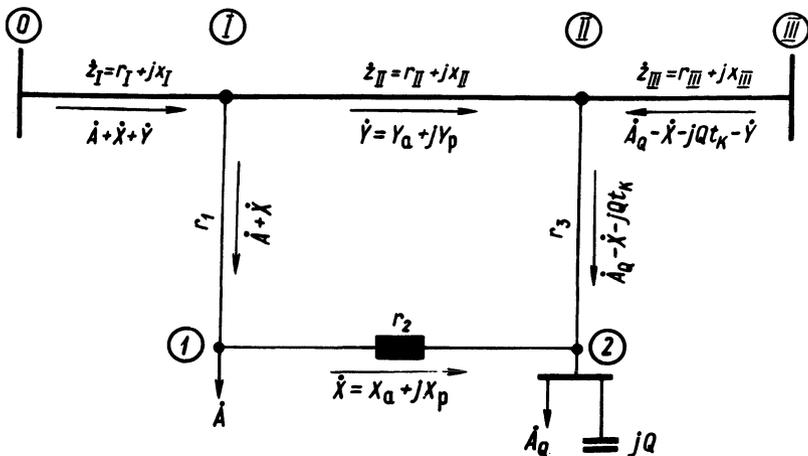


Рис. 1. Расчетная схема условно-замкнутой распределительной и питающей сети.

Обозначив контурные потоки энергии в питающей и распределительной сети соответственно через  $\dot{Y}$  и  $\dot{X}$  и, пренебрегая потерями при расчете потокораспределения, находим оптимальные значения указанных потоков, а также величины  $Q$  по критерию минимума приведенных затрат (3) на покрытие потерь. Используя то обстоятельство, что естественное потокораспределение в замкнутой питающей сети соответствует минимуму потерь полной мощности (энергии), одновременно с минимизацией целевой функции будем минимизировать и выражение полных потерь  $\Delta A_{II}$ , что обеспечит получение оптимальных значений  $\dot{X}$  и  $Q$  при реальном значении  $\dot{Y}$ . Заметим, что минимизация полных потерь в замкнутой сети является одним из возможных способов расчета потокораспределения, применение которого в ряде случаев весьма рационально.

Для подстановки в целевую функцию и в уравнение полных потерь (дополнительное условие) используем выражение по-

ть энергии через ее потоки, приведенное в [1]. При этом составляющие потерь, зависящие от дисперсий нагрузок, можно не учитывать, поскольку они не влияют ни на оптимальную величину мощности конденсаторных батарей, ни на оптимальное положение точек нормального разрыва. Доказательство этого положения выходит за рамки данной статьи.

С учетом сказанного, целевую функцию и дополнительное условие можно представить в следующем виде:

$$\begin{aligned}
 Z = & pa + bQ + \frac{c}{U_c^2 t_k} \left\{ R_y (y_a^2 + y_p^2) + R_x (x_a^2 + x_p^2) + \right. \\
 & + R_Q [A_{Qa}^2 + (A_{Qp} - Qt_k)^2] + R_A (A_a^2 + A_p^2) + 2R_{yx} (y_a x_a + \\
 & + y_p x_p) - 2R_{yQ} [y_a A_{Qa} + y_p (A_{Qp} - Qt_k)] + 2R_{yA} [y_a A_a + \\
 & + y_p A_p] - 2R_{xQ} [x_a A_{Qa} + x_p (A_{Qp} - Qt_k)] + 2R_{xA} [x_a A_a + \\
 & \left. + x_p A_p] \right\};
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \Delta \dot{A}_\Pi = & \dot{Z}_y (y_a^2 + y_p^2) + \dot{Z}_x (x_a^2 + x_p^2) + \dot{Z}_Q [A_{Qa}^2 + (A_{Qp} - \\
 & - Qt_k)^2] + \dot{Z}_A (A_a^2 + A_p^2) + 2\dot{Z}_{yx} (y_a x_a + y_p x_p) - 2\dot{Z}_{yQ} x \\
 & x [y_a A_{Qa} + y_p (A_{Qp} - Qt_k)] + 2\dot{Z}_{yA} [y_a A_Q + y_p A_p] - \\
 & - 2\dot{Z}_{xQ} [x_a A_{Qa} + x_p (A_{Qp} - Qt_k)] + 2\dot{Z}_{xA} [x_a A_a + \\
 & + x_p A_p]; \quad (1)
 \end{aligned}$$

где  $p$  — суммарный коэффициент нормативных и амортизационных отчислений;  $a$  — постоянная составляющая капитальных затрат на шунтовую конденсаторную батарею;  $b$  — коэффициент пропорциональности, учитывающий суммарные ежегодные отчисления от стоимости конденсаторов и стоимость потерь в них;  $c$  — удельная стоимость переменных потерь энер-

гии в сетях;  $U_c$  — среднее эксплуатационное напряжение;  $t_k$  — календарный период времени, и, наконец, вспомогательные величины:

$$\left. \begin{aligned}
 R_y &= r_I + r_{II} + r_{III} ; \\
 R_x &= r_I + r_1 + r_2 + r_3 + r_{III} ; \\
 R_Q &= r_3 + r_{III} ; \\
 R_A &= r_I + r_1 ; \\
 R_{yx} &= r_I + r_{III} \\
 R_{yQ} &= r_{II} \\
 R_{yA} &= r_I \\
 R_{xQ} &= r_3 + r_{III} ; \\
 R_{xA} &= r_I + r_1 .
 \end{aligned} \right\} (2)$$

Аналогично определяются вспомогательные величины полных сопротивлений.

Для решения реальных задач, где число неизвестных переменных  $Q, X, Y$  может быть гораздо больше, необходимо перейти к матричной форме записи целевой функции и дополнительного условия. Запишем матричное выражение для случая  $n$  батарей, мощности которых образуют вектор-столбец  $Q$ , а контурные потоки образуют соответственно комплексные векторы-столбцы  $X_a + jX_p, Y_a + jY_p$ . В свою очередь потребление энергии в узлах, где намечается установка конденсаторных батарей, характеризуется вектором-столбцом  $A_{Qa} + jA_{Qp}$ , а потребление всех остальных узлов  $A_a + jA_p$ .

С учетом сделанных замечаний

$$\begin{aligned}
 z &= n_t p a n + n_t b Q + \frac{c}{U_c^2 t_k} \left\| \left\| Y_{at} - j Y_{pt} X_{at} - j X_{pt} A_{Qat} - \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - j (A_{Qpt} - Q t_k) A_{at} - j A_{pt} \right\| x \right.
 \end{aligned}$$

$$\begin{vmatrix} R_y & R_{yx} & R_{yA} & R_{yQ} \\ R_{xy} & R_x & R_{xA} & R_{xQ} \\ R_{Qy} & R_{Qx} & R_Q & R_{QA} \\ R_{Ay} & R_{Ax} & R_{AQ} & R_A \end{vmatrix} \begin{vmatrix} Y_a + jY_p \\ X_a + jX_p \\ A_{Qa} + j(A_{Qp} - Qt_k) \\ A_a + jA_p \end{vmatrix}$$

$$\Delta \dot{A}_n = \frac{1}{U_{ctk}^2} \left\| \begin{matrix} Y_{at} - jY_{pt} \\ X_{at} - jX_{pt} \\ A_{Qat} - j(A_{Qpt} - Qt_k) \\ A_{at} - jA_{pt} \end{matrix} \right\| \times$$

$$\begin{vmatrix} \dot{Z}_y & \dot{Z}_{yx} & \dot{Z}_{yQ} & \dot{Z}_{yA} \\ \dot{Z}_{xy} & \dot{Z}_x & \dot{Z}_{xA} & \dot{Z}_{xQ} \\ \dot{Z}_{Qy} & \dot{Z}_{Qx} & \dot{Z}_Q & \dot{Z}_{QA} \\ \dot{Z}_{Ay} & \dot{Z}_{Ax} & \dot{Z}_{AQ} & \dot{Z}_A \end{vmatrix} \begin{vmatrix} Y_a + jY_p \\ X_a + jX_p \\ A_{Qa} + j(A_{Qp} - Qt_k) \\ A_a + jA_p \end{vmatrix}, \quad (3)$$

где  $R_y, R_x, R_Q, R_A, \dot{Z}_y, \dot{Z}_Q, \dot{Z}_A$  — квадратные матрицы соответственно активных и полных сопротивлений;  $R_{yx}, R_{yQ}, R_{xQ}, R_{xA}, \dot{Z}_{yx}, \dot{Z}_{yQ}, \dot{Z}_{yA}, \dot{Z}_{xQ}, \dot{Z}_{xA}, R_{yA}$  — прямоугольные матрицы активных и полных сопротивлений;  $n$  — единичный вектор-столбец;  $t$  — индекс, обозначающий транспонирование матриц.

Неоднородность целевой функции, обусловленная наличием величины  $a$ , значение которой

$$\begin{cases} 0, & \text{если } Q \leq 0, \\ a, & \text{если } Q > 0, \end{cases} \quad (4)$$

и дискретностью возможных значений  $Q, X$ , предопределяет необходимость поэтапного решения задачи оптимизации. При этом дискретность по  $Q$  вызвана тем, что батареи комплектуются из конденсаторов стандартных номинальных мощностей,

причем значительная часть батарей системного назначения на 6—10 кВ выполняется из конденсаторов более низкого напряжения, которые приходится соединять в последовательные ряды. Причина дискретности по  $\dot{X}$  состоит в том, что нагрузка любого узла распределительной сети привязана к определенному трансформатору, который может питаться лишь от одного источника.

Первый этап заключается в нахождении оптимальных значений  $Q$ ,  $\dot{X}$  и  $\dot{Y}$  при допущении, что  $a = 0$ , путем решения приведенной ниже системы уравнений в частных производных.

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial Z}{\partial X_a} &= 0; \\ \frac{\partial Z}{\partial X_p} &= 0; \\ \frac{\partial Z}{\partial Q} &= 0; \\ \frac{\partial \Delta \dot{A}_n}{\partial Y_a} &= 0; \\ \frac{\partial \Delta \dot{A}_n}{\partial Y_p} &= 0. \end{aligned} \right\} (5)$$

Второй этап состоит в округлении полученных непрерывных значений  $Q$  и  $\dot{X}$  до ближайших по абсолютной величине дискретных значений.

На третьем этапе округленные величины  $Q$ ,  $\dot{X}$  подставляются в целевую функцию и с учетом изменения постоянных затрат согласно (4) находится та из них, исключение которой вызывает наибольшее увеличение целевой функции. Найденное значение  $Q$  ( $\dot{X}$ ) закрепляется и циклически осуществляется пересчет остальных  $Q$  и  $\dot{X}$  путем повторения всех предыдущих этапов. Этот циклический процесс продолжается до закрепления всех переменных.

На четвертом этапе осуществляется циклический процесс исключения наименее эффективных батарей до тех пор, пока

за счет преобладающего влияния дискретного уменьшения постоянных затрат над непрерывным увеличением стоимости потерь происходит уменьшение целевой функции.

Наконец, на пятом этапе определяется общий экономический эффект от выполнения данного комплексного мероприятия по снижению потерь. Этот эффект находится как разность затрат на покрытие потерь в исходном режиме и после его оптимизации.

Специальные исследования показали, что при практическом применении описанной методики в тех случаях, когда нельзя пренебречь неоднородностью замкнутой сети, необходимо приравнять нулю  $\text{Im}Q$  и выполнять алгебраическое сложение  $\text{Re} X_a - \text{Im} X_p$ ,  $\text{Im} X_a + \text{Re} X_p$  для получения  $X$ , а аналогично и  $Y$  и во всех случаях приравнять нулю  $\text{Re}Q < 0$ .

#### В ы в о д ы

Разработана методика совместной оптимизации выбора точек нормального разрыва и размещения шунтовых конденсаторных батарей в распределительных сетях с учетом влияния пищевой сети, основанная на информации о потоках энергии, являющейся наиболее достоверной.

Методика предназначена для реализации в виде алгоритма и программы для ЭВМ.

Методику можно использовать для оценки целесообразности частичного или полного перевода замкнутых сетей напряжением 110 кВ и выше в нормально разомкнутый режим работы.

#### Л и т е р а т у р а

1. Анисимов Л.П., Левин М.С., Пекелис В.Г. Методика расчета потерь энергии в действующих распределительных сетях. — "Электричество", 1975, № 4.

Л.В. Ничипорович, В.Н. Радкевич, И.В. Колосова

#### ПРОГРАММА КОМПЛЕКСНОГО РАСЧЕТА РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ СЕТИ 6--20 КВ НА ЭВМ

Расчеты распределительных электрических сетей могут быть эффективно выполнены только с помощью ЭВМ. С этой целью применительно к ЭВМ ЕС-1020 на языке ФОРТРАН-IV была

разработана программа, предназначенная для комплексного расчета электрических сетей напряжением 6, 10, 20 кВ.

При организации исходных данных в программе использован принцип деления сети на подсхемы по источникам питания (ИП). Подсхема представляет собой совокупность электрически связанных линиями электропередачи трансформаторных подстанций (ТП) и распределительных пунктов (РП), питающихся от одного ИП (секции). Отметим, что каждая подсхема может содержать в себе до 300 линий и 300 пунктов (ТП, РП) одного напряжения.

Исходные данные, характеризующие секции ИП и марки проводов, являются общими для всей распределительной сети. Поэтому они вводятся в оперативную память ЭВМ однократно и находятся там до окончания задания на работу программы. Расчет подсхем осуществляется в режиме пакетной обработки информации поочередно.

Разработанная программа позволяет рассчитывать для сети следующие параметры: нагрузки линий, коэффициент загрузки линий и ТП в относительных единицах, потери напряжения, напряжение на шинах 6--20 кВ ТП, потери мощности, энергии и токи короткого замыкания.

Кроме того, для всей подсхемы подсчитываются суммарные потери мощности в кВт и энергии мВт·ч, а также средневзвешенные коэффициенты загрузки линий и ТП.

Так как все исходные данные подсхемы привязаны к ее конфигурации, то обработка информации начинается с построения конфигурационной модели, позволяющей легко устанавливать связи между линиями и пунктами электрической сети. Конфигурационная модель строится путем формирования массива вторых адресных отображений (ВАО). Для каждой линии ВАО представляет собой порядковый номер (уровень) расположения в массиве предыдущей (питающей ее) линии.

Расчет токораспределения основан на принципе нахождения с помощью ВАО пути от каждого пункта схемы до ИП. Тогда ток линии  $I_i$  можно определить по следующему выражению:

$$I_i = \sum_{s=1}^m I_s, \quad (1)$$

где  $m$  -- количество ТП, питающихся по  $i$ -й линии;  $I_s$  -- нагрузка ТП в пункте  $s$ .

Для планирования и анализа предельно допустимых режимов работы сети определяются коэффициенты загрузки линий

$$k_i = \frac{I_i}{I_{дi}} \quad , \quad (2)$$

где  $I_{дi}$  — длительно допустимый ток нагрузки  $i$ -й линии.

После этого выполняется расчет средневзвешенного коэффициента загрузки линий подсхемы по пропускной способности:

$$k_{л} = \frac{\sum_{i=1}^n k_i I_{дi}}{\sum_{i=1}^n I_{дi}} \quad , \quad (3)$$

где  $n$  — количество линий в подсхеме.

Величину  $k_{л}$  можно использовать при анализе загрузки подсхем, планировании перераспределения нагрузок, сравнении подсхем по нагрузке и т.п.

В программе определяются также коэффициенты загрузки ТП

$$k_s = \frac{\sqrt{3} U_n I_s}{S_{ys}} \quad , \quad (4)$$

где  $U_n$  — номинальное напряжение шин ТП;  $S_{ys}$  — суммарная установленная мощность трансформаторов ТП.

Средневзвешенный коэффициент загрузки ТП подсхемы находится по следующему выражению:

$$k_{ТП} = \frac{\sum_{s=1}^M k_s S_{ys}}{\sum_{s=1}^M S_{ys}} \quad , \quad (5)$$

где  $m$  — число ТП в подсхеме.

Коэффициенты  $k_s$  и  $k_{ТП}$  дают возможность выявлять степень загрузки ТП и резервы трансформаторной мощности в подсхеме.

Для расчета уровней напряжения в сети первоначально определяются потери напряжения в отдельных линиях:

$$\Delta U_i = \sqrt{3} I_i Z_i, \quad (6)$$

где  $Z_i$  — полное сопротивление  $i$ -й линии.

Затем, используя ВАО, отыскивается путь от каждого пункта схемы до ИП и на этом пути суммируются  $\Delta U_i$ . После чего напряжение в пункте  $s$  находится по выражению

$$U_s = U_{ИП} - \sum_{i=1}^k \Delta U_i, \quad (7)$$

где  $k$  — количество линий на пути от пункта  $s$  до ИП;  $U_{ИП}$  — действительное напряжение секции 6—20 кВ ИП.

Важное место в программе занимает расчет потерь мощности  $\Delta P_i$  и энергии  $\Delta \Theta_i$  в линиях подсхемы. Для этого используются следующие известные соотношения:

$$\Delta P_i = 3 I_i^2 R_i, \quad (8)$$

$$\Delta \Theta_i = \Delta P_i \tau, \quad (9)$$

где  $R_i$  — активное сопротивление  $i$ -й линии;  $\tau$  — время максимальных годовых потерь.

Общие потери мощности и энергии для всей подсхемы находятся путем суммирования потерь в отдельных линиях.

При расчете токов короткого замыкания также использовались ВАО для определения суммарного сопротивления от ИП до расчетной точки. В этом случае ток короткого замыкания определяется по выражению

$$I_{КЗ} = \frac{I_6}{Z_{\Sigma}}, \quad (10)$$

где  $Z_{\Sigma}$  — полное суммарное сопротивление до точки короткого замыкания, приведенное к базисным условиям;  $I_6$  — базисный ток.

Программа обладает высоким быстродействием. Затраты времени ЭВМ практически определяются временем печати результатов расчета.

Разработанная программа может использоваться как изолированно, так и в составе математического обеспечения АСУ. Это позволяет широко применять ее при проектировании и эксплуатации распределительных электрических сетей.

Г.Е. Поспелов, В.Т. Федин, М.С. Чернецкий

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАССТОЯНИЙ МЕЖДУ ОПОРНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ КРИОГЕННОГО КАБЕЛЯ ИЗ УСЛОВИЙ ПРОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ

В криогенных электрических кабелях фиксацию отдельных элементов (токопроводов, криогенных оболочек и др.) в заданном положении друг относительно друга осуществляют с помощью специальных опорных элементов. Эти элементы должны быть выполнены таким образом, чтобы обеспечивалась надежность работы кабеля из условий прочности и жесткости при минимальных затратах на кабель в целом.

В связи с этим важным обстоятельством является выбор оптимальных расстояний между опорами по длине линии. С одной стороны, большое количество опор удорожает конструкцию кабеля из-за повышенных теплопритоков, с другой — увеличение расстояний между опорами может привести к увеличению деформаций, превышающих допустимые величины. Поэтому основой расчета является выбор максимальных расстояний между опорными устройствами по длине криогенного кабеля из условий прочности и жесткости конструкции.

Будем полагать, что по конструктивным соображениям один конец оболочек кабеля при расположении опорных устройств на одной плоскости жестко закрепляется, а далее во избежание дополнительных напряжений, возникающих от изменения температуры, опорные устройства имеют некоторые свободные перемещения. Такая конструкция представляет собой неразрезной стержень с жестко закрепленным одним концом, уложенный на подвижные в определенной мере опорные устройства.

При этом конструкция криогенного кабеля представляет собой статически неопределенную систему, расчет которой можно производить при помощи метода сил (при расположении



Теперь из условия прочности при плоском изгибе

$$\frac{M_{\max}}{W_z} \leq \sigma_{\text{пр}}, \quad (3)$$

где  $\sigma_{\text{пр}}$  — предельное напряжение материала конструкции, принимаемое в зависимости от метода расчета;  $W_z$  — момент сопротивления сечения криогенного кабеля.

Известно, что момент сопротивления трубчатого сечения криогенного кабеля равен

$$W_z = \frac{\pi D^3}{32} \left( 1 - \frac{d^4}{D^4} \right), \quad (4)$$

где  $D$  и  $d$  — соответственно наружный и внутренний диаметры трубы-оболочки.

Подставляя значения  $M_{\max}$  и  $W_z$  из (2) и (4) в уравнение (3), определим расстояние между опорными устройствами по длине криогенного кабеля по формуле

$$l = \sqrt{\frac{\sigma_{\text{пр}} \pi D^3 \left( 1 - \frac{d^4}{D^4} \right)}{32 \Phi q}}. \quad (5)$$

Формула (5) позволяет определить расстояние между опорными устройствами криогенного кабеля из условия прочности конструкции. Необходимо отметить, что полученное значение  $l$  должно удовлетворять работе конструкции и из условия жесткости. В большинстве случаев это требование соблюдается, однако в наиболее ответственных сооружениях необходимо делать проверку, а иногда и определять  $l$  из условия жесткости. Для этого следует иметь реальную конструкцию с определенными опорными устройствами и конфигурацией криогенной линии.

Проверка работы криогенного кабеля из условия жесткости для рассматриваемой конструкции делается исходя из условия

$$f_{\max} = \frac{D}{EI} \leq f_{\text{пред}}, \quad (6)$$

где  $D$  — функция, с помощью которой определяются максимальные деформации криогенного кабеля;  $EI$  — жесткость

конструкции;  $f_{\text{пред}}$  — предельная деформация кабеля.

Для случая, когда опорные устройства криогенной линии расположены на одной плоскости при  $l = \text{const}$ , функция  $D$  записывается в виде

$$D = \Phi_1 q l^4, \quad (7)$$

где  $\Phi_1$  — коэффициент, выражение и величина которого зависят в первую очередь от конструкции опорных устройств и конфигурации линии.

Используя выражения (6) и (7), можно получить зависимость для определения расстояния между опорными устройствами в элементах кабеля исходя из условия жесткости

$$l = \sqrt[4]{\frac{f_{\text{пред}} EI}{\Phi_1 q}}.$$

Для определения коэффициентов  $\Phi$  и  $\Phi_1$  криогенная линия рассматривается как неразрезной стержень, расположенный в одной плоскости. Величина этих коэффициентов зависит от конструкции линии, числа пролетов и их соотношения. Так, для трехпролетной линии с постоянным пролетом из выражения (1) имеем, что  $\Phi = 0,1$ . Величина коэффициента  $\Phi_1$  определяется из условия жесткости. С этой целью записываются уравнения для определения максимальных деформаций. Нами получено численное значение  $\Phi_1$  для той же трехпролетной криогенной линии:  $\Phi_1 = 1,672$ .

Предложенные формулы позволяют при заданном прогибе токопроводов и криогенных оболочек кабеля определять наибольшие допустимые расстояния между опорными элементами, устанавливаемыми в коаксиальных фазах между внешним и внутренним цилиндрами, между токопроводами и криогенной оболочкой, между криогенными оболочками, работающими на разных температурных уровнях и др.

Ю.В. Белянчев

## О ВЛИЯНИИ ПОРИСТОСТИ ТОКОПРОВОДОВ НА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ КРИОГЕННОГО КАБЕЛЯ

Цель настоящей работы — количественная оценка целесообразности применения пористых материалов в конструкциях сверхпроводящих линий. Для этого был разработан алгоритм и

программа расчета технико-экономических показателей сверхпроводящего кабеля с пористыми и сплошными токопроводами для трехфазной коаксиальной конструкции с пофазным экранированием. Криогенная оболочка выполнена в виде двух слоев вакуума, разделенных азотным экраном.

Увеличение пористости приводит к улучшению условий теплообмена между токопроводами и хладагентом, уменьшению диаметров токопроводов до определенной границы при неизменной величине передаваемой мощности. Это снижает затраты в сверхпроводящий кабель. Дальнейшее увеличение пористости приводит к росту диаметра токопроводов, что увеличивает затраты в кабель.

Таким образом, можно предположить существование оптимальной степени пористости. В качестве меры пористости служит коэффициент пористости, под которым понимается отношение объема пустот к общему объему.

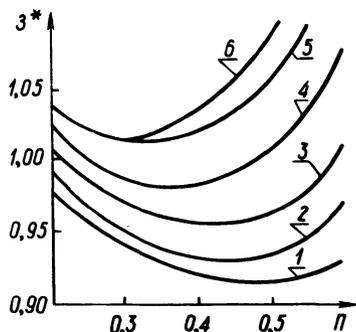


Рис. 1. Зависимость относительных приведенных затрат от коэффициентов пористости для передаваемых мощностей: 1 — 4 ГВт; 2 — 5; 3 — 6; 4 — 8; 5 — 10; 6 — 12 ГВт.

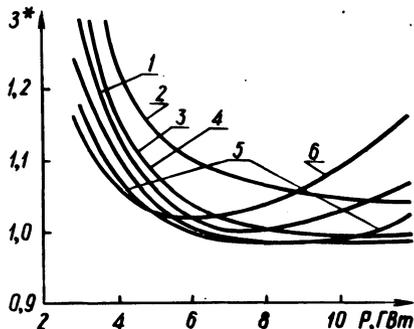


Рис. 2. Зависимость относительных приведенных затрат от передаваемой мощности при коэффициентах пористости: 1 — 0; 2 — 0,2; 3 — 0,3; 4 — 0,4; 5 — 0,5; 6 — 0,6.

Анализ результатов расчета показал, что с увеличением коэффициента пористости оптимальное расстояние между гелиевыми рефрижераторами растет тем интенсивнее, чем больше значение коэффициента пористости. При этом холодопроизводительность гелиевых рефрижераторов и соответственно их стоимость увеличивается. Поэтому с ростом коэффициента пористости, начиная с определенных значений, приведенные затраты в сверхпроводящий кабель начинают расти. Оптимальные значения коэффициентов пористости уменьшаются с ростом передаваемой мощности и увеличиваются с ростом длины сверхпроводящего кабеля.

В качестве примера на рис. 1 показана зависимость приведенных затрат в сверхпроводящий кабель 110 кВ длиной 10 км от коэффициента пористости, отнесенных к приведенным затратам для конструкции со сплошными токопроводами.

Равноэкономичность применения пористых конструкций токопроводов с различными значениями коэффициентов пористости для фиксированных значений номинального напряжения и длины кабеля определяется равенством приведенных затрат в кабель.

На рис. 2 показана расчетная зависимость приведенных затрат в сверхпроводящий кабель 110 кВ, длиной 50 км с разной степенью пористости, отнесенных к приведенным затратам от величины передаваемой мощности. На рис. 2 видны области экономичного применения конструкций с разными коэффициентами пористости.

С ростом длины сверхпроводящего кабеля границы равноэкономичности применения конструкций с разной степенью пористости смещаются в сторону больших значений передаваемой мощности.

Приведем граничные значения равноэкономических мощностей сверхпроводящего кабеля 110 кВ для смежных значений оптимальных коэффициентов пористости ( $\Pi$ ).

L, км	10				50		
P, ГВт	3,0—3,5	3,5—5,0	5,0—9,0	9,0—12,0	3,0—4,0	4,0—6,0	6,0—12,0
$\Pi$ опт	0,5—0,6	0,5	0,4	0	0,6	0,5	0,4

С ростом длины линии оптимальные значения коэффициентов пористости смещаются к большим значениям передаваемой мощности.

На основании вышеизложенного выяснено, что оптимальные значения коэффициентов пористости уменьшаются с ростом передаваемой мощности и увеличиваются с ростом длины сверхпроводящего кабеля.

РАСЧЕТ НА ЭЦВМ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ УСИЛИЙ В ЛОВОВОЙ ЧАСТИ ОБМОТКИ СТАТОРА ГЕНЕРАТОРА ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ВИДАХ ПОВРЕЖДЕНИЙ

В работе рассматривается расчет э.д.у. в лобовой части генератора ТВВ-320-2 при возникновении трехфазного короткого замыкания (к.з.) на выводах генератора, работавшего с номинальной нагрузкой.

В основу расчета положен метод [1], позволяющий по координатам концов произвольно расположенных в пространстве прямолинейных отрезков  $\overline{AN}$  и  $\overline{CD}$  с токами  $i_1$  и  $i_2$  получить выражения для составляющих индукции, усилий и моментов в декартовой системе координат.

Индукция от проводника  $\overline{AN}$  в точке с радиус-вектором  $\overline{R}_2$  определяется по выражению

$$B_j = \frac{\mu_0 i_1}{4\pi} \Delta_{bj} P, \quad j=x, y, z, \quad (1)$$

где  $\Delta_{bj}$  — алгебраическое дополнение определителя  $\Delta_1$  для соответствующей координаты

$$\Delta_1 = \begin{vmatrix} x & y & z \\ R_{2x} - A_x & R_{2y} - A_y & R_{2z} - A_z \\ A_x - N_x & A_y - N_y & A_z - N_z \end{vmatrix}$$

$$P = \frac{2}{4 |\overline{AR}_2|^2 L_1^2 - 4(\overline{NA} \cdot \overline{AR}_2)^2} \times$$

$$\times \left( \frac{2L_1^2 + 2(\overline{NA} \cdot \overline{AR}_2)^2}{\sqrt{|\overline{AR}_2|^2 + 2(\overline{NA} \cdot \overline{AR}_2) + L_1^2}} - \frac{2(\overline{NA} \cdot \overline{AR}_2)}{|\overline{AR}_2|} \right),$$

где  $L_1$  — длина проводника  $\overline{AN}$ .

Выражение для составляющих усилий, действующих на проводник CD имеет следующий вид [1]:

$$F_{2j} = \frac{\mu_0 i_1 i_2}{4\pi} \int_0^1 \Delta_{fj} d\lambda, \quad j=x, y, z, \quad (2)$$

где  $\Delta_{fj}$  -- алгебраическое дополнение определителя  $\Delta_2$  для соответствующей координаты

$$\Delta_2 = \begin{vmatrix} x & y & z \\ D_x - C_x & D_y - C_y & D_z - C_z \\ \Phi_x(\lambda) & \Phi_y(\lambda) & \Phi_z(\lambda) \end{vmatrix}$$

Здесь  $\lambda$  -- текущий параметр в векторно-параметрическом уравнении проводника;  $\Phi_j(\lambda)$  -- функция, в которую входят координаты концов и начал проводников и скалярные произведения соответствующих векторов.

При расчетах на механическую прочность необходимо, кроме сил, знать изгибающий момент относительно точки приведения. Зная э.д.у. и радиус-вектор  $\bar{R}_3$  проведенный из точки приведения в точку приложения усилия, можно получить выражение для расчета момента:

$$\bar{M}_2 = \int_0^1 \bar{R}_3 \times d\bar{F}_2, \quad (3)$$

где  $d\bar{F}_2$  -- э.д.у., определяемое подынтегральным выражением формулы (2).

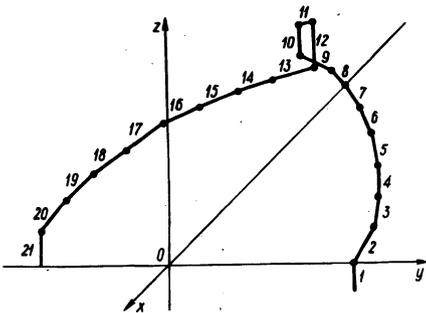


Рис. 1. Пространственное положение в выбранной системе координат, рассчитанного аналитически, первого витка фазы А статорной обмотки генератора ТВВ-320-2.

Таким образом, для расчета э.д.у. и моментов в лобовой части по данному методу необходимо знать координаты концов отрезков. В соответствии с этим для эвольвентной обмот-

ки статора использовалось аналитическое описание геометрии ее лобовой части [2]. Лобовая дуга заменялась вписанной в нее пространственной ломаной линией. На рис. 1 приведена лобовая дуга обмотки генератора, пространственное положение которой рассчитано аналитически.

Усилие, действующее на какой-либо участок лобовой дуги, определяется по выражению

$$f_j = \frac{\mu_0}{4\pi} (k_{1j} i_1^2 + k_{2j} i_1 i_2 + k_{3j} i_1 i_3), j=x, y, z, \quad (4)$$

где  $i_1, i_2, i_3$  — токи фаз;  $k_1, k_2, k_3$  — коэффициенты контура, зависящие от геометрических характеристик лобовой части.

Расчет усилий и моментов производится в два этапа. На первом этапе по программе, составленной на алгоритмическом языке "ФОРТРАН", на ЭЦВМ "Минск-32" рассчитываются коэффициенты контура для выбранной дуги. При расчете коэффициентов контура не учитывалось влияние ферромагнитных границ, размеров поперечного сечения проводников и роторных токов. При числе участков лобовой дуги 21 и шаге интегрирования 0,25 полный расчет коэффициентов контура составляет 33 мин.

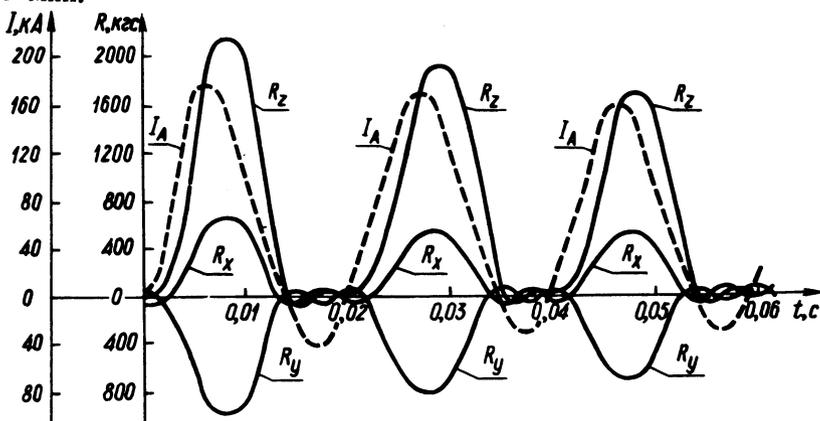


Рис. 2. Ток фазы А и проекции усилий  $R_x, R_y, R_z$ , действующих на 17-ый участок лобовой дуги при трехфазном коротком замыкании.

На втором этапе производится расчет усилий и моментов при трехфазном к.з. на выводах генератора. Для расчета переходных процессов использована математическая модель ге-

нератора, работающего параллельно с системой через блочный трансформатор [3]. Генератор в данной модели описан полными уравнениями в осях  $\alpha$  и  $\beta$ , жестко связанных со стартором. В качестве метода исследования переходных режимов принято численное решение уравнений, связывающих между собой мгновенные значения электрических и магнитных параметров режима и конструктивные параметры элементов блока и внешней системы. Эта модель позволяет исследовать все виды повреждений на стороне высшего и низшего напряжений, а также асинхронный ход и режим самосинхронизации.

Полученные на первом этапе расчета коэффициенты контура вводились в программу расчета переходного режима. Рассматривался один период нормального режима и три периода трехфазного к.з. При шаге интегрирования 0,0002 с время расчета усилий и моментов на ЭЦВМ "Минск-32" составило 30 мин. На рис. 2 приведены ток фазы А и усилия, действующие на 17-й участок лобовой дуги первого витка фазы А генератора ТВВ-320-2 при трехфазном к.з. на его выводах.

#### Л и т е р а т у р а

1. Стрелюк М.И., Зарецкий Е.Ф. Расчет электродинамических усилий в системе произвольно расположенных прямолинейных проводников. — "Электричество", 1976, № 5. 2. Ручкий А.И., Стрелюк М.И., Губанович А.Г. Расчет электродинамических усилий в лобовых частях генераторов. — "Изв. ВУЗов СССР. Энергетика", 1976, № 6. 3. Новаш В.И., Абраменко В.М. Методика исследования с помощью ЦВМ электромагнитных переходных процессов в блоке "явнополюсный генератор с самовозбуждением — трансформатор" по полным уравнениям с учетом насыщения элементов блока. — Краткие тез. докл. к Всесоюз. научн.-техн. совещанию "Проблемы развития тяжелого электромашиностроения для энергетики". Л., 1975.

М.И. Стрелюк, Э.А. Скварко

#### КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ ДЛЯ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ШИН

В электромеханических расчетах пакетных токопроводов взаимное влияние проводников, входящих в пакет, учитывается коэффициентом формы ( $K_{\phi}$ ), который ввиду громоздкости ана-

литического выражения определяется по кривым Н.В. Dwight . Эти кривые построены для двух параллельных шин одинакового прямоугольного сечения. Определение  $k_{\phi}$  для шин, отличающихся размерами и расположением, практически невозможно, так как аналитические выражения получаются настолько сложными, что они оказываются непригодными не только для расчетов, но и для построения соответствующих кривых. Данная задача может быть успешно решена численными методами с помощью ЭЦВМ.

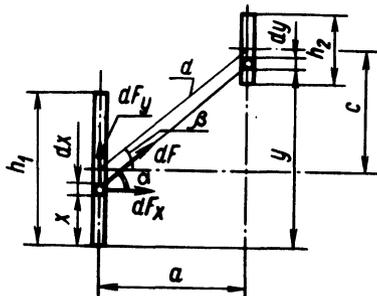


Рис. 1.

Сформулируем задачу для расположения шин, изображенного на рис. 1, используя методику [1]. Предположим, что по тонким, бесконечно длинным полосам  $h_1$  и  $h_2$  протекают токи  $i_1$  и  $i_2$ . В этих полосах выделим элементы  $dx$  и  $dy$  на расстояниях соответственно  $x$  и  $y$  от нижнего края первой полосы.

Исходя из равномерного распределения тока по высоте определим токи в этих элементах. Они будут равны:

$$i'_1 = \frac{i_1 dx}{h_1}; \quad i'_2 = \frac{i_2 dy}{h_2} \quad (1)$$

Горизонтальную и вертикальную составляющие усилия между рассматриваемыми элементами определим по закону Лапласа--Био--Савара:

$$d^2 F_x = 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 \cdot i_2 \cos \alpha \, dx \, dy}{h_1 h_2 d};$$

$$d^2 F_y = 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 \cdot i_2 \sin \alpha \, dx \, dy}{h_1 h_2 d} \quad (2)$$

Учитывая, что

$$d^2 = a^2 + (y-x)^2; \quad \cos \alpha = \frac{a}{d}; \quad \sin \alpha = \frac{y-x}{d}, \quad (3)$$

и интегрируя по высоте полос, получим суммарные усилия

$$\left. \begin{aligned} F_x &= \frac{2 \cdot 10^{-7} i_1 i_2 a}{h_1 h_2} = \int_0^{h_1} dx \int_{0,5(h_1-h_2)+c}^{0,5(h_1+h_2)+c} \frac{dy}{a^2 + (y-x)^2}; \\ F_y &= \frac{2 \cdot 10^{-7} i_1 i_2}{h_1 h_2} \int_0^{h_1} dx \int_{0,5(h_1-h_2)+c}^{0,5(h_1+h_2)+c} \frac{(y-x)dy}{d^2 + (y-x)^2} \end{aligned} \right\} (4)$$

Последние формулы можно представить следующим образом:

$$\begin{aligned} F_x &= 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2 \cos \beta}{d} k_{\Phi x}; \\ F_y &= 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2 \sin \beta}{d} k_{\Phi y}. \end{aligned} \quad (5)$$

Приравняв выражение для соответствующих составляющих из (4) и (5), получим формулы для определения коэффициента формы. После интегрирования будем иметь:

$$\begin{aligned} k_{\Phi x} &= \frac{a^2 + c^2}{h_1 h_2} \left\{ \frac{h_1 + h_2 - 2c}{2a} \operatorname{arctg} \frac{h_1 + h_2 - 2c}{2a} - \right. \\ &\quad \left. - \frac{h_1 - h_2 - 2c}{2a} \operatorname{arctg} \frac{h_1 - h_2 + 2c}{2a} + \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & + \frac{h_1 + h_2 + 2c}{2a} \operatorname{arctg} \frac{h_1 + h_2 + 2c}{2a} - \\
 & - \frac{h_1 - h_2 + 2c}{2a} \operatorname{arctg} \frac{h_1 - h_2 + 2c}{2a} + \frac{1}{2} \ln \left[ a^2 + \right. \\
 & \left. + \frac{(h_1 + h_2 + 2c)^2}{4} \right] - \frac{1}{2} \ln \left[ a^2 + \frac{(h_1 - h_2 + 2c)^2}{4} \right] - \\
 & - \frac{1}{2} \ln \left[ a^2 + \frac{(h_1 + h_2 + 2c)^2}{4} \right] - \frac{1}{2} \ln \left[ a^2 + \frac{(h_1 - h_2 + 2c)^2}{4} \right] \Big\} \cdot (6)
 \end{aligned}$$

Выражение  $k_{\text{фв}}$  может быть получено аналогично.

Рассмотрим взаимодействие двух плоских разных размеров шин, расположенных согласно рис. 2.

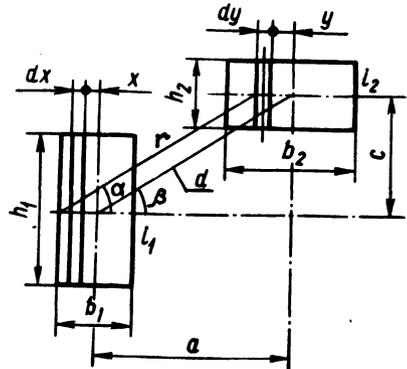


Рис. 2.

Выделим на расстоянии  $x$  и  $y$  от осей шин элементарные вертикальные слои толщиной  $dx$  и  $dy$ . Токи, протекающие по этим слоям, равны:

$$i'_1 = \frac{i_1 dx}{b_1} ; \quad i'_2 = \frac{i_2 dy}{b_2} \quad (7)$$

Усилия между слоями  $dx$  и  $dy$  определим по выражению (5):

$$d^2 F_x = 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2 \cos \alpha k_{\text{фв}}}{b_1 b_2 r} dx dy;$$

$$d^2 F_y = 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2 \sin \alpha k_{\phi y}}{b_1 b_2 r} dx dy, \quad (8)$$

где  $k_{\phi x}$  и  $k_{\phi y}$  — коэффициенты формы для тонких полос, определяемые по выражениям (6), в которых  $a$  должно быть заменено на  $a + x - y$ .

Принимая во внимание, что

$$\cos \alpha = \frac{a+x-y}{r}; \quad \sin \alpha = \frac{c}{r};$$

$$r^2 = (a+x-y)^2 + c^2, \quad (9)$$

и интегрируя по ширине полос, получим:

$$F_x = 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2}{b_1 b_2} \int_{-0,5b_1}^{0,5b_1} dx \int_{-0,5b_2}^{0,5b_2} \frac{(a+x-y)k_{\phi x} dy}{(a+x-y)^2 + c^2};$$

$$F_y = 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2}{b_1 b_2} \int_{-0,5b_1}^{0,5b_1} dx \int_{-0,5b_2}^{0,5b_2} \frac{ck_{\phi y} dy}{(a+x-y)^2 + c^2}.$$

(10)

Последнее выражение можно представить в виде

$$F_x = 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2 \cos \beta}{d} k_{\phi x 2}; \quad F_y =$$

$$= 2 \cdot 10^{-7} \frac{i_1 i_2 \sin \beta}{d} k_{\phi y 2}. \quad (11)$$

Сравнивая (10) и (11), получим:

$$\left. \begin{aligned} k_{\phi x_2} &= \frac{d}{b_1 b_2 \cos \beta} \int_{-0,5b_1}^{0,5b_1} dx \int_{-0,5b_2}^{0,5b_2} \frac{(a+x-y)k_{\phi k} dy}{(a+x-y)^2 + c^2}; \\ k_{\phi y_2} &= \frac{d}{b_1 b_2 \sin \beta} \int_{0,5b_1}^{0,5b_1} dx \int_{-0,5b_2}^{0,5b_2} \frac{c k_{\phi y} dy}{(a+x-y)^2 + c^2}. \end{aligned} \right\} (12)$$

Интегралы (12) берутся численным методом по формулам Симпсона. Время счета зависит от шага интегрирования, который в свою очередь зависит от необходимой точности. В среднем для стандартных сечений прямоугольных шин время счета на ЭЦВМ "Минск-22" составляет 30 с.

#### Л и т е р а т у р а

1. Смуров А.А. Электротехника высокого напряжения и передачи энергии. М., 1935.

Я.И. Онацкий, М.Н. Леках

### УСТОЙЧИВОСТЬ СВЯЗАННЫХ АСТАТИЧЕСКИХ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ

Для осуществления высокоточного автоматического регулирования напряжения на шинах генераторов современных теплоэлектроцентралей все большее распространение получают астатические системы автоматического регулирования (САР). Такие САР напряжения практически реализуются посредством дополнения типовой САР возбуждения турбогенератора [1] астатическим регулятором. При автоматизации регулирования напряжения на многоагрегатной ТЭЦ регулирование на каждой

секции будет осуществляться отдельным астатическим регулятором, воздействующим на генератор, питающий эту секцию.

В настоящей работе выполнено исследование совместной работы двух астатических САР напряжения генераторов применительно к типовой схеме (рис. 1).

Рассматривая единую связанную систему регулирования при исследовании устойчивости, необходимо учитывать взаимосвязь координат и регуляторов напряжения на работающих генераторах. Обобщенная структурная схема, соответствующая функциональной схеме, приведена на рис. 2. Эта динамическая система описывается следующей системой операторных уравнений:

$$\left. \begin{aligned}
 & a'_{11}(P) \Delta U_{r1}(P) + 0 - a_{13}(P) \Delta U_{r2}(P) + 0 + \\
 & + 0 - a_{16}(P) \Delta U_{P1}(P) + 0 + 0 = 0; \\
 & a_{21}(P) \Delta U_{r1}(P) + a_{22}(P) \Delta U_{y1}(P) + 0 + 0 + \\
 & + 0 + 0 + 0 + 0 = \Delta U_{01}(P); \\
 & -a_{31}(P) \Delta U_{r1}(P) + 0 + a'_{33}(P) \Delta U_{r2}(P) + 0 + 0 + \\
 & + 0 + 0 - a_{38}(P) \Delta U_{P2}(P) = 0; \\
 & 0 + 0 + a_{43}(P) \Delta U_{r2}(P) + a_{44}(P) \Delta U_{y2}(P) + 0 + 0 + \\
 & + 0 + 0 = \Delta U_{02}(P); \\
 & a_{51}(P) \Delta U_{r1}(P) - a_{52}(P) \Delta U_{y1}(P) + 0 + 0 + \\
 & + a_{55}(P) \Delta U_{B1}(P) + a_{56}(P) \Delta U_{P1}(P) + 0 + 0 = 0; \\
 & 0 + 0 + 0 + 0 - a_{65}(P) \Delta U_{B1}(P) + a_{66}(P) \Delta U_{P1}(P) + \\
 & + 0 + 0 = 0; \\
 & 0 + 0 + a_{73}(P) \Delta U_{r2}(P) - a_{74}(P) \Delta U_{y2}(P) + 0 + 0 + \\
 & + a_{77}(P) \Delta U_{B2}(P) + a_{78}(P) \Delta U_{P2}(P) = 0; \\
 & 0 + 0 + 0 + 0 + 0 - a_{87}(P) \Delta U_{B2}(P) + a_{88}(P) \Delta U_{P2}(P) = 0
 \end{aligned} \right\} (1)$$

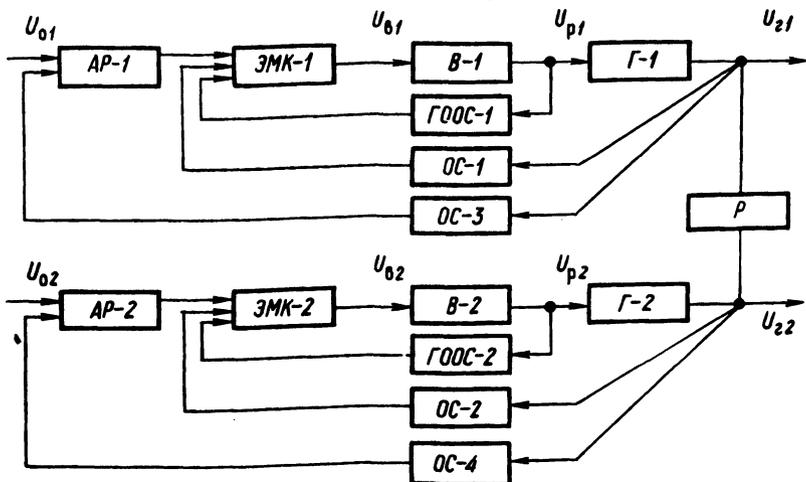


Рис. 1. Функциональная схема астатической связанной системы автоматического регулирования напряжения на шинах генераторов: Г-1, Г-2 — синхронные генераторы; В-1, В-2 — машинные возбудители; Р — секционный реактор; ЭМК-1, ЭМК-2 — электромагнитные корректоры напряжения; ОС-1, ОС-2, ГООС-1, ГООС-2 — жесткие и гибкие внутренние отрицательные обратные связи; АР-1, АР-2 — астатические регуляторы.

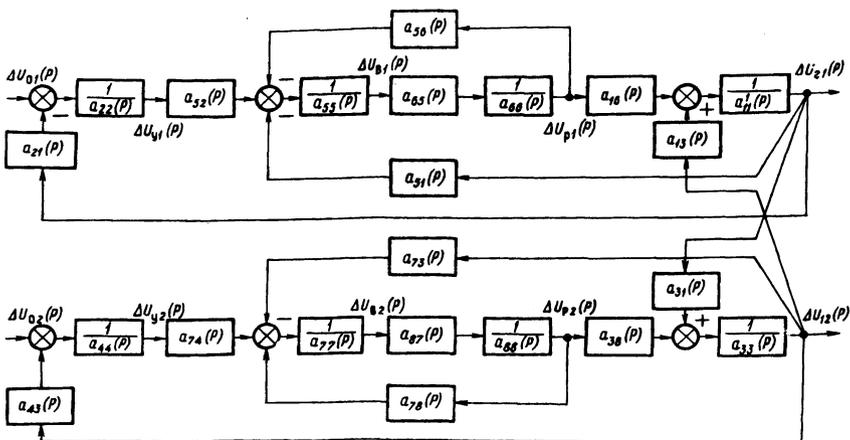


Рис. 2. Обобщенная структурная схема астатической системы автоматического регулирования генераторных напряжений.

Характеристическое уравнение замкнутой системы:

$$\begin{vmatrix}
 a'_{11}(P) & 0 & -a_{13}(P) & 0 & 0 & -a_{16}(P) & 0 & 0 \\
 a_{21}(P) & a_{22}(P) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 -a_{31}(P) & 0 & a_{33}(P) & 0 & 0 & 0 & 0 & -a_{38}(P) \\
 0 & 0 & a_{43}(P) & a_{44}(P) & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 a_{51}(P) & -a_{52}(P) & 0 & 0 & a_{55}(P) & a_{56}(P) & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & -a_{65}(P) & a_{66}(P) & 0 & 0 \\
 0 & 0 & a_{73}(P) & -a_{74}(P) & 0 & 0 & a_{77}(P) & a_{87}(P) \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -a_{87}(P) & a_{88}(P)
 \end{vmatrix} = 0$$

(2)

Операторы  $a_{ij}(P)$  имеют следующие значения:

$$\left. \begin{aligned}
 a_{16}(P) &= K_{r1} & ; & & a_{38}(P) &= K_{r2} & ; \\
 a_{66}(P) &= T_{b1}^{P+1} & ; & & a_{88}(P) &= T_{b2}^{P+1} & ; \\
 a_{65}(P) &= K_{b1} & ; & & a_{87}(P) &= K_{b2} & ; \\
 a_{55}(P) &= T_{k1}^{P+1} & ; & & a_{77}(P) &= T_{k2}^{P+1} & ; \\
 a_{52}(P) &= K_{k1} & ; & & a_{74}(P) &= K_{k2} & ; \\
 a_{22}(P) &= \frac{P}{K_{p1}} & ; & & a_{44}(P) &= \frac{P}{K_{p2}} & ; \\
 a_{21}(P) &= K_{oc3} & ; & & a_{43}(P) &= K_{oc4} & ; \\
 a_{51}(P) &= K_{oc1} & ; & & a_{73}(P) &= K_{oc2} & ; \\
 a_{56}(P) &= \frac{K_1 P}{T_1^{P+1}} & ; & & a_{78}(P) &= \frac{K_2 P}{T_2^{P+1}} & ;
 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\begin{aligned}
 a_{13}(P) &= K_p a'_{11}(P); & a_{31}(P) &= K_p a'_{33}(P); \\
 a'_{11}(P) &= \frac{a_{44}^{(1)}(P) [a_{11}^{(1)}(P) + b_1^{(1)}(P) b_4^{(1)}(P)] + a_{41}^{(1)}(P) a_{14}^{(1)}(P)}{a_{44}^{(1)}(P)}; \\
 a'_{33}(P) &= \frac{a_{44}^{(2)}(P) [a_{33}^{(2)}(P) + b_1^{(2)}(P) b_4^{(2)}(P)] + a_{41}^{(2)}(P) a_{14}^{(2)}(P)}{a_{44}^{(2)}(P)}; \\
 a_{11}^{(1)}(P) &= T_{P1} P^{+1}; & a_{33}^{(2)}(P) &= T_{P2} P^{+1}; \\
 a_{44}^{(1)}(P) &= S_{\delta}^{(1)}(T'_{J(1)} P^{2+1}); & a_{44}^{(2)}(P) &= S_{\delta}^{(2)}(T'_{J(2)} P^{2+1}); \\
 a_{41}^{(1)}(P) &= -S_{ИГ}^{(1)}; & a_{41}^{(2)}(P) &= -S_{ИГ}^{(2)}; \\
 a_{14}^{(1)}(P) &= -K_{r2}^{(1)}(A_2^{(1)} + A_1^{(1)} P); & a_{14}^{(2)}(P) &= -K_{r2}^{(2)}(A_2^{(2)} + A_1^{(2)} P); \\
 b_1^{(1)}(P) &= (T_{P1} P^{+1}); & b_1^{(2)}(P) &= (T_{P2} P^{+1}); \\
 b_4^{(1)}(P) &= \frac{x d_1}{x c_1}; & b_4^{(2)}(P) &= \frac{x d_2}{x c_2};
 \end{aligned} \tag{3}$$

Выражения операторов  $a_{ij}(P)$ , приведенные в (3), получены на базе структурной схемы регулируемого синхронного генератора [2,3]. Индексы "1" и "2" в выражениях  $a_{ij}(P)$  относятся соответственно к первой и второй сепаратным САР.

Обобщенное характеристическое уравнение (2) может быть использовано для решения конкретных задач. В качестве примера рассмотрим работу синхронных генераторов на симметричную пассивную нагрузку, т.е. без связи с энергосистемой. Структурная схема такой системы регулирования выполнена на рис. 3. Из (2) следует, что этой САР напряжений соответствует характеристическое уравнение

$$\frac{1}{K_{pl}} \left[ P(T_{pl} P^{+1})(T_{b1} P^{+1})(T_{k1} P^{+1}) + \frac{K_{b1} K_{k1} K_1 P^2 (T_{pl} P^{+1})}{(T_1 P^{+1})} + \dots \right]$$

$$\begin{aligned}
& +PK_{r1}K_{v1}K_{k1}K_{oc1} + K_{r1}K_{v1}K_{k1}K_{p1}K_{oc3} \left] \frac{1}{K_{p2}} \left[ P(T_{p2}^{P+1}) x \right. \right. \\
& x(T_{B2}^{P+1})(T_{k2}^{P+1}) + \frac{K_{B2}K_{k2}K_{p2}P^2(T_{p2}^{P+1})}{(T_2^{P+1})} + PK_{r2}K_{B2} x \\
& xK_{k2}K_{oc2} + K_{r2}K_{B2}K_{k2}K_{p2}K_{oc4} \left. \right] - \frac{K^2P^2}{K_{p1}K_{p2}} \left[ (T_{p2}^{P+1}) x \right. \\
& x(T_{B1}^{P+1})(T_{k1}^{P+1}) + \frac{PK_{v1}K_{k1}K_1(T_{p2}^{P+1})}{(T_1^{P+1})} \left. \right] x \\
& x \left[ (T_{p1}^{P+1})(T_{B2}^{P+1})(T_{k2}^{P+1}) + \frac{PK_{B2} - K_{k2}K_2(T_{p2}^{P+1})}{(T_{p2}^{P+1})} \right] = 0,
\end{aligned} \tag{4}$$

где  $T_{p1}$ ,  $T_{v1}$ ,  $T_{k1}$ ,  $T_1$  — постоянные времени генератора, возбуждателя, электромагнитного корректора и гибкой отрицательной обратной связи первой сепаратной САР;  $K_{p1}$ ,  $K_{p2}$  — коэффициенты передачи астатических регуляторов;  $K_P$  — коэффициент передачи секционного реактора.

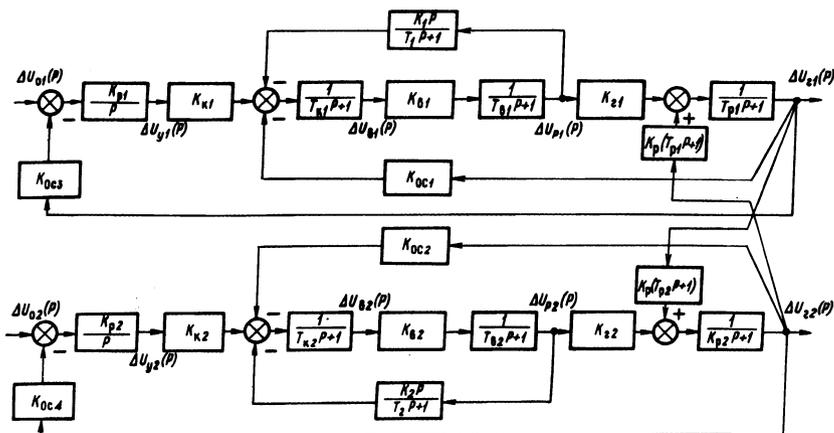


Рис. 3. Структурная схема астатической системы регулирования напряжений на шинах генераторов.

При идентичных генераторах, возбуждателях и регуляторах характеристическое уравнение упрощается и имеет вид

$$-\frac{1}{K_{рег}^2} \left[ P(T_P^{P+1})(T_B^{P+1})(T_K^{P+1}) + \frac{K_B K_K K_1 P^2 (T_P^{P+1})}{(T_1^{P+1})} + \right. \\ \left. + PK_{ГВК} K_{ocl} + K_{ГВК} K_{рег} K_{ос3} \right]^2 - \frac{K_P^2 P^2}{K_{рег}^2} x \quad (5) \\ x \left[ (T_P^{P+1})(T_B^{P+1})(T_K^{P+1}) + \frac{K_B K_K K_1 P^2 (T_P^{P+1})}{(T_1^{P+1})} \right]^2 = 0.$$

Исследуем уравнение (5) при различных значениях передаточной функции секционного реактора.

1. Секционный выключатель отключен (генераторы работают раздельно), при этом  $K_P = 0$  и характеристическое уравнение (5) принимает вид

$$\left[ P(T_P^{P+1})(T_B^{P+1})(T_K^{P+1}) + \frac{K_B K_K K_1 P^2 (T_P^{P+1})}{(T_1^{P+1})} + \right. \\ \left. + PK_{ГВК} K_{ocl} + K_{ГВК} K_{рег} K_{ос3} \right]^2 = 0. \quad (6)$$

Вид характеристического уравнения (6) свидетельствует о структурной устойчивости системы.

2. Секционный реактор зашунтирован (генераторы работают на общие шины),  $K_P = 1$ . В этом случае, как следует из (5), связанная САР становится структурно неустойчивой.

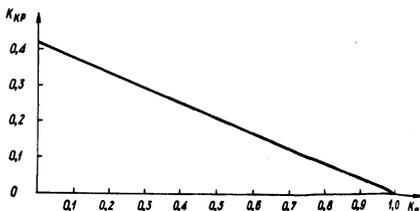


Рис. 4. График зависимости величины критического коэффициента усиления связанной астатической САР от коэффициента передачи секционного реактора.

3. Секционный реактор включен в работу. При этом  $0 < K_P < 1$ . Последнему случаю соответствует характеристическое уравнение (5). САР структурно устойчивая и при правильном выборе параметров может быть обеспечен необходимый запас ус-

тойчивости. Рассчитанный график зависимости  $K_{кр} = f(K_p)$ , где  $K_{кр} = K_{г} K_{в} K_{к} K_{рег.кр} K_{ос3}$ , приведен на рис. 4. В расчетах было принято:  $T_p = 6C$ ;  $T_v = 1C$ ;  $T_k = 2C$ ;  $K_{ос1} = 0$ ;  $K_1 = 0$ ;  $K_{ос3} = 1$ . Выполненный расчет показал, что в высокоточной астатической САР напряжений генераторов ТВФ-60-2 (возбудители ВТ-450-3000, электромагнитные корректоры типа ЭПА-306, статизм 0,5%), разделенных секционным реактором РБА-3000-12%, при использовании в индивидуальных астатических регуляторах в качестве интегратора реверсивного двигателя РД-09 с редуктором 1/137 необходимо установить дополнительный редуктор с коэффициентом передачи 1/76. Экспериментальная проверка подтвердила правильность результатов расчетов.

### Л и т е р а т у р а

1. Беркович М.А., Семенов В.А. Основы автоматики энергосистем. М., 1968.
2. Веников В.А. Переходные электромеханические процессы в электрических системах. М., 1970.
3. Лекаж М.Н. Об устойчивости комбинированных систем автоматического регулирования электрических машин. — "Электротехника", 1974, № 11.

Л.П. Падалко, А.И. Баранников, А.И. Баранова,  
Н.Н. Никольская

### О ПРИНЦИПАХ ОПТИМИЗАЦИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СЕТИ КАК ИЕРАРХИЧЕСКОЙ МНОГОУРОВНЕВОЙ СИСТЕМЫ

В настоящее время для решения задач оптимального управления сложными системами применяются различные математические модели (математическое программирование, принцип максимума Понтрягина и др.). Однако из-за огромных размеров реальных задач применение указанных методов для прямой оптимизации сложных систем оказывается затруднительным. Поэтому представляется перспективным использование для решения этих задач недавно разработанного математического метода оптимизации многоуровневых иерархических систем, математической теории координации [1]. В этой связи в данной

статье обсуждаются вопросы методологии оптимизации электрических сетей на основе данной теории. Вопросы алгоритмизации представляют собой предмет самостоятельного рассмотрения и здесь не затрагиваются.

Применение теории иерархических многоуровневых систем для анализа и оптимизации больших систем предполагает их декомпозицию. При этом исходная система разлагается на подсистемы, для каждой из которых требуется решение задач меньшей размерности. Такой подход облегчает решение задачи, так как для подсистем каждого уровня существует ряд характерных особенностей и переменных, законов и принципов их функционирования и развития. Это открывает возможности для более глубокого и детального изучения поведения подсистем.

Успех применения декомпозиционного метода во многом зависит от возможности выделения таких обособленных подсистем, для которых локальные задачи оптимизации были бы согласованы с глобальной. Основная трудность выделения обособленных подсистем состоит в наличии взаимосвязи, взаимодействия между подсистемами одного уровня. Для обеспечения согласованности требуется координация подсистем, которая осуществляется вышестоящим уровнем управления. Для координации могут быть использованы принципы прогнозирования, согласования и оценки взаимодействий [1]. Для подсистем одного уровня электрической сети взаимосвязь, взаимодействие между ними осуществляется с помощью основной электрической сети подсистемы вышестоящего уровня.

Рассмотрим условия, при которых координация обеспечивает решение глобальной задачи. Для рассматриваемой задачи параметры взаимодействия совпадают с координирующими указаниями, которые обозначим вектором  $\gamma$ . Решение задачи развития электрической сети для подсистем одного уровня обозначим вектором  $x$ . Тогда в общей форме принцип прогнозирования взаимодействий формулируется для случая двухуровневой системы в виде следующего предложения:

$$(\forall \gamma)(\forall x) \left\{ \left[ P(x, D(\gamma)) \text{ и } f(x) = \tilde{x} \right] \Rightarrow P(x, D) \right\}, \quad (1)$$

где  $D(\gamma)$  -- задача оптимального развития сети при заданном векторе  $\gamma$ ;  $P(x, D(\gamma))$  -- предикат, утверждающий, что  $x$  есть решение задачи  $D(\gamma)$ ;  $P(x, D)$  -- предикат, утверждающий, что  $x$  есть решение глобальной задачи.

Данный принцип утверждает, что подлежащая решению глобальная задача  $D$  разрешается в виде  $x$ , когда  $x$  является решением задач, поставленных перед нижестоящими подсистемами, и правильно прогнозируются взаимодействия  $a^\delta$ , т.е.  $a^\delta$  есть действительно то самое взаимодействие, которое будет иметь место при  $x$ .

Принцип согласования взаимодействий записывается в форме предложения

$$(\forall \gamma)(\forall x) \left\{ [P(x, D(\gamma)) \text{ и } f(x) = \varphi(x)] \Leftrightarrow P(x, D) \right\}. \quad (2)$$

Здесь  $\varphi(x)$  выражает желаемое взаимодействие с точки зрения нижестоящих подсистем.

Принцип оценки взаимодействий выражается предложением

$$(\forall \gamma)(\forall x) \left\{ [P(x, D(\gamma)) \text{ и } f(x) \in U^\delta] \Rightarrow P(x, D) \right\}, \quad (3)$$

где  $U^\delta$  -- оценочная область взаимодействий.

Рассмотренные выше принципы координации, записанные в форме соотношений (1)–(3), могут служить основой для разработки объективного алгоритма оптимизации электрической сети.

Для реализации принципов координации применительно к данной задаче необходима декомпозиция электрической сети: 1-ый уровень -- сеть 500--750 кВ и выше; 2-ой -- сеть 220--500 кВ; 3-ий -- сеть 35--110 кВ; 4-ый -- сеть 10 кВ. Особенностью данной декомпозиции является то, что информация о нижестоящих уровнях представляется на вышестоящих в сильно агрегированном виде, в форме данных о нагрузках.

При принятом способе декомпозиции требование задачи сводится к минимизации функционала затрат, записываемого в виде

$$f(x) + \sum_{i=1}^n \left\{ \varphi_i(Y_i) + \sum_{j=1}^{m_i} [\varphi_{ij}(Z_{ij}) + \sum_{k=1}^{r_i} \delta_{jik}(L_{ijk})] \right\}, \quad (4)$$

где  $X$ ,  $Y_i$ ,  $Z_{ij}$ ,  $L_{ijk}$  -- векторы-состояний систем и подсистем для 1, 2, 3 и 4-го уровней соответственно. Состояние системы характеризуется размещением подстанций, их мощностью, схемой сети и параметрами ЛЭП.

Для разработки обоснованного алгоритма оптимизации электрической сети на основе изложенных выше принципов координации и декомпозиции необходим учет специфики рассматриваемого объекта. В этой связи следует отметить прежде всего различие в сроках проектирования электрических сетей различного назначения. Если основные сети ЕЭС и ОЭС проектируются с учетом перспективы в 15--20 лет, то сети нижестоящих уровней -- на более короткие периоды. Причем проекты последних ежегодно уточняются с учетом изменившихся условий эксплуатации. В результате межуровневая координация в динамике оказывается трудно реализуемой. Это обстоятельство обуславливает высокие требования к объективности агрегированной информации о нижестоящих уровнях, представляемой на вышестоящие.

При оптимизации подсистем 3-го уровня весьма важен учет наличия тесной взаимосвязи с подсистемами 4-го уровня. Например, весь эффект от сооружения разгрузочной подстанции 35--110 кВ проявляется в сетях 10 кВ и выражается в снижении потерь энергии в них и увеличении надежности электроснабжения по этим сетям. Для решения этой задачи требуется тщательный анализ и расчет сети 10 кВ, характеризующийся большой разветвленностью и наличием большого числа ТП 10 кВ. Для обособленной оптимизации сетей 35--110 кВ также необходимо агрегирование информации о сетях 10 кВ, позволяющее избежать необходимости детального учета этих сетей и в то же время обеспечивающее необходимую точность расчетов.

#### Л и т е р а т у р а

1. Месарович И., Мако Д., Такахара И. Теория иерархических многоуровневых систем. М., 1973.

Г.Е. Поспелов, М.А. Короткевич

### ПЛАНИРОВАНИЕ ЧИСЛЕННОСТИ ПЕРСОНАЛА ПРЕДПРИЯТИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Рассмотрим некоторые методы осуществления прогноза численности персонала предприятия электрических сетей (ПЭС) и проведем их сравнительный анализ.

При этом выявим возможность построения выражений для экстраполяции потребности персонала для ПЭС по соотношениям темпов роста объема обслуживаемого оборудования и производительности труда, методами теории подобия, вероятностей и математической статистики.

В первом случае численность электросетевого персонала для каждого года планируемого периода находится как

$$Ч_t = Ч_{t-1} \frac{1 + \varphi_t}{1 + \psi_t}, \quad (1)$$

где  $Ч_t, Ч_{t-1}$  -- численность персонала в  $t$ -ом и  $(t-1)$ -ом году;  $\varphi_t, \psi_t$  -- соответственно ежегодный темп роста объема работ и производительности труда. Коэффициент  $\varphi_t$  определяется так:

$$\varphi_t = \frac{Y_{et} - Y_{e,t-1}}{Y_{e,t-1}}, \quad (2)$$

где  $Y_{et}, Y_{e,t-1}$  -- соответственно объемы работ в  $t$ -ый и  $(t-1)$ -ый годы в условных единицах затрат труда.

Аналогично можно найти и коэффициент  $\psi_t$ . Если задан уровень производительности труда последнего года планируемого периода (например, директивно) по отношению к началу этого периода, то, предполагая постоянство относительного годового прироста, коэффициент  $\psi_t$  можно определить по формуле

$$\psi_t = \sqrt[T]{\Pi_T - 1}, \quad (3)$$

где  $\Pi_T$  -- уровень производительности труда в году  $T$ ;  $T$  -- период планирования, лет.

Согласно выражению (1) при опережающем росте производительности труда по отношению к росту объема обслуживаемого оборудования общая численность работающих уменьшается. Если же темп роста производительности труда отстает от темпа роста объема обслуживаемого оборудования, общая численность персонала увеличивается.

По значениям показаний деятельности одного ПЭС прошлого и перспективного периодов и выражениям (1)---(3) получена численность электросетевого персонала для каждого года перспективного периода (табл. 1). При этом показатель  $\Pi_T$  принимался равным 1,4.

Таблица 1

Годы перспективного периода	Численность персонала ПЭС, чел.				
	по выражениям			в соответствии с теорией подобия	по анализу размерностей влияющих факторов
	(1)	(4)	(7)		
1976	401	425	427	431	420
1977	377	425	427	432	424
1978	354	424	425	434	423
1979	347	424	422	436	425

Здесь значения численности персонала соответствуют опережающему темпу роста производительности труда по отношению к темпу роста объема обслуживаемых сетей.

Прогнозирование численности электросетевого персонала методами математической статистики и теории вероятностей сводится к обработке имеющихся статистических данных по ПЭС за ряд предшествующих лет с целью построения моделей для экстраполяции потребности персонала ПЭС на заданный момент в будущем.

По зафиксированному временному ряду численности электросетевого персонала одного ПЭС за прошлый период построим линейное и показательное уравнение регрессии, связывающее искомую потребность с фактором времени [1]:

$$Ч_t = 427,8 - 0,4t; \quad (4)$$

$$Ч_t = 425,6(0,998)^t. \quad (5)$$

Линейная форма уравнения регрессии обеспечивает меньшую величину коэффициента несоответствия [1], поэтому более достоверный прогноз может быть получен с помощью уравнения (4).

Уравнения множественной регрессии построены по методике, также изложенной в [1]:

$$Ч_t = 475,38 - 4,06y_{et} + 0,16 \phi_{ut} + 0,022 \phi_{mt}; \quad (6)$$

$$Ч_t = 462,4y_{et}^{-0,088} \phi_{mt}^{0,027}, \quad (7)$$

где  $\phi_{ut}$ ,  $\phi_{mt}$  -- соответственно стоимость измерительной, регулирующей аппаратуры, лабораторного оборудования и стоимость механизмов и транспортных средств в  $t$ -ом году.

Степенная форма уравнения множественной регрессии более предпочтительна, чем линейная, так как обеспечивает меньшую величину коэффициента несоответствия.

Результаты расчетов по (4) и (7) приведены в табл. 1.

Методика расчетов методами подобия и анализа размерности влияющих факторов приведена в [2].

Выполненные по методике [2] расчеты перспективной численности персонала ПЭС приведены в табл. 1.

Как видно из табл. 1, при пользовании указанными методами получается расхождение величин численности персонала. Наиболее реальный путь расчета перспективной численности электросетевого персонала основан на анализе темпов роста объема обслуживаемого оборудования и производительности труда.

Использование остальных методов, изучающих тенденции изменения численности персонала или ориентирующих факторов в прошлом, не дает возможности учесть в полной мере уровень технического прогресса в планируемом периоде и предполагает сохранение прежних существовавших тенденций развития.

### Л и т е р а т у р а

1. Поспелов Г.Е. и др. Методика определения перспективной потребности в специалистах с высшим образованием для эксплуатации электрических сетей. — В сб.: Электроэнергетика. Вып. 3. Минск, 1973.
2. Короткевич М.А. Прогнозирование численности электросетевого персонала методами подобия и анализа размерностей. — В сб.: Электроэнергетика. Вып. 4. Минск, 1974.

### С.П. Ржевская, А.А. Граблевская, М.А. Левина ИССЛЕДОВАНИЕ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СИТАЛЛОВ С ПОВЫШЕННОЙ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ПРОНИЦАЕМОСТЬЮ

В работе представлены результаты исследования диэлектрических свойств силикатных стекол и полученных на их основе стеклокристаллических материалов—ситаллов, кристаллизующихся с образованием титаната бария— наиболее дешевого из всех сегнетоэлектриков.

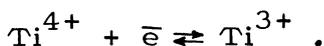
Синтезированы силикатные стекла, содержащие окислы бария, кальция и титана, в газовой печи при температуре  $1460^{\circ}\text{C}$ . Рентгенофазовый анализ продуктов кристаллизации стекол производился на установке УРС-50ИМ. Для измерения  $\epsilon$  и  $\text{tg } \delta$  на частотах  $10^3$ — $10^4$  Гц применялся низкочастотный мост типа

P551, на частотах  $10^5$ — $10^7$  Гц — куметр типа Е9-4. Образцы имели форму дисков диаметром 25 мм и толщиной 3 мм. Электроды наносились методом вжигания серебряной пасты.

По данным рентгенофазового анализа, проведенного для стекол различных составов и подвергнутых кристаллизации при  $900^\circ\text{C}$  в течение 2 ч, установлено наличие титаната бария лишь в составах тех стекол, содержание двуокиси титана в которых составляет 30 и более мол. %.

Известно [1], что титан как элемент с переменной валентностью может быть в трех- и четырехвалентном состоянии в зависимости от степени окисления. Поэтому проверялась чувствительность основных диэлектрических свойств стекол  $\epsilon$  и  $\text{tg } \delta$ . Для этого синтез опытных стекол производился в окислительных и восстановительных условиях, которые контролировались с помощью газоанализатора.

Как показали измерения, диэлектрическая проницаемость (рис. 1, кривые а, б) оказалась параметром, не чувствительным к условиям синтеза. Для всех исследованных стекол она находится в пределах  $13 \div 16$  и возрастает при увеличении содержания двуокиси титана. Это объясняется сильно поляризуемыми электронными оболочками катиона титана [2]. Эквивалентная замена окисла бария на окисел кальция в количестве  $0 \div 15$  мол. %, проведенная в некоторых стеклах, привела к уменьшению диэлектрической проницаемости стекол с кальцием до 13, что можно объяснить уменьшением парциальных проницаемостей  $\text{CaO}$  по сравнению с  $\text{BaO}$  [2]. Одновременно с  $\epsilon$  измерен  $\text{tg } \delta$  стекол в диапазоне температур  $20 \div 500^\circ\text{C}$  (рис. 1, кривые в--и). При  $20^\circ\text{C}$   $\text{tg } \delta$  стекол, синтезированных в окислительных (рис. 1, в--е) и восстановительных (рис. 1, кривые ж, з, и) условиях, отличается незначительно. С увеличением температуры разница становится весьма ощутимой. У восстановленных стекол  $\text{tg } \delta$  при  $150 \div 170^\circ\text{C}$  становится больше 0,1. У стекол, синтезированных в окислительных условиях, нет резкого подъема  $\text{tg } \delta$  до  $350^\circ\text{C}$ . Так как потери в стеклах при низких частотах вызваны процессами релаксации и проводимости (т.е. носят миграционный характер [4]), то увеличение  $\text{tg } \delta$  в восстановленных стеклах свидетельствует о том, что в общей сумме миграционных потерь составляющая потеря проводимости весьма значительна из-за малой энергии перехода



По рис. 1 можно проследить также за влиянием состава на диэлектрические потери стекол: увеличение в стеклах окиси алюминия за счет двуокиси кремния приводит к уменьшению  $\text{tg } \delta$  всех исследованных стекол в диапазоне температур  $20 \div 500^\circ\text{C}$ . Уменьшение  $\text{tg } \delta$  происходит также в тех стеклах, у которых произведена замена ВаО на СаО в количестве  $5 \div 15$  мол. %.

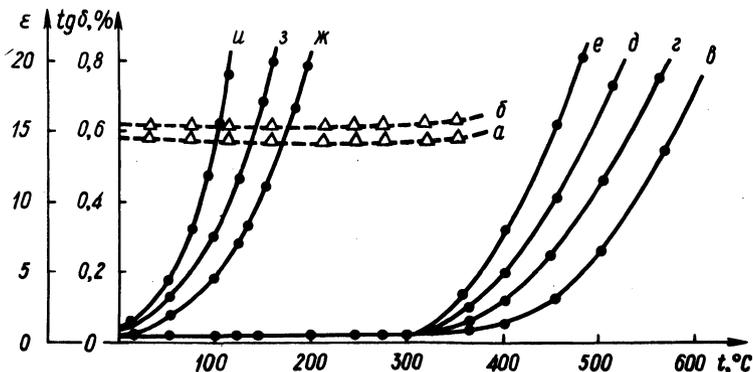


Рис. 1. Температурные зависимости  $\epsilon$  (пунктирная линия) и  $\text{tg } \delta$  (сплошная) стекол, синтезированных в окислительных (а—в) и восстановительных (ж, з, и) условиях; в, и — 2 мол. %  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ; д, з — 4 мол. %  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ; г, ж — 6 мол. %  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ; в — 8 мол. %

Известно [3,4], что диэлектрические свойства ситаллов характеризуются гораздо более сложными закономерностями, чем стекол. В зависимости от вида кристаллических фаз, состава и количества стеклофазы направление изменения диэлектрических свойств при кристаллизации стекол различных составов существенно отличается от изменений, происходящих в стекле.

Сравнение температурных зависимостей  $\text{tg } \delta$  стекол и продуктов их кристаллизации (рис. 1, кривые в—и, рис. 2, кривые а—г) указывает, что низкотемпературные релаксационные потери в стеклах имеют меньшую величину, чем в продуктах кристаллизации. Характер температурной зависимости, наблюдаемый в закристаллизованных стеклах, можно объяснить проявлением релаксационных потерь, обусловленных межповерхностной поляризацией на границах зерен кристалл—стекло. Кроме того, для титаната бария, на наличие которого у закристаллизованных стекол указывают рентгенограммы, характерно повышенное значение релаксационных потерь [1].

Кристаллизация приводит к возрастанию  $\epsilon$  от 14 до (рис. 2, кривые д—э) у ситалла, содержащего окислы бария. Введение кальция увеличивает  $\epsilon$  до 200 и смещает максимум ее в сторону более низких температур. Этот результат свидетельствует о том, что присутствие кальция снижает темпера-

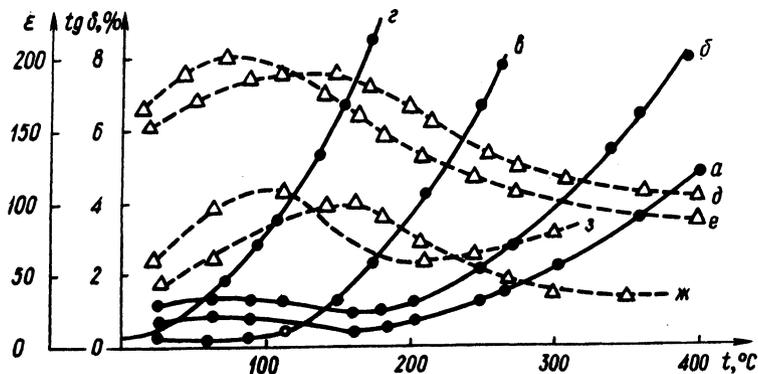


Рис. 2. Температурные зависимости  $\epsilon$  (лунктирная линия) и  $\text{tg } \delta$  (сплошная) бариевых (г, в, ж, з) и бариево-кальциевых (а, б, д, е) стекло-кристаллических материалов при  $f = 10^4$  Гц (б, г, е, з) и  $f = 10^5$  Гц (а, в, д, ж).

туру кристаллизации максимального количества титаната бария в стеклах. Наличие максимума в температурной зависимости  $\epsilon$  обусловлено фазовыми переходами в сегнетоэлектрических кристаллах [1]. Возрастание диэлектрической проницаемости ситаллов, наблюдающееся при температурах начиная с  $200^\circ\text{C}$  при  $5 \cdot 10^4$  Гц и с  $300^\circ\text{C}$  при  $5 \cdot 10^5$  Гц (рис. 2) связано, вероятно, с ростом электропроводности [1, 2].

### Л и т е р а т у р а

1. Сканави Г.И. Диэлектрическая поляризация и потери в стеклах и керамических материалах с высокой диэлектрической проницаемостью. М.—Л., 1952.
2. Мазурин О.В. Электрические свойства стекла. — "Труды ЛТИ", вып. 12. Л., 1962.
3. Павлушкин Н.М. Основы технологии ситаллов. М., 1970.
4. Машкович М.Д. Электрические свойства неорганических диэлектриков в диапазоне СВЧ. М., 1969.

## ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ МЕХАНИЗМОВ

### В.Л. Анхимюк, Н.Н. Михеев, В.Н. Сацукевич РЕВЕРСИВНЫЙ ТИРИСТОРНЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД С ДИНАМИЧЕСКИМ ТОРМОЖЕНИЕМ

В реверсивных тиристорных электроприводах постоянного тока с шунтирующими вентилями [1] при реверсе тока возбуждения якорь электродвигателя отключается от преобразователя и возникает режим динамического торможения, при котором ток динамического торможения протекает по цепи шунтирующий вентиль В — якорь двигателя М (рис. 1).

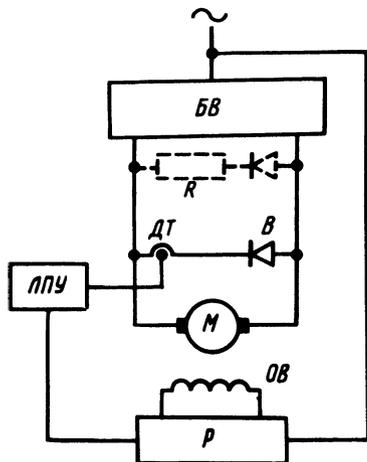


Рис. 1. Функциональная схема электропривода в режиме динамического торможения.

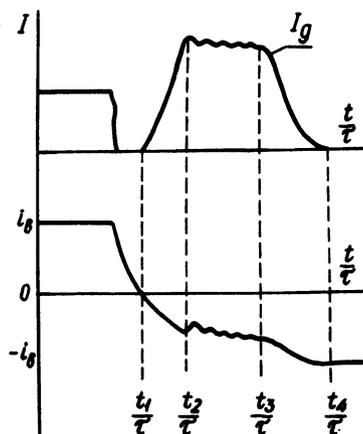


Рис. 2. Диаграммы изменения тока якоря и тока возбуждения в режиме динамического торможения.

Величина тока динамического торможения  $I_D$  контролируется датчиком ДТ, установленным в цепи шунтирующего вентиля, и ограничивается с помощью логического переключающего устройства ЛПУ, воздействующего на реверсор Р [2]. Анализируя действие узла ограничения тока динамического торможения, можно выделить три участка (рис. 2): первый

$(\frac{t_1}{\tau} - \frac{t_2}{\tau})$  --- нарастание тока динамического торможения  $I_D$  и тока возбуждения  $i_B$  --- токоограничение не началось; второй  $(\frac{t_2}{\tau} - \frac{t_3}{\tau})$  --- участок токоограничения; третий  $(\frac{t_3}{\tau} - \frac{t_4}{\tau})$  --- уменьшение тока динамического торможения  $I_D$  до нуля и возрастание тока возбуждения  $i_B$  до номинального значения --- токоограничение окончилось.

Полагая индуктивность якорной цепи и статического момент равными нулю, получим систему уравнений, описывающую режим динамического торможения

$$\begin{cases} \nu \varphi + i^* = 0; \\ \theta \frac{d\nu}{dt} = \varphi \cdot i^*, \end{cases} \quad (1)$$

где  $\nu = \frac{n}{n_H}$ ;  $\varphi = \frac{\Phi}{\Phi_H}$ ;  $i^* = \frac{I}{I_B}$  --- соответственно

относительные значения скорости, магнитного потока и тока двигателя;  $\theta$  --- электрохимическая постоянная времени привода;  $I_B = \frac{E_H}{R_a}$  --- базовое значение тока;  $E_H$  --- номинальное значение э.д.с. двигателя. При этом считаем, что

$$\varphi = -\varphi_{\text{кон}} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right) + \varphi_{\text{нач}} \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2)$$

и изменяется от  $\varphi_{\text{нач}}$  до  $\varphi_{\text{кон}} = -\varphi_{\text{нач}}$ . Здесь  $\tau$  --- электромагнитная постоянная времени обмотки возбуждения. Решая совместно (1) и (2), можем получить законы изменения скорости, тока и магнитного потока на каждом из трех участков. Для первого участка имеем;

$$\varphi = \varphi_{\text{кон}} \left[ 2e^{-(0,693 + \frac{t}{\tau})} - 1 \right]; \quad (3)$$

$$v = v_{\text{нач}} \cdot \exp \left[ -\frac{\varphi_{\text{кон}}^2 \tau}{\theta} \left( -1,5 - 0,5 e^{-\frac{2t}{\tau}} + 2e^{-\frac{t}{\tau}} + \frac{t}{\tau} \right) \right]; \quad (4)$$

$$i^* = -v_{\text{нач}} \cdot \exp \left[ -\frac{\varphi_{\text{кон}}^2 \tau}{\theta} \left( -1,5 - 0,5 e^{-\frac{2t}{\tau}} + 2e^{-\frac{t}{\tau}} + \frac{t}{\tau} \right) \right] \cdot \varphi_{\text{кон}} \left[ 2e^{-(0,693 + \frac{t}{\tau})} - 1 \right]. \quad (5)$$

Аналогично решение и для остальных участков, при этом момент времени  $-\frac{t_2}{\tau}$  определяем из (5), полагая  $i^*$  равным допустимому значению тока динамического торможения, а момент времени  $-\frac{t_3}{\tau}$  — исходя из равенства скорости изменения магнитного потока в конце второго участка и в начале третьего. Полное время динамического торможения  $-\frac{t_4}{\tau}$  находим из условия, что скорость двигателя в конце третьего участка  $v_{\text{кон}} = 0,05$ .

Ток динамического торможения можно ограничивать и с помощью резистора  $R$  включаемого в цепь динамического торможения, не воздействуя на ток возбуждения (рис. 1, пунктирные линии). При этом величина резистора выбирается исходя из допустимой величины тока динамического торможения и номинальной скорости двигателя.

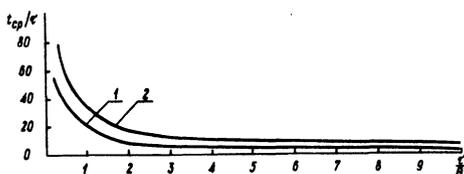


Рис. 3. Зависимость  $\frac{t_{\text{сп}}}{\tau} = f\left(-\frac{\tau}{\theta}\right)$  при ограничении тока динамического торможения; 1 — путем воздействия на ток возбуждения; 2 — с помощью резистора.

Сопоставимый анализ, проведенный с помощью ЭВМ "Минск-32", показал, что среднее время торможения электродвигателя  $-\frac{t_{\text{сп}}}{\tau}$  при различных соотношениях  $-\frac{\tau}{\theta}$  во всем диапазоне начальных скоростей, при ограничении тока динамического торможения путем воздействия на ток возбуждения оказывается меньше, чем при применении резистора (рис. 3).

## Л и т е р а т у р а

1. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Романов В.В. Вентильный многодвигательный электропривод. Авт. свид. 350121. -- "Бюл. изобрет"., 1972, № 26. 2. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Сацукевич В.Н. Тиристорный электропривод оптико-обрабатывающих станков с реверсором в цепи возбуждения двигателя. -- В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Вып. 2. Минск, 1975.

Н.Н. Михеев, Е.П. Раткевич

### АНАЛИЗ КОММУТАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ В ТИРИСТОРНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ ДЛЯ МНОГОДВИГАТЕЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ

Независимое и согласованное регулирование скорости вращения нескольких электродвигателей постоянного тока обеспечивается преобразователем, представленным на рис. 1 [1, 2]. Одновременное регулирование скорости вращения электродвигателей осуществляется вентилями базового выпрямителя БВ, а независимое регулирование -- отдельными вентилями Т1 и Т2. Для восстановления запирающих свойств отдельных вентилях кривая выходного напряжения базового выпрямителя должна иметь прерывистую форму. В процессе перехода

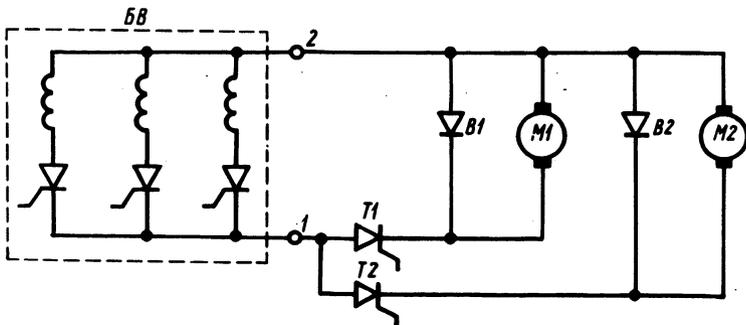


Рис. 1. Вентильный многодвигательный электропривод.

тока с отдельного вентиля на шунтирующий (В1, В2) энергия, запасенная в анодной индуктивности  $L_a$  (рис. 2), удлиняет время протекания тока через вентиль Т1 (Т2), что при



Таблица 1

Участок	Уравнения	Длительность участка
1	$U_M \sin(\gamma_3 + \gamma_3 + \omega t) = i_H R_H + L \frac{di_H}{dt} + E$	$\pi - (\gamma_3 + \gamma_3) \omega t > 0$
2	$U_M \sin(\pi + \omega t) = i_H R_H + L \frac{di_H}{dt} + E$	$\gamma_1 \omega t > 0$
	Граница участка $U_M \sin(\pi + \gamma_1) = L_a \frac{di_{TK}}{dt}$	
3	$L_H \frac{di_B}{dt} + i_B R_H + E = 0$	$\gamma_2 \omega t > 0$
	$U_M \sin(\pi + \gamma_1 + \omega t) = L_a \frac{di_T}{dt}$	
	$i_H = i_B + i_T$	
4	$L_H \frac{di_H}{dt} + i_H R_H + E = 0$	$\gamma_3 - (\frac{\pi}{3} + \gamma_1 + \gamma_2) \omega t > 0$
5	$U_M \sin(\gamma_3 + \omega t) = L_a \frac{di_T}{dt}$	$\gamma_3 \omega t > 0$
	$L_H \frac{di_B}{dt} + i_B R_H + E = 0$	
	$i_H = i_B + i_T$	

После несложных преобразований решений уравнений из табл. 1 получим

$$i_0^* = \operatorname{ctg} \theta_a [\cos \gamma_3 - \cos(\gamma_3 + \gamma_3)]; \quad (1)$$

$$\exp\left(\frac{\gamma_3}{\operatorname{tg} \theta_H}\right) = \frac{\sin \gamma_1}{i_0^* + \varepsilon} \frac{\operatorname{tg} \theta_H}{\operatorname{tg} \theta_a} \exp x$$

$$x \left( \frac{\frac{\pi}{3} + \gamma_1 - \gamma_3}{\operatorname{tg} \theta_H} \right); \quad (2)$$

$$\cos(\gamma_1 + \gamma_2) = \varepsilon \cdot \operatorname{tg} \theta_a + \cos \gamma_1 - \operatorname{tg} \theta_H \sin \gamma_1; \quad (3)$$

$$i_0^* = \frac{3}{2\pi} \left\{ \cos \theta \cos(\gamma_1 - \theta) + \cos(\gamma_3 + \gamma_3) + \right.$$

$$\begin{aligned}
& + (i_o^* + \varepsilon) (\operatorname{tg} \theta - \operatorname{tg} \theta_H) - \operatorname{tg} \theta (i_o^* + \varepsilon) \exp \left[ (\gamma_3^* + \right. \\
& + \gamma_3^* - \pi - \gamma_1) \operatorname{ctg} \theta \left. \right] + (i_o^* + \varepsilon) \operatorname{tg} \theta_H \exp \left[ (\gamma_3^* + \right. \\
& + \gamma_3^* - \frac{\pi}{3} - \gamma_1) \operatorname{ctg} \theta_H \left. \right] + \sin \theta \sin (\gamma_3^* + \\
& + \gamma_3^* - \theta) \exp \left[ (\gamma_3^* + \gamma_3^* - \pi - \gamma_1) \operatorname{ctg} \theta \right] \left. \right\} - \varepsilon, \quad (4)
\end{aligned}$$

где  $i_o^*$  -- ток отдельного вентиля в начале первого участка;  $i_{cp}^*$  -- среднее значение тока нагрузки;

$$i_o^* = \frac{i_o R_H}{U_M}; \quad i_{cp}^* = \frac{i_{cp} R_H}{U_M}; \quad \varepsilon = \frac{E}{U_M};$$

$$T_a = \frac{L_a}{R_H}; \quad T_H = \frac{L_H}{R_H};$$

$$\theta_H = \operatorname{arctg} \omega T_H; \quad \theta_a = \operatorname{arctg} \omega T_a;$$

$$\theta = \operatorname{arctg} \omega (T_a + T_H).$$

Средний ток нагрузки определяется средним значением напряжения, приложенного к двигателю, и противо-э.д.с. двигателя.

Так как в установившемся режиме среднее за период выпрямленного напряжения значение энергии, накопленной анодной индуктивностью, равно нулю, то среднее напряжение, приложенное к двигателю ( $U_{дв.ср}$ ), определится из соотношения

$$U_{дв.ср} = U_{12\text{ср}} - U_{La} = U_{cp},$$

где  $U_{12\text{ср}}$  -- среднее значение напряжения, приложенного к точкам 1 и 2 (рис. 2);  $U_{La}$  -- среднее значение напряжения на анодной индуктивности.

Поэтому

$$i_{\text{ср}}^* = \frac{U_{12\text{ср}}}{U_{\text{М}}} - \frac{E}{U_{\text{М}}} = \frac{3}{2\pi} \int_{\vartheta_3}^{\pi + \delta_1 + \delta_2} \sin \omega t d\omega t - \epsilon =$$

$$= \frac{3}{2\pi} \left[ \cos \vartheta_3 + \cos (\delta_1 + \delta_2) \right] - \epsilon, \quad (5)$$

т.е. напряжение, приложенное к двигателю, уменьшается из-за коммутации на величину, пропорциональную  $[1 - \cos (\delta_1 + \delta_2)]$ .

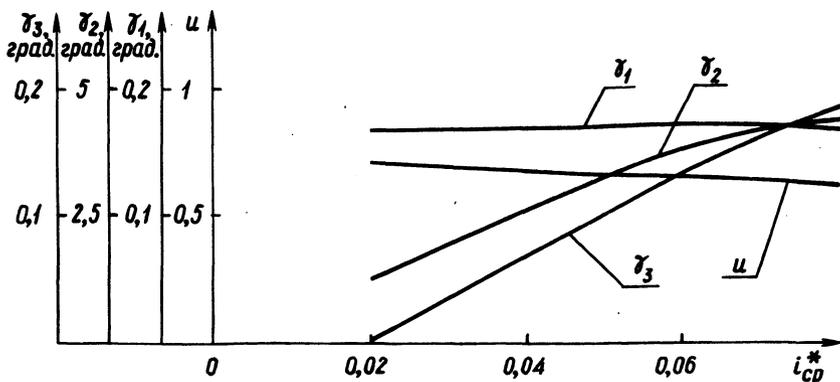


Рис. 4. Результаты расчета коммутационных процессов.

Расчет углов коммутации произведен на "Минск-32" по уравнениям (1)—(5) при различных значениях  $\epsilon$ ,  $\vartheta_3$ ,  $T_a$ ,  $T_n$ . Машинное время определяется временем печати результатов расчета. На рис. 4 представлены в качестве примера зависимости углов коммутации  $\delta_1$ ,  $\delta_2$ ,  $\delta_3$  и напряжения, приложенного к двигателю  $u = U_{\text{дв.ср}} / U_{\text{М}}$ , в функции  $i_{\text{ср}}^*$  для  $\vartheta_3 = 65^\circ$  эл.,  $T_n = 0,03$  с,  $T_a = 0,00015$  с.

#### Л и т е р а т у р а

1. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Романов В.В. Вентильный многодвигательный электропривод. Авт.свид. №350121.- Бюл. "Открытия, изобретения, промышленные образцы и товарные знаки", 1972, № 26.
2. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Романов В.В. Тиристорные выпрямители для многодвигательного электропривода. — "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1972, № 9.

## ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЕ СРАВНЕНИЕ ТИРИСТОРНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ДЛЯ МНОГОДВИГАТЕЛЬНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

Независимое и согласованное регулирование скоростей вращения нескольких электродвигателей постоянного тока может производиться с помощью тиристорных преобразователей, состоящих из общего (базового) выпрямителя и индивидуальных по числу электродвигателей вентильных цепей, каждая из которых представляет собой встречно соединенные тиристор и диод [1]. Для выявления экономической целесообразности применения этих преобразователей их технико-экономические показатели рассмотрены в сравнении с показателями так называемых блочных схем, т.е. преобразователей, состоящих из индивидуальных выпрямителей для каждого двигателя.

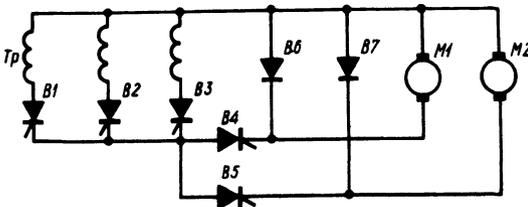


Рис. 1. Выпрямитель с трехфазной нулевой базовой схемой.

Расчетная мощность вентиля [1] для выпрямителя с трехфазной нулевой базовой схемой (рис.1), обеспечивающего питание согласованно и отдельно регулируемыми напряжениями  $\Pi$  двигателей, больше расчетной мощности вентиля преобразователя, состоящего из  $n$  отдельных трехфазных нулевых выпрямителей (без нулевого вентиля) в 1,67 раза. Однако количество управляемых вентилях в выпрямителе с трехфазной нулевой базовой схемой меньше в  $\frac{3n}{3+n}$  раз, а общее количество вентилях -- в  $\frac{3n}{3+2n}$  раз. Сокращение количества вентилях приводит к уменьшению габаритов и веса преобразовательного устройства, а также к удешевлению системы управления.

На рис. 2 приведены зависимости стоимости тиристоров и неуправляемых вентилях с различными номинальными токами от величины номинального напряжения вентиля, построенные на основании номенклатуры вентилях, выпускаемых заводом "Электровыпрямитель" (прейскурант 15-05). Из рис. 2, а,б видно, что

стоимость тиристоров определяется в основном номинальным напряжением (классом вентиля), а стоимость неуправляемых вентилях составляет 40–70% от стоимости тиристоров (при одинаковых номинальных значениях тока и напряжения). Таким образом, стоимость преобразовательного устройства определяется главным образом количеством управляемых вентилях и их классом.

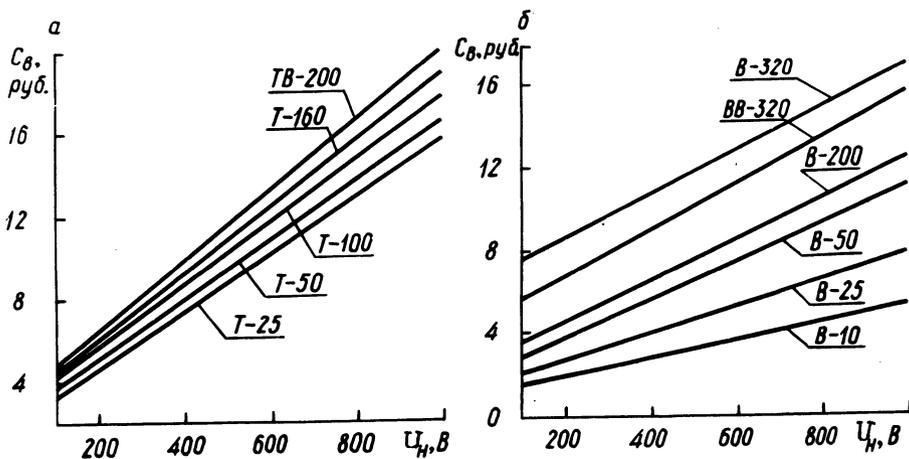


Рис. 2. Зависимости стоимости тиристоров (а) и неуправляемых вентилях от номинального напряжения вентиля (б).

В разработанных преобразователях могут использоваться вентиля более низкого класса, чем в блочных схемах, так как максимальное напряжение, прикладываемое к вентилям индивидуальных выходов (В4—В7 на рис. 1) равно амплитуде фазного напряжения питающей сети (в то время как в преобразователях, выполненных по блочной схеме, это напряжение равно амплитуде линейного напряжения сети).

Поскольку в выпрямителе с трехфазной нулевой базовой схемой используется меньшее количество вентилях более низкого класса, чем в  $n$  трехфазных нулевых выпрямителях, то и стоимость этих вентилях ниже, несмотря на большую установленную мощность. На рис. 3 приведены кривые изменения относительной стоимости силовых вентилях этого выпрямителя при различных величинах мощности индивидуальной нагрузки (1 кВт, 5 кВт, 10 кВт, 20 кВт) и системы управления и зависимости от числа нагрузок  $n$ . За базовые величины приняты стоимости

силовых вентилях и системы управления преобразователя, выполненного по блочной схеме. Относительная стоимость как силовых вентилях, так и системы управления преобразователя меньше единицы и уменьшается с увеличением количества нагрузок. Скачки на кривых, соответствующих мощностям индивидуальной нагрузки 10 и 20 кВт, объясняются увеличением числа параллельно включенных вентилях в базовом выпрямителе.

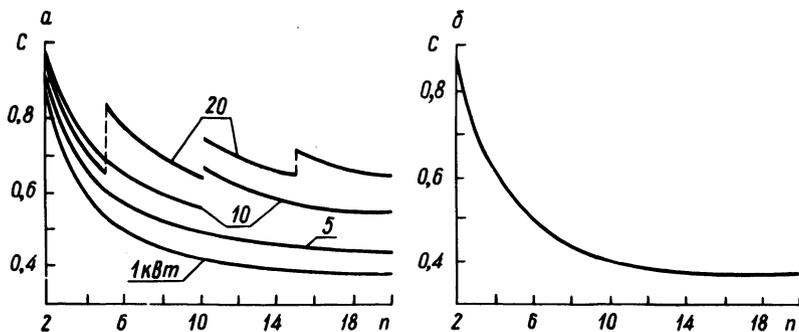


Рис. 3. Зависимость относительной стоимости силовых вентилях (а) и системы управления от количества нагрузок преобразователя (б).

На основании кривых, приведенных на рис. 3, можно сделать вывод, что рассмотренные преобразователи для многодвигательного электропривода выгодно применять вместо индивидуальных выпрямителей при любом количестве приводных двигателей ( $n \geq 2$ ) малой мощности.

#### Л и т е р а т у р а

1. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Романов В.В. Тирсторные выпрямители для многодвигательного электропривода. -- "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1972, №9.

В.К. Куцыло, А.С. Пекарчик, М.В. Балакирев

#### СХЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТИРСТОРАМИ СТАБИЛИЗАТОРА ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ

В статье рассматривается схема управления тирсторным ключом стабилизатора постоянного напряжения мощностью 0,9 кВт [1]. Напряжение питания 220 В, частота сети 50 Гц, выход-

ное напряжение  $60^{+0,3}_{-0,5}$  В. Стабилизатор выполнен двухступенчатым. Первая ступень стабилизации реализована по принципу широтно-импульсной модуляции. В качестве коммутирующего элемента использован ключ на базе двух параллельно-встречно соединенных тиристоров, расположенный между понижающим трансформатором и выпрямителем.

Схема формирования импульсов для управления тиристорами стабилизатора на базе насыщающегося трансформатора дана в [2,3]. Ее преимуществами являются простота схемного решения, стабильность амплитуды и длительности импульсов в сочетании с достаточно высокой надежностью схемы в работе.

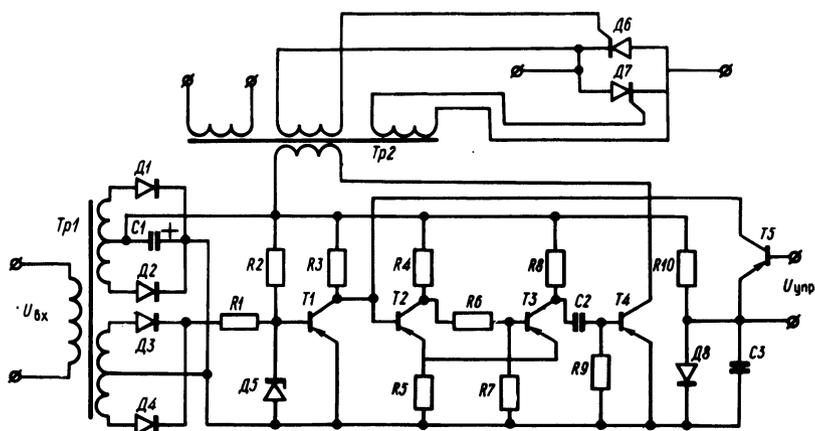


Рис. 1.

На рис. 1 приведена еще одна схема формирователя импульсов, основой которой является мультивибратор с разрядным триггером. Напряжение, которое снимается с одной из вторичных обмоток трансформатора  $Tr_1$ , через резистор  $R_1$  прикладывается к стабилитрону  $D_5$ . А трапециевидное напряжение с  $D_5$  управляет работой ключа, собранного на транзисторе  $T_1$ . При открытии  $T_1$  конденсатор  $C_3$  разряжается через переход эмиттер—коллектор транзистора схемы сравнения  $T_5$ . При закрытии  $T_1$  начинается заряд конденсатора  $C_3$  через резистор  $R_{10}$  от источника питания до тех пор, пока суммарное напряжение на конденсаторе  $C_3$  и  $U_{ЭК}$   $T_5$  не станет равным порогу срабатывания триггера Шмитта, собранного на транзисторах  $T_2, T_3$ . Триггер опрокидывается и на коллекторе  $T_3$  по-

явится импульс напряжения. Для уменьшения мощности усилителя в схему введена дифференцирующая цепочка С2, R9, применение которой позволило формировать импульсы напряжения длительностью порядка 5 мкс. С выхода усилителя мощности (транзистор Т4) импульсы напряжения через импульсный трансформатор (ИТ) Тр2 подаются на управляющие электроды тиристоров Д6, Д7. ИТ имеет дополнительную вторичную обмотку, которая закорачивается схемой электронной защиты при перегрузках и коротких замыканиях, и таким образом снижаются управляющие импульсы с тиристоров.

Обе схемы формирователей получили практическое применение.

### Л и т е р а т у р а

1. Куцыло В.К. Тиристорные стабилизаторы переменного и постоянного напряжения. -- В сб.: Современные задачи преобразовательной техники. Вып. 3. Киев, 1975. 2. Куцыло В.К. Стабилизированный источник напряжения. -- "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1967, № 12. 3. Куцыло В.К., Пекарчик А.С. Схема формирования импульсов для управления тиристорами стабилизатора. -- "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1975, № 12.

Л.С. Писарик

### К РАСЧЕТУ СТАТИЧЕСКОЙ ОШИБКИ СИСТЕМ СТАБИЛИЗАЦИИ МОЩНОСТИ ТЯГОВЫХ ДИЗЕЛЬ-ГЕНЕРАТОРОВ

Одним из критериев оценки тягового дизель-электрического привода является статическая точность стабилизации генераторной нагрузки дизельного двигателя при работе его на предельной характеристике. В статье излагается методика определения статической ошибки стабилизации мощности дизель-генератора с системой регулирования, применяемой на большегрузных автомобилях.

Блочно-функциональная схема САР тягового электропривода большегрузного автомобиля дана на рис. 1. Дизель (Д) приводит в движение тяговый генератор (Г) с возбудителем (В) и вспомогательный генератор (ГВ). От Г питаются тяговые двигатели ТД. Обмотка возбуждения возбудителя является наг-

рузкой магнитного усилителя МУ, получающего питание  $U_{МУ}$  от ГВ. Источником тока возбуждения  $i_B$  ГВ служит аккумуляторная батарея АБ. Управляющие обмотки МУ подключены: одна — к блоку формирования БФ задающего сигнала, вторая — к селективному узлу СУ. М.д.с. токов  $i_3$  и  $i_{cy}$  в МУ действуют встречно. На входы СУ подаются сигналы обратной связи по току  $I$  и напряжению  $U$  генератора Г.

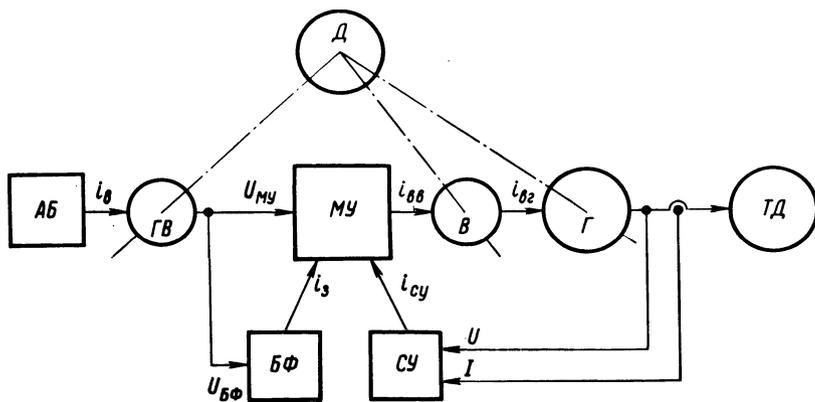


Рис. 1. Функциональная схема САР тягового электропривода большегрузного автомобиля:  $i_B, i_{BB}, i_{BG}$  — токи возбуждения генераторов ГВ, В, Г;  $i_3$  — ток задания;  $i_{cy}$  — ток выхода СУ.

Селективный узел является основой ряда систем регулирования, применяемых в тяговом электроприводе [1]. САР с СУ обеспечивает генератору линейную внешнюю характеристику ограничения мощности с отсечками по току и напряжению. Не соответствие линейной характеристики гиперболической характеристике постоянства мощности приводит к снижению скорости дизеля  $\omega$  и уменьшению развиваемой им мощности.

Внешняя характеристика генератора в системе на участке стабилизации мощности описывается выражением

$$U = kI + bi_3, \quad (1)$$

где  $k$  и  $b$  — постоянные коэффициенты.

Задающий ток  $i_3$  определяется БФ и является функцией  $\omega$

$$i_3 = i_{3H} \left( \frac{\omega}{\omega_H} \right)^\delta, \quad (2)$$

Если показатель  $\gamma$  -- целое число, то использование в расчете параболической зависимости (2) может привести к цели; при  $\gamma \neq \text{ц.ч.}$  кривую (2) следует аппроксимировать прямой, проходящей через ее точки с абсциссами  $\omega = \omega_{\text{н}}$  и  $\omega = 0,85 \omega_{\text{н}}$ , что дает

$$U = kI + b i_{\text{зн}} \left[ \frac{1}{0,15} (1 - 0,85^\gamma) \frac{\omega}{\omega_{\text{н}}} + \frac{1}{0,15} (0,85^\gamma - 1) + 1 \right]. \quad (3)$$

Первичная мощность генератора  $P_1$  определяется с учетом его к.п.д.  $\eta$

$$P_1 = \frac{UI}{\eta}. \quad (4)$$

В случае тягового синхронного генератора  $\eta$  отражает и потери в выпрямителе. Нахождение  $\min P_1$  представляет собой задачу минимизации функции двух переменных ( $I, \omega$ ) при ограничении, определяемом уравнением связи мощностей генератора и дизеля. Мощность дизеля  $P_{\text{диз}}$  выражается в функции  $\omega$  как

$$P_{\text{диз}} = p \omega^3 + q \omega^2 + r \omega, \quad (5)$$

где  $p, q, r$  -- коэффициенты квадратичного полинома, аппроксимирующего механическую характеристику дизельного двигателя, заданную обычно графически.

Значения переменных  $I$  и  $\omega$  в точке максимальной статической ошибки стабилизации мощности определяются следующим образом: из условия  $\frac{\partial P_1}{\partial I} = 0$  находим  $I = f(\omega)$  и, приравняв (4) и (5) (случай дизеля, имеющего только тяговую генераторную нагрузку), подставляем в это равенство полученное  $I = f(\omega)$ . Полученное уравнение с одним неизвестным  $\omega$  позволяет найти величину минимальной скорости дизеля в рассматриваемой системе и затем другие величины в экстремальной точке. Определим параметры точки минимальной мощности дизель-генератора 8ЧН 21/21-Г ПА-500, САР с СУ которого обеспечивает характеристики, определяемые следующими параметрами:  $k = -0,445 \text{ В/А}$ ;  $b i_{\text{зн}} = 1074 \text{ В}$ ;  $\gamma =$

$= 1,7$ . Коэффициенты  $p = -0,0785 \text{ Втс}^{-3}$ ,  $q = 7,06 \text{ Втс}^2$ ,  $r = 4350 \text{ Втс}$ ;  $\omega = 157 \text{ 1/с}$ . Коэффициенты граничных точек участка стабилизации мощности внешней характеристики генератора:  $U_{\text{макс}} = 800 \text{ В}$ ,  $I_{\text{мин}} = 620 \text{ А}$ ;  $I_{\text{макс}} = 1800 \text{ А}$ ,  $U_{\text{мин}} = 275 \text{ В}$ . К.п.д. генератора (среднее значение в режиме постоянной мощности)  $\eta = 0,9$ .

По (4) и (3) мощность генератора

$$P_1 = -0,494 I^2 + 1193 I \left(1,606 \frac{\omega}{157} - 0,606\right). \quad (6)$$

Из условия  $\frac{\partial P_1}{\partial I} = 0$  получим

$$I = 12,343 \omega - 731,2. \quad (7)$$

Подставляя (7) в (6) и приравнявая (5) и (6), получаем

$$0,0785 \omega^3 + 68,31 \omega^2 - 13\,279,8 \omega + 264\,508,1 = 0,$$

откуда  $\omega_{\text{мин}} = 143,75 \text{ рад/с}$ . Затем по (5)

$$P_{\text{диз.мин}} = 538000 \text{ Вт.}$$

Максимальная статическая ошибка стабилизации мощности в системе равна

$$\Delta = \frac{P_{\text{диз.ном}} - P_{\text{диз.мин}}}{P_{\text{диз.ном}}} 100 = \frac{552 - 538}{552} 100 = 2,54\%.$$

Изложенная методика в своей основе может быть применена и при других системах регулирования мощности тяговых дизель-генераторов.

#### Л и т е р а т у р а

1. Степанов А.Д. Автоматическое регулирование мощности в тепловозах и газотурбовозах. М., 1964.

## ПОСТРОЕНИЕ СИСТЕМ ТИРИСТОРНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА С ПРОСТЕЙШИМИ ЦИКЛОКОНВЕРТОРАМИ

В ряде промышленных установок (краны, подъемники, транспортеры и т.д.) необходимо иметь простой бесконтактный электропривод с регулируемой скоростью вращения при невысоких требованиях к диапазону и плавности регулирования. Использование многоскоростных асинхронных двигателей (АД) с тиристорными переключателями, кроме усложненного двигателя, приводит еще к необходимости иметь многовентильный тиристорный блок [1]. Не останавливаясь на недостатках приводов с параметрическим регулированием скорости АД, следует отметить, что в настоящее время начинают разрабатываться системы частотного регулирования с простейшими тиристорными преобразователями частоты, например с однополупериодными циклоконверторами [2, 3, 4]. Такие приводы при одинаковой в целом сложности тиристорных преобразователей имеют по сравнению с параметрическими системами более высокие энергетические и весо-габаритные показатели. При разработке таких систем следует иметь в виду ряд особенностей, связанных с использованием простейших преобразователей частоты — однополупериодных циклоконверторов с естественной коммутацией вентилей. Такие преобразователи могут питать АД напряжением как с частотой сети  $f_1$ , так и с пониженной [2], однако дискретность преобразователя накладывает ограничения на диапазон и на плавность регулирования частоты. Оказывается, что в однопульсных циклоконверторах с целью исключения субгармонических составляющих выходного напряжения и тока необходимо полупериод  $T_{\text{ВЫХ}}/2$  выходного напряжения пониженной частоты формировать из целого числа полупериодов  $T_1/2$  (полуволн или пауз) питающего напряжения. Это условие может быть выполнено на основе дискретных задающих генераторов в схеме управления циклоконвертором. В частности, для преобразователя [2] задающая частота  $f_{\text{ЗГ}}$  должна быть в шесть раз выше выходной.

В этом случае

$$\left. \begin{aligned} T_{\text{ВЫХ}} &= nT_1, \quad n = 1, 2, 3, \dots, k, \quad f_{\text{ВЫХ}} = \frac{f_1}{n}, \\ f_{\text{ЗГ}} &= 6f_{\text{ВЫХ}}, \quad f_{\text{ЗГ}} = \frac{6f_1}{n}. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Анализ (1) показывает, что задающий генератор должен представлять собой целочисленный делитель частоты с переменным коэффициентом деления  $n = 1, 2, 3, \dots k$ , на вход которого должен подаваться сигнал с частотой в 6 раз большей, чем частота питающей сети. Схема такого устройства состоит из импульсного умножителя частоты на основе трехфазного выпрямительного моста и дифференцирующих трансформаторов, включенных на вход этого моста и триггерного делителя частоты с переменным коэффициентом деления.

Экспериментальное исследование работы однополупериодных циклоконверторов в системе с АД показывает, что при переменном моменте нагрузки необходима замкнутая цепь частотного регулирования. Только в этом случае можно получить достаточные показатели жесткости механических характеристик и перегрузочной способности АД при регулировании частоты. Создание замкнутой системы частотного регулирования, в частности датчиков обратной связи, имеет свои особенности. Для системы "однополупериодный циклоконвертор — АД" характерен режим прерывистого тока, причем в бестоковые интервалы на зажимах статора АД наводится квазисинусоидальный сигнал, который многие авторы называют "э.д.с. вращения", связывая его появление с фактом вращения ротора. Исследования показали, что рассматриваемый сигнал хотя и наводится затухающим током ротора, но в силу электромагнитных свойств АД представляет собой не э.д.с. вращения, а э.д.с. взаимной индукции, т.е. наводится результирующим магнитным потоком АД. Как известно [3],

$$u_s(t) = R_s i_s(t) + L_{s\sigma} \frac{di_s(t)}{dt} + \frac{d\psi_m(t)}{dt}, \quad (2)$$

где  $u_s(t)$ ,  $i_s(t)$ ,  $\psi_m(t)$  — соответственно мгновенные значения напряжения, тока статора и потокосцепления взаимной индукции;  $R_s, L_{s\sigma}$  — активное сопротивление и индуктивность рассеяния фазы статора. Тогда для бестокового интервала  $i_s(t) = \text{const} = 0$ , и можно записать

$$u_s(t) = \frac{d\psi_m(t)}{dt}. \quad (3)$$

или

$$\psi_m(t) = \int u_s(t) dt + C. \quad (4)$$

Указанное в (3) явление положено в основу разработанного датчика потока. Датчик представляет собой активный фильтр э.д.с. взаимной индукции модуляционного типа, т.е., пропуская сигнал со статора в измерительную схему на бестоковом интервале, фильтр заполняет кривую э.д.с. на участке протекания тока в статоре по принципу запоминания предшествующего уровня. Полученная знакопеременная кривая весьма близка к синусоиде. После интегрирования указанный сигнал представляет собой по существу мгновенную кривую результирующего потока АД, которая может быть использована для реализации частотного управления по закону  $\Phi = \text{const}$ . В рассматриваемой системе управления АД можно получить выходные частоты  $f_{\text{вых}} = f_1, -\frac{1}{2}f_1, -\frac{1}{3}f_1, -\frac{1}{4}f_1 \dots -\frac{1}{15}f_1$  при кратности максимального момента  $\mu_k = 1,8$  и абсолютном скольжении при номинальных нагрузках  $\Delta n \leq \Delta n_H$ .

#### Л и т е р а т у р а

1. Васильев В.П., Савельев Г.П. Управление асинхронным многоскоростным короткозамкнутым двигателем судовой грузовой лебедки при помощи тиристорных коммутаторов. -- В сб.: Электромашиностроение и электрооборудование. Киев, 1972.
2. Беляев В.П., Сидоров В.Г., Фираго Б.И. Система управления трехфазно-трехфазным однополупериодным тиристорным циклоконвертором для реверсивного асинхронного электропривода. -- В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Вып. 2. Минск, 1975.
3. Фираго Б.И., Сидоров В.Г. Схема замещения асинхронного двигателя при несинусоидальном питающем напряжении. -- "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1976, № 3.
4. Matley W. Low-cost electronic speed controller for induction motors, - "Electronics and Power". March, 1975.

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

#### ИЗМЕРЕНИЕ МОМЕНТА НАГРУЗКИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

При построении инвариантных к возмущающему воздействию электроприводов постоянного и переменного тока, осуществляю-

ших регулирование скорости производственных механизмов в широком диапазоне (при значительных изменениях нагрузки), возникает необходимость измерения статического момента нагрузки электродвигателя как в статических, так и в динамических режимах. Такая же необходимость возникает при построении адаптивных систем управления металлорежущими станками и другими механизмами. Статический момент нагрузки получают как разность полного момента электродвигателя и динамического. Наибольшую трудность представляет измерение динамического момента. Для его измерения некоторое применение нашли электромагнитные датчики ускорения, представляющие собой синхронную микромашину с полным ротором и двумя обмотками на статоре.

Основные погрешности такого датчика следующие: зависимость выходной э.д.с. от угловой скорости и влияние переходных процессов, определяемых электромагнитной инерцией обмоток датчика, на качество измерения. Они возрастают при быстроизменяющемся ускорении. По этой причине практическое применение электромагнитных датчиков ограничено. Из-за сложности устройства не нашли широкого распространения акселерометры инерционного типа. Наиболее часто применяется метод, основанный на дифференцировании сигнала, пропорционального скорости двигателя и получаемого, например, с помощью тахогенератора.

Найдем зависимость между величиной измеренного  $M_{C.и.}$  и действительного  $M_C$  статического момента.

$$M_C = M - M_{дин} \quad (1)$$

где  $M$  — полный момент, развиваемый двигателем;  $M_{дин}$  — динамический момент.

При наличии идеального дифференцирующего устройства

$$M_{дин} = \theta_p \Omega, \quad (2)$$

где  $\theta$  — момент инерции электропривода;  $p$  — оператор Лапласа;  $\Omega$  — угловая скорость электродвигателя.

Тогда из (1) и (2) имеем

$$M_C = M - \theta p \Omega. \quad (3)$$

На выходе реального дифференцирующего устройства имеет место сигнал

$$M_{\text{дин}} = \frac{\theta p \Omega}{ap+1},$$

где  $a$  — постоянная времени дифференцирующего устройства.

Таким образом, измеренный статический момент будет

$$M_{\text{с.и}} = M - \frac{\theta p \Omega}{ap+1}. \quad (4)$$

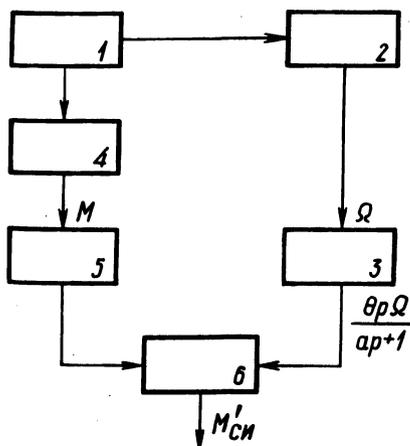


Рис. 1. Функциональная схема устройства измерения статического момента электродвигателя: 1 — электродвигатель; 2,4 — соответственно датчики угловой скорости и электромагнитного момента двигателя; 3,5 — соответственно дифференцирующее и инерционное звено; 6 — вычитатель.

Из (3) и (4) получим

$$M_{\text{с.и}} = M_{\text{с}} + \frac{\theta ap^2 \Omega}{ap+1}. \quad (5)$$

Таким образом, измеренное значение момента зависит от второй производной угловой скорости двигателя. Это приводит к большой погрешности в измерении и неблагоприятно сказывается на динамике электропривода.

Точность измерения момента можно повысить, если в канал измерения электромагнитного момента двигателя ввести инерционное звено (рис. 1). Тогда измеренное с помощью данного устройства значение статического момента будет

$$M'_{\text{с.и}} = \frac{M}{ap+1} - \frac{\theta p \Omega}{ap+1}, \quad (6)$$

или с учетом уравнения (3)

$$M'_{\text{с.и}} = \frac{M_{\text{с}} + \theta p \Omega}{ap+1} - \frac{\theta p \Omega}{ap+1} = \frac{M_{\text{с}}}{ap+1}. \quad (7)$$

Таким образом, как следует из уравнения (7), ошибка в измерении не зависит от второй производной угловой скорости электродвигателя.

Исследование предложенной схемы проведено с помощью моделирования электропривода постоянного тока с отрицательной обратной связью по скорости на МН-7. Статический момент прикладывался скачком. На рис. 2, а, б введены следующие обозначения:  $\beta$  — коэффициент усиления преобразователя;  $T_{\ominus}$  — электромагнитная постоянная времени двигателя;  $T_M$  — электромеханическая постоянная времени.

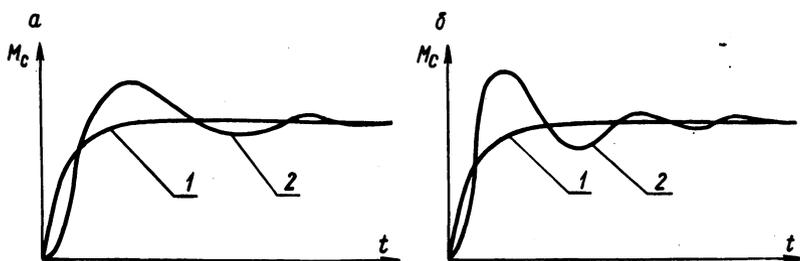


Рис. 2. Осциллограммы измеренного статического момента: 1 — при наличии инерционного звена; 2 — без инерционного звена в канале полного момента электродвигателя;  $T_M = 0,5$  с;  $T_{\ominus} = 0,1$  с;  $a = 0,05$  с,  $\beta = 10$  (а);  $\beta = 20$  (б).

Приведенная схема может применяться и для электроприводов с асинхронными двигателями. В этом случае датчик электромагнитного момента двигателя выполняется по одной из известных схем.

#### Л и т е р а т у р а

1. Ильин О.П., Шейна Г.П., Петренко Ю.Н. Метод исследования периодических режимов в регулируемом асинхронном электроприводе. — "Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук", 1970, № 4.

ВЛИЯНИЕ УПРУГИХ СВЯЗЕЙ НА МОМЕНТ  
ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ ПРИ СИНУСОИДАЛЬНОЙ НАГРУЗКЕ

Согласно [1] момент двигателя с учетом упругих связей между двигателем и механизмом описывается уравнением

$$\frac{T}{\omega^2} \frac{d^3 M_D}{dt^3} + \frac{i}{\omega^2} \frac{d^2 M_D}{dt^2} + T \frac{d M_D}{dt} + M_D = M_M, \quad (1)$$

где  $T$  — электромеханическая постоянная времени электропривода;

$\omega = \sqrt{\frac{c(\dot{J}_D + \dot{J}_M)}{J_D J_M}}$  — угловая частота собственных колебаний

двухмассовой системы,  $c$  — коэффициент жесткости соединительных элементов;

$i = \frac{\dot{J}_D + \dot{J}_M}{J_D}$  — момент инерции

двигателя и механизма в долях от момента инерции двигателя.

При синусоидальной нагрузке момент механизма можно представить в виде

$$M_M = M_O + M_A \sin \nu t, \quad (2)$$

где  $M_O$  — постоянная составляющая момента;  $M_A$  — амплитуда переменной составляющей момента;  $\nu$  — угловая частота колебаний момента механизма.

Решая (1) для установившегося режима с учетом (2), получим

$$M_D = M_O + \frac{M_A \dot{A}}{\sqrt{T^2 \nu^2 (\varphi^2 - 1)^2 + (i \varphi^2 - 1)^2}} \sin(\nu t - \psi), \quad (3)$$

где

$$\psi = \operatorname{arctg} \frac{T \nu (\varphi^2 - 1)}{i \varphi^2 - 1}.$$

Здесь  $\varphi$  — относительная частота колебаний момента,  $\varphi = \frac{\nu}{\omega}$ .

Зависимости амплитуды переменной составляющей момента двигателя в относительных единицах  $\mu_{дА} = \frac{M_{дА}}{M_A} =$

$= \frac{1}{\sqrt{T^2 \nu^2 (\varphi^2 - 1)^2 + (i \varphi^2 - 1)^2}}$  от квадрата относительной частоты представлены на рис. 1, а, б.

Как следует из (3), при абсолютно жестких связях  $\varphi = 0$  (так как  $\omega = \infty$ ), момент на валу двигателя

$$M_{д} = M_0 + \frac{M_A}{\sqrt{T^2 \nu^2 + 1}} \sin(\nu t - \psi). \quad (4)$$

Это уравнение полностью совпадает с уравнением момента двигателя при синусоидальной нагрузке без учета упругих связей [2].

Относительные частоты колебаний момента механизма  $\varphi_{\vartheta}$ , соответствующие экстремальным значениям амплитуды переменной составляющей двигателя, можно найти из условия

$$\frac{d\Phi}{d\varphi} = 4 T^2 \nu^2 (\varphi^2 - 1) + 4i \varphi (i \varphi^2 - 1) = 0,$$

где  $\Phi = T^2 \nu^2 (\varphi^2 - 1)^2 + (i \varphi^2 - 1)^2$  — подкоренное выражение в уравнении (3).

Отсюда находим

$$\varphi_{\vartheta}^2 = \frac{T^2 \nu^2 + i}{T^2 \nu^2 + i^2}. \quad (5)$$

Подставляя в (3) значение  $\varphi$  из (5), можно найти экстремум (максимум) амплитуды переменной составляющей момента двигателя

$$M_{\text{дАт}} = \frac{M_A \sqrt{T^2 \nu^2 + i^2}}{T \nu (i - 1)} \quad (6)$$

Так как  $i > 1$ , то, как видно из (5), максимум амплитуды момента двигателя наступает при  $\varphi < 1$ , т.е. относительная резонансная частота двухмассового электропривода  $\varphi$  меньше относительной частоты двухмассовой механической системы  $\varphi_3$  и уменьшается с увеличением параметра  $i$ . Как видно из (6) и рис. 1, а, б переменная составляющая момента двигателя при резонансе также уменьшается с увеличением  $i$ .

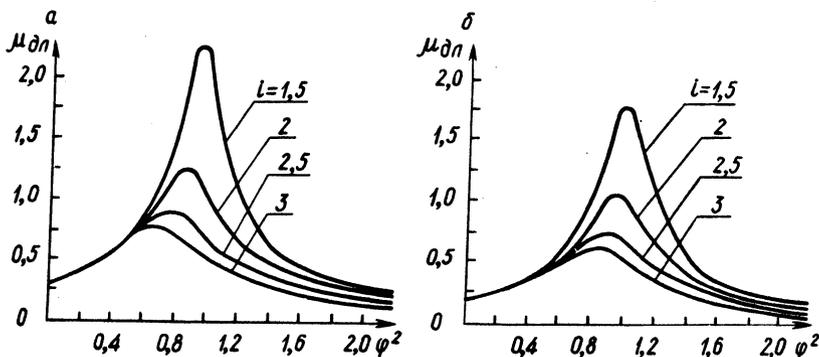


Рис. 1. Зависимость относительной амплитуды переменной составляющей момента двигателя от квадрата относительной частоты соответственно при  $T\nu = 3$  (а) и  $T\nu = 5$  (б).

Из (3) и (4) следует, что амплитуда переменной составляющей момента двигателя при упругих связях будет меньше, чем при абсолютно жестких, если

$$T^2 \nu^2 (\varphi^2 - 1)^2 + (i \varphi^2 - 1)^2 > T^2 \nu^2 + 1.$$

Отсюда с учетом (5) находим, что при относительных частотах

$$\varphi > \sqrt{\frac{2(T^2 \nu^2 + i)}{T^2 \nu^2 + i^2}} = \sqrt{2} \varphi_3$$

момент двигателя при упругих связях будет меньше, чем при абсолютно жестких, т.е. при относительных частотах, меньших резонансной, момент двигателя при упругих связях будет боль-

ше, чем при абсолютно жестких. Это подтверждают также и кривые на рис. 1, а, б.

### В ы в о д ы

Упругие связи в кинематике электропривода оказывают особенно сильное влияние на момент двигателя в сторону его увеличения по сравнению с абсолютно жесткими связями при частотах, близких к резонансной.

Для уменьшения момента двигателя при частотах, близких к резонансной, следует увеличивать относительный момент инерции  $i$  путем увеличения момента инерции механизма или путем выбора двигателя с меньшим моментом инерции. При этом относительная резонансная частота также уменьшается.

Как и в случае абсолютно жестких связей увеличение электромеханической постоянной времени электропривода  $T$  приводит к уменьшению переменной составляющей момента двигателя.

### Л и т е р а т у р а

1. Квартальнов Б.В. Динамика электроприводов с упругими связями. М., 1965. 2. Гейлер Л.Б. Основы электропривода. Минск, 1972.

П.В. Ползик

### СИНТЕЗ КВАЗИОПТИМАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДАМИ ПРИ ПРОИЗВОЛЬНОМ ЧИСЛЕ ОГРАНИЧЕНИЙ И ЗАДАННЫХ ДИНАМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЯХ

Рассмотрим некоторые методы синтеза системы оптимального управления электроприводом, обеспечивающим оптимальность технологического процесса, характерного для деревообработки, металлообработки и др. Здесь динамика процесса имеет решающее значение.

Система линейных уравнений, характеризующая движение электропривода и динамику выходных параметров технологического процесса, может быть приведена к виду

$$\dot{X} = AX + MX, \quad (1)$$

где  $A$  и  $M$  — матрицы прямоугольной формы постоянных коэффициентов;  $X$  — вектор фазовых координат системы.

Система управления должна обеспечить выполнение следующих требований; стабилизация или изменение параметров  $X$  по условиям технологического режима и ограничения на прямые показатели качества (время регулирования —  $t_p$ , пере-  
регулирование —  $\sigma$ , точность —  $\epsilon$  и др.), фазовые координаты и управляющие сигналы.

При использовании метода аналитического конструирования регуляторов основные требования к системе управления отражает квадратичный функционал [1]

$$J = X^T P X + \int_0^{t_K} [X^T B X + (R X)^T C (R X) + U^T C^{-1} U] dt, \quad (2)$$

где  $X^T P X$  — квадратичная форма фазовых координат в заданный момент времени;  $B$  — квадратная матрица весовых коэффициентов функционала;  $R$  — квадратная матрица коэффициентов оптимального управления;  $C$  — диагональная матрица, составленная из коэффициентов усиления преобразователей электропривода;  $t$  — индексы транспонирования.

Закон, минимизирующий функционал (2), который определяет структуру системы, имеет вид

$$U = - M^T C R X, \quad (3)$$

где  $R$  определяется из уравнения

$$\dot{R} + R A + A^T R = B, \quad (4)$$

Рассмотренные уравнения (1)—(4) необходимо дополнить соотношениями, которые при синтезе системы управления электроприводами обеспечили бы выполнение ограничений.

Таким образом, поиск коэффициентов  $B$  и  $C$  необходимо вести с учетом заданных прямых показателей качества и ограничений на фазовые координаты и управления.

Для решения задачи воспользуемся, предложенным в [3], методом выбора весовых коэффициентов. Начальные значения последних выбирают исходя из принципа равных вкладов

$$\beta_{11} \Delta X_1^2 = \beta_{22} \Delta X_2^2 = \dots = \beta_{ii} \Delta X_i^2.$$

Используя требования технологического режима, устанавливают допустимые отклонения фазовых координат  $\Delta X$  и рас-

смаатривают лишь диагональные коэффициенты  $\beta_{ii}$  полагая  $\beta_{ij} = 0$  при  $i \neq j$ . При этом условии значительно упрощается число искомых коэффициентов и согласно [2] матрица В остается достаточно полной для отражения в функционале (2) основных вкладов фазовых координат в качество управления.

Шаг варьирования  $\beta_{ii}$  и  $c_{ii}$  принимают равным (10--20)% от их начальных значений. Проводят нормирование варьируемых коэффициентов ( $\beta_{ii}$  и  $c_{ii}$ ) и обозначают их через  $z_1$

$$-1 \leq z_1 \leq 1 \quad (i = 1, 2, \dots, 2k).$$

Используя методы планирования эксперимента [4], составляется матрица

$$Z = \begin{vmatrix} z_1^I & z_2^I & \dots & z_1^I \\ z_1^{II} & z_2^{II} & \dots & z_1^{II} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ z_1^N & z_2^N & \dots & z_1^N \end{vmatrix} \quad (5)$$

для  $N$ -значений сочетаний параметров  $Z_1$ , при которых необходимо исследовать систему управления.

По формулам (3), (4) определяют управляющие воздействия на электроприводы для каждой из  $N$ -строк матрицы  $Z$ .

Для замкнутой системы (1), (3) определяем прямые показатели качества  $\Phi$ , значения фазовых координат  $X_{\max}$  или  $X_{\min}$ , на которые наложены ограничения.

Располагая значениями  $\Phi, U_{\max}, X_{\max} (X_{\min})$  для каждой строки матрицы  $Z$ , можно получить функциональную зависимость названных параметров от варьируемых коэффициентов  $Z_1$ . При синтезе для описания их взаимосвязи использовались полиномы второго порядка вида:

$$\Phi = d_0^\Phi + \sum_{l=1}^n d_l^\Phi z_1^l + \sum_{l \geq k} d_{lk}^\Phi z_1^l z_1^k;$$

$$U_{\max} = d_0^U + \sum_{l=1}^n d_l^U z_1^l + \sum_{l \geq k} d_{lk}^U z_1^l z_1^k;$$

$$X_{\max}(X_{\min}) = d_0^x + \sum_{l=1}^n d_l^x z_l + \sum_{l>k}^n d_{lk}^x z_l z_k.$$

Коэффициенты  $d_0, d_l, d_{lk}$  представляют собой частные производные разложения  $\Phi, U_{\max}, X_{\max}(X_{\min})$  ( $X_{\min}$ ) в ряд Тейлора и рассчитываются либо вручную, либо на ЭЦВМ по алгебраическим уравнениям, приведенным в [4].

Используя уравнения (5), можно определить значения весовых коэффициентов функционала и коэффициентов усиления преобразователей, при которых обеспечивается экстремум одного из показателей качества при ограничениях на все остальные показатели (время регулирования, ток электродвигателя, статическая точность и т.д.).

Таким образом, предлагаемые в работе методы выбора весовых коэффициентов функционала и коэффициентов усиления преобразователей, учитывающих ограничения прямых показателей качества, фазовых координат и управляющих воздействий при минимизации обобщенного критерия (2) позволяют эффективно использовать метод аналитического конструирования регуляторов при синтезе систем управления электроприводами в терминальных и нетерминальных случаях.

Рассматриваемые методы использовались для синтеза управления электроприводами в деревообработке, переработке пластмасс на экструзионных линиях.

## Л и т е р а т у р а

1. Красовский А.А. Системы автоматического управления полетом и их аналитическое конструирование. М., 1973. 2. Карапетян Р.М. О численном решении уравнений оптимальных коэффициентов и задачах аналитического конструирования регуляторов. — "Автоматика и телемеханика", 1972, № 12. 3. Кузьмицкий И.Ф., Ползик П.В. К выбору весовых коэффициентов функционала при аналитическом конструировании регуляторов. — "Автоматика и телемеханика", 1973, № 11. 4. Нахимов В.В., Чернова Н.А. Статистические методы планирования эксперимента. М., 1975.

## АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ УСТАНОВИВШИХСЯ ПРОЦЕССОВ В ДЕЛИТЕЛЕ ЧАСТОТЫ В ТРИ РАЗА

Статические ферромагнитные делители частоты в три раза находят широкое применение в новых установках автоматики и телеуправления [1]. Однако расчет субгармонических колебаний, возникающих в делителях частоты в три раза, представляет собой довольно сложную задачу [2,3].

В данной работе предлагается инженерная методика аналитического расчета установившихся процессов в однофазном делителе частоты в три раза в нагрузочном режиме. Схема этого делителя частоты приведена на рис. 1. Все расчеты будем вести в относительных единицах [4]. Зависимость тока нелинейной индуктивности от потокосцепления аппроксимируем некоторой функцией, например гиперболическим синусом

$$i = \operatorname{sh} \Psi. \quad (1)$$

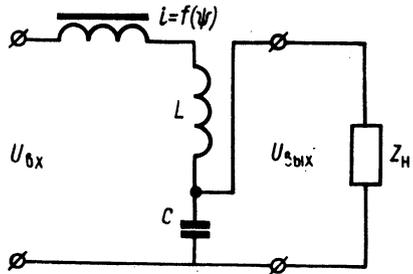


Рис. 1. Схема однофазного делителя частоты в три раза.

Пренебрегая высшими гармониками, запишем закон изменения потокосцепления в виде

$$\Psi = \Psi_1 + \Psi_3, \quad (2)$$

где  $\Psi_1 = \Psi_{1m} \cos(\tau + \alpha_1)$  — потокосцепление третьей субгармоники;  $\Psi_3 = \Psi_{3m} \cos(3\tau + \alpha_3)$  — потокосцепление основной частоты.

Согласно [5] точность, достаточная для инженерных расчетов, достигается в том случае, когда  $\Psi_3$  не превышает 10% от субгармоники потокосцепления. В тех же случаях, когда эта величина больше 10%, следует воспользоваться итерационным методом [6].

Подставим (2) в (1) и разложим полученное выражение в ряд Тейлора по малому параметру  $\psi_3$ . Ограничиваясь линейным приближением, получим

$$i = \text{sh } \psi_1 + \psi_3 \text{ ch } \psi_1. \quad (3)$$

Разложим  $\text{sh } \psi_1$  и  $\text{ch } \psi_1$  в ряд Фурье

$$\left. \begin{aligned} \text{sh } \psi_1 &= \sum_{k=1,3,\dots}^{\infty} A_{km} \cos(k\tau + \varphi_k); \\ \text{ch } \psi_1 &= D_0 + 2 \sum_{k=2,4,\dots}^{\infty} D_{km} \cos(k\tau + \theta_k). \end{aligned} \right\} (4)$$

Подставим (4) в (3) и, выделив третью субгармонику и первую гармонику тока, получим (индекс  $m$  для простоты записи опускаем)

$$\dot{i}_1 = \dot{A}_1 + \dot{\psi}_3 \dot{D}_2^* + \dot{\psi}_3^* \dot{D}_4; \quad (5)$$

$$\dot{i}_3 = \dot{A}_3 + \dot{\psi}_3 \dot{D}_0 + \dot{\psi}_3^* \dot{D}_6. \quad (6)$$

Пренебрегаем в (5) и (6) произведениями, содержащими  $\dot{\psi}_3^*$ , из-за их малости.

Для третьей субгармоники можно записать

$$\dot{i}_1 = -j\dot{\psi}_1 Y_1, \quad (7)$$

где  $Y_1$  — проводимость линейной части схемы для третьей субгармоники со стороны нелинейного элемента при коротком замыкании первичных зажимов.

Подставив (7) в (5) получим

$$-j\dot{\psi}_1 Y_1 = \dot{A}_1 + \dot{\psi}_3 \dot{D}_2^*,$$

откуда

$$\dot{\psi}_3 = -\frac{1}{\dot{D}_2^*} (\dot{A}_1 + j\dot{\psi}_1 Y_1). \quad (8)$$

Подставив (8) в (6), получим величину тока основной частоты, протекающего через нелинейный элемент

$$\dot{i}_3 = \dot{A}_3 - \frac{D_0}{D_2^*} (\dot{A}_1 + j\dot{\psi}_1 Y_1). \quad (9)$$

Напряжение на входе схемы для основной частоты с учетом (8) и (9) можно записать в виде

$$\begin{aligned} \dot{U}_{3\text{вх}} = j3\dot{\psi}_3 + Z_3 \dot{i}_3 = \frac{1}{D_2^*} (3\dot{\psi}_1 Y_1 - j3\dot{A}_1 + \\ + Z_3 \dot{A}_3 D_2^* - Z_3 \dot{A}_1 D_0 - jZ_3 Y_1 D_0 \dot{\psi}_1), \end{aligned} \quad (10)$$

где

$$Z_3 = j3L + \frac{Z_{\text{ЭН}} \left( -j \frac{1}{3C} \right)}{Z_{\text{ЭН}} - j \frac{1}{3C}}.$$

Напряжение на нагрузке для третьей субгармоники с учетом (7) можно записать

$$\dot{U}_{1\text{вых}} = \dot{i}_1 Z_1 = -j\dot{\psi}_1 Y_1 Z_1, \quad (11)$$

где

$$Z_1 = \frac{Z_{1\text{н}} \left( -j \frac{1}{C} \right)}{Z_{1\text{н}} - j \frac{1}{C}}.$$

Таким образом, задаваясь величиной  $\dot{\psi}_1$ , по формулам (10) и (11) находим напряжение на входе схемы и на нагрузке. Это позволяет построить зависимость выходного напряжения с частотой  $16 \frac{2}{3}$  Гц от входного напряжения с частотой 50 Гц  $U_{1\text{вых}} = f(U_{3\text{вх}})$  для данного делителя частоты в три раза.

По предлагаемой методике был просчитан ряд режимов работы однофазного делителя частоты в три раза. Расхождение результатов расчета с экспериментальными данными не превышало 10--15%.

## Л и т е р а т у р а

1. Бамдас А.М., Шапиро С.В., Давыдова Л.Н. Ферромагнитные делители частоты. М., 1967. 2. Бессонов Л.А. Нелинейные электрические цепи. М., 1964. 3. Хаяси Т. Нелинейные колебания в физических системах. М., 1968. 4. Бамдас А.М., Кулинич В.А., Шапиро С.В. Статические ферромагнитные преобразователи частоты и числа фаз. М., 1961. 5. Либкинд М.С. Высшие гармоники, генерируемые трансформаторами. М., 1962. 6. Vladyko W.M., Moshar W.I. Die iterative Methode bei der harmonischen Analyse in Ferroresonanzkreisen.-- XX. Intern. Wiss. Koll. TH Pfenau 1975, Heft 2.

Л.И. Сончик, В.Ф. Мехедко, П.С. Гладышевский

### ТРАНСФОРМАТОР-ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ЧАСТОТЫ С ВИТЫМ ПРОСТРАНСТВЕННЫМ МАГНИТОПРОВОДОМ

Трансформатор с витым пространственным магнитопроводом (рис. 1) состоит из трех одинаковых  $O$ -образных элементов, называемых рамами. Рамы магнитопровода изготавливаются витым способом из ленты холоднокатанной стали различного сечения. Отдельные рамы стыкуются плоскостями боковых сторон, называемых полустержнями, а верхние и нижние части рам образуют равносторонний треугольник.

Особенностью работы подобных трансформаторов [1] является наличие в магнитном потоке полустержней третьей гармоники. Эта особенность позволяет, кроме использования трансформатора по прямому назначению, получать на выходе энергию с частотой 150 Гц. Для использования трансформатора в качестве источника энергии повышенной частоты первичные обмотки наматываются на полустержни, а вторичные — на ярма.

Из [2,3] вытекает, что внешняя характеристика ферромагнитных умножителей частоты мягкая, а для получения более жесткой характеристики применяется емкостная компенсация.

Проведены исследования влияния поперечной и продольной емкостной компенсации на величину коэффициента мощности и коэффициента полезного действия при изменении нагрузки обмотки повышенной частоты.

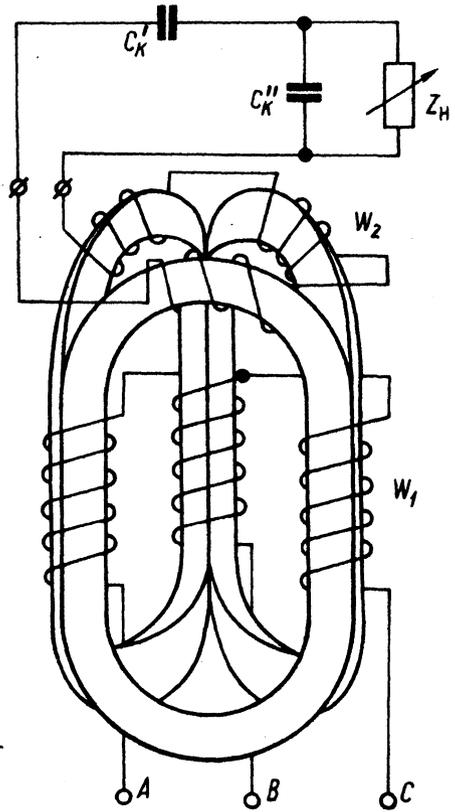


Рис. 1. Схема трансформатора-преобразователя частоты.

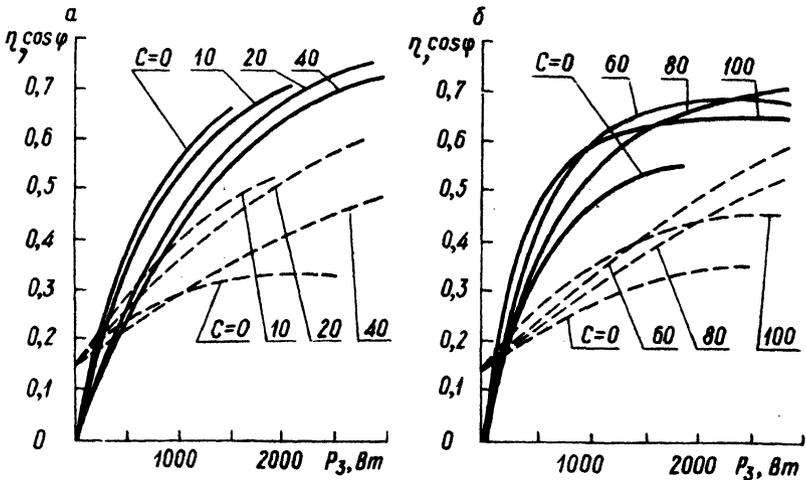


Рис. 2. Зависимость коэффициента мощности и коэффициента полезного действия при продольной (а) и поперечной (б) емкостной компенсации.

Результаты исследований приведены на рис. 2. Сплошными линиями (рис. 2, а, б) представлена зависимость коэффициента полезного действия, а пунктирными — зависимость коэффициента мощности нагрузки от мощности по утроенной частоте без емкостной компенсации ( $C=0$ ) и при различной величине емкости продольной компенсации. Аналогично представлены зависимости коэффициента полезного действия и коэффициента мощности от мощности по утроенной частоте без емкостной компенсации ( $C=0$ ) и при различной величине емкости поперечной компенсации (рис. 2, б).

Как видно из рис. 2, а, б схема обладает высокими энергетическими показателями.

### Л и т е р а т у р а

1. Мазуренко А.А. и др. Магнитный режим трехфазного трансформатора с витым пространственным магнитопроводом.— "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1973, № 3. 2. Рожанский Л.Л. Статические электромагнитные преобразователи частоты. М.—Л., 1959. 3. Бамдас А.М., Кулинич В.А., Шапиро С.В. Статические электромагнитные преобразователи частоты и числа фаз. М.—Л., 1961.

Г.Э. Кучинский

### АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВИХРЕТОКОВОГО АВТОГЕНЕРАТОРА НА УСЛОВИЯ ВОЗНИКНОВЕНИЯ И УСТОЙЧИВОСТЬ КОЛЕБАНИЙ

В основу частотных методов измерения положено использование различных автогенераторных схем, частота колебаний которых определяется измеряемой величиной. Высокие быстродействие и чувствительность, простота преобразования физических параметров в унифицированный сигнал обеспечили внедрение частотных методов в различных устройствах автоматики, применяемых в энергетике [1].

В данной статье рассматриваются некоторые вопросы работы вихретокового автогенератора. Колебательный контур последнего выполнен на ферритовом сердечнике, в зазор которого входит пластина из немагнитного материала (рис. 1).

Физическая сторона возникновения колебаний в автогенераторе, а также назначение каждого элемента рассмотрены в

[2]. Выясним влияние параметров автогенератора на условия возникновения и устойчивость колебаний.

Для упрощения выкладок применим допущения, принятые в [3]. Представим автогенератор в виде линейного звена, замкнутого цепью положительной обратной связи, представляющей собой нелинейное звено, которое включает в себя транзистор. Учитывая результаты, полученные в [4], а также используя принятые там обозначения, для учета вихревых токов, наводимых в пластине, представим последнюю в виде короткозамкнутой катушки, индуктивно связанной с катушкой  $L_K$  (рис.2).

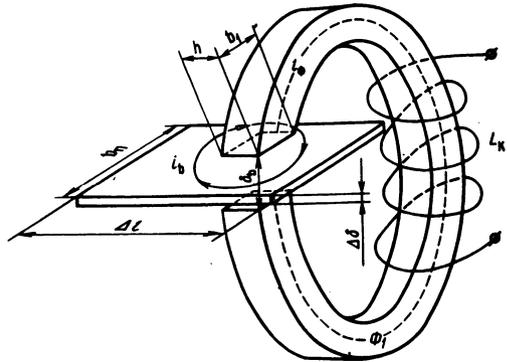


Рис. 1. Чувствительный элемент автогенератора с пластиной в зазоре сердечника.

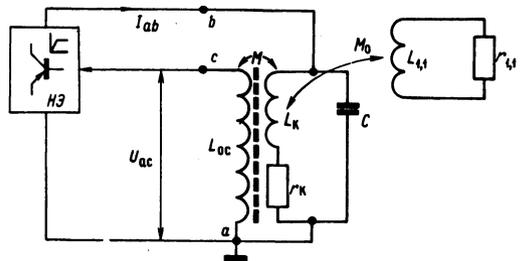


Рис. 2. Функциональная схема вихрекового автогенератора.

Для практических расчетов подобное представление системы короткозамкнутых катушек одной катушкой вполне оправдано, так как для гармоники порядка  $n = m = 3$  коэффициент  $K_{3,3} = 0,0081$  ( $K_{1,1} \approx 0,66$ ) и учет данной гармоники лишь усложнит исследование. Для анализа автогенератора применим метод гармонического баланса [5]. Определим передаточную функцию линейной части системы (рис. 2)

$$W_{\text{л}}(p) = \frac{U_{\text{ac}}(p)}{I_{\text{ab}}(p)} = \frac{U_{\text{ac}}(p) \cdot Z_{\text{аб}}(p)}{U_{\text{аб}}(p)} =$$

$$= Z_{ab}(p) \cdot K(p), \quad (1)$$

где  $K(p)$  -- коэффициент передачи от коллекторных зажимов к базовым

$$K(p) = \frac{pM}{pL_k + r_k + Z_{вн}(p)} ;$$

$$Z_{ab}(p) = \frac{[pL_k + r_k + Z_{вн}(p)] \frac{1}{pC}}{pL_k + r_k + \frac{1}{pC} + Z_{вн}(p)}, \quad (2)$$

где  $Z_{вн}(p) = \frac{p^2 M_o^2}{pL_{1,1} + r_{1,1}}$  -- сопротивление, вносимое из контура вихревых токов в колебательный контур.

Подставив значение  $Z_{вн}(p)$  в выражения для  $K(p)$  и  $Z_{ab}(p)$  с учетом (1), получим передаточную функцию линейной части системы

$$W_{л}(p) = \frac{pM(pT\tau + 1)}{p^3(1-K^2)T^3\tau + p^2T^2(1+2T\tau\alpha)} \dots \rightarrow$$

$$\rightarrow \dots \frac{\dots}{+ pT(\tau + T2\alpha) + 1}, \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{r_k}{2L_k} ; \quad \frac{1}{L_k C} = \frac{1}{T^2} ; \quad \frac{L_{1,1}}{r_{1,1}} = T_{1,1};$$

$$\frac{T_{1,1}}{T} = \tau \quad \text{и} \quad K^2 = \frac{M_o^2}{L_k L_{1,1}} = K_{1,1}$$

Органические амплитуды колебаний происходят за счет смещения рабочей точки в область малой крутизны. Исходя из этого зависимость коллекторного тока от напряжения на переходе база—эмиттер можно представить нелинейной функцией типа насыщения. Коэффициент усиления нелинейного элемента представим гармонически линейризованным выражением

$$K_H = q(a) + \frac{q'(a)}{\omega} p, \quad (4)$$

где коэффициенты гармонической линейризации для характеристики с насыщением имеют значения [5]

$$\left. \begin{aligned} q(a) &= K_H && \text{при } a \leq b \\ q(a) &= \frac{2K_H}{\pi} \left( \arcsin \frac{b}{a} + \frac{b}{a} \sqrt{1 - \frac{b^2}{a^2}} \right) \\ q'(a) &= 0 && \text{при } a \geq b \end{aligned} \right\} (5)$$

Линейризованное уравнение  $\Phi(p)$  замкнутой нелинейной системы с учетом (5) и (3) запишется следующим образом:

$$\Phi(p) = \frac{W_n(p)}{1 - W_n(p)W_{oc}(p)} = \frac{pM}{(1 - K^2)p^3 T^3 \tau + \dots} \rightarrow$$

$$\rightarrow \dots \frac{\dots}{+ p^2 [T^2 (1 + 2T\tau\alpha) - q(a)MT\tau] + p [T(\tau + 2T\alpha) - q(a)M] + 1}, \quad (6)$$

где  $W_{oc}(p) = q(a)$ .

Выражению (6) соответствует характеристическое уравнение

$$(1 - K^2)p^3 T^3 \tau + p^2 [T^2 (1 + 2T\tau\alpha) - q(a)MT\tau] + p [T(\tau + 2T\alpha) - q(a)M] + 1 = 0. \quad (7)$$

Для отыскания параметров периодического решения  $U_{б.э} = A \sin \Omega t$  подставим в уравнение (7)  $p = j\omega$ . Приравняв к нулю вещественную и мнимую части полученного уравнения, а также с учетом  $\tau \gg 1$  (после незначительных преобразований), получим выражения для частоты и амплитуды периодического решения

$$\omega = \frac{1}{T} \sqrt{\frac{\tau^2 - 1}{\tau^2(1 - K^2)} + \frac{1}{\tau^2 - 1}}; \quad (8)$$

$$q(a) = \frac{T(\tau + 2T\alpha) - \omega^2(1 - K^2)T^3\tau}{M}. \quad (9)$$

Подставив (8) в (9) с учетом (5), получим уравнение, связывающее амплитуду периодического решения параметрами системы

$$\begin{aligned} q(a) &= \frac{2K_H}{\pi} \left( \arcsin \frac{b}{a} + \frac{b}{a} \sqrt{1 - \frac{b^2}{a^2}} \right) = \\ &= \frac{2T^2\alpha}{M} + \frac{T}{M\tau} - \frac{T\tau(1 - K^2)}{M(\tau^2 - 1)}. \end{aligned} \quad (10)$$

Исследуем периодическое решение на устойчивость. Воспользуемся приближенным критерием, представляющим собой аналитическую интерпретацию критерия устойчивости Михайлова [5]. Для этого возьмем частные производные по  $a$  и  $\omega$  от вещественной и мнимой частей уравнения (7) и подставим их в выражение критерия. Получим соотношение

$$\begin{aligned} & \frac{\partial q(A)}{\partial A} \left[ -3\Omega^2(1 - K^2)T^3\tau^2 + T\tau(\tau + 2T\alpha) - \right. \\ & \left. - M\tau q(A) \right] - \frac{\partial q(A)}{\partial A} \left[ 2T(1 + 2T\tau\alpha) - 2M\tau q(A) \right] > 0. \end{aligned} \quad (11)$$

Так как ограничение колебаний происходит за счет работы на участках с малой крутизной, где  $A > b$  то  $-\frac{\partial q(A)}{\partial A} < 0$ . С учетом сказанного, а также выражений (8) и (10), соотношение (11) можно представить следующим образом:

$$\tau^2 (\tau^2 - 2K^2) > 0 \quad (12)$$

или

$$\tau^2 > 2K_{1,1} \quad (13)$$

Таким образом, при выполнении соотношения (13) автоколебания с частотой и амплитудой, определяемыми соответственно выражениями (8) и (10), будут устойчивыми. Выражение (10) является трансцендентным, поэтому его решение удобнее производить графически.

#### Л и т е р а т у р а

1. Новицкий П.Н., Кнорринг В.Г., Тутников В.А. Шифровые приборы с частотными датчиками. М., 1970. 2. Конторович М.И. Нелинейные колебания в радиотехнике. М., 1973. 3. Степаненко И.П. Основы теории транзисторов и транзисторных схем. М., 1974. 4. Борзов М.И. Индуктивные преобразователи угла в код. М., 1970. 5. Попов Е.П. Прикладная теория процессов управления в нелинейных системах. М., 1973.

Н.Л. Барташевич

#### О РАСЧЕТЕ ПЕРИОДИЧЕСКОГО РЕЖИМА В СХЕМЕ ФЕРРОРЕЗОНАНСНОГО СТАБИЛИЗАТОРА НАПРЯЖЕНИЯ

При расчете периодического режима в нелинейных электрических цепях методом численного интегрирования для уменьшения объема вычислений желательно задаться определенными начальными условиями установившегося режима [1,2]. Для уменьшения объема вычислений возникает задача приближенного определения начальных условий установившегося режима.

В данной работе рассматривается определение начальных условий установившегося режима методом первой гармоники на

примере схемы феррорезонансного стабилизатора напряжения (рис. 1), имеющего следующие параметры:  $L = 0,22 \text{ Г}$ ,  $R = 6,85 \text{ Ом}$ ,  $C = 46,5 \text{ мкФ}$ ,  $C_1 = 500 \text{ мкФ}$ ,  $r_H = 100 \text{ Ом}$ .

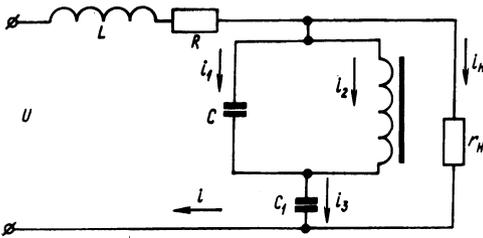


Рис. 1. Принципиальная схема стабилизатора.\*

Порядок расчета следующий.

1. Считаем, что магнитный поток в нелинейном элементе изменяется по закону синуса с частотой питающего напряжения. Произвольно задаемся амплитудой потока

$$\psi_2 = \psi_m \sin \omega t = 0,84 \sin \omega t.$$

2. Аппроксимируем вебер-амперную характеристику нелинейного элемента выражением гиперболического синуса

$$i_2 = 0,0366 \operatorname{sh} 6,75 \psi_2.$$

3. Определяем первую гармонику тока в нелинейном элементе

$$i_{21} = 2\alpha \Gamma(\beta \psi_m) = 3,29 \sin \omega t,$$

где  $\Gamma(\beta \psi_m)$  — модифицированная функция Бесселя 1-го порядка.

4. Находим напряжение на нелинейном элементе

$$U_C = \frac{d\psi_2}{dt} = 264 \cos \omega t.$$

5. Определяем токи и напряжения в линейной части схемы

$$\begin{aligned} \dot{i}_1 &= \dot{U}_C j\omega C = 3,85; & \dot{i} &= \frac{\dot{U}_H}{r_H} = 2,676 e^{j90^\circ}; \\ \dot{i}_3 &= \dot{i}_1 + \dot{i}_{21} = -0,56; & \dot{i} &= \dot{i}_3 + \dot{i}_H = 2,73 e^{-j78^\circ 13'}; \\ \dot{U}_{C1} &= \frac{\dot{U}_3}{j\omega C_1} = 3,57 e^{j90^\circ}; & \dot{U}_{rL} &= \dot{i}(r + j\omega L) = -188 e^{j6^\circ 7'}. \end{aligned}$$

$$\dot{U}_H = \dot{U}_C + \dot{U}_{C1} = 267,57 e^{j90^\circ};$$

6. Подсчитываем напряжение на входе цепи

$$\dot{U} = \dot{U}_H + \dot{U}_{rL} = 310 e^{j127^\circ 10'}$$

Задавая произвольным значением  $\omega t$ , находим совокупность начальных условий установившегося режима. Положим, что  $\omega t = -97^\circ 10'$ , что соответствует начальной фазе включения питающего напряжения  $\alpha = 30^\circ$ . Вычисляем значения переменных на реактивных элементах:

$$\begin{aligned} \psi &= 0,0428 \text{ Вб}; & U_{C1} &= -0,44 \text{ В}; \\ U_C &= -33 \text{ В}; & \psi_2 &= -0,833 \text{ Вб}. \end{aligned}$$

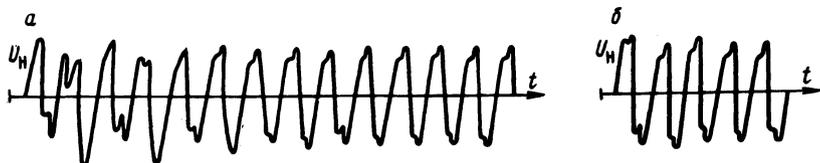


Рис. 2. Осциллограммы напряжения на нагрузке стабилизатора при нулевых (а) и ненулевых начальных условиях (б).

Произведем расчет переходного процесса в феррорезонансном стабилизаторе напряжения на АВМ. На рис. 2 приведены осциллограммы напряжения на нагрузке стабилизатора, включенного при нулевых начальных условиях (рис.2,а) и при начальных условиях, подсчитанных по методу первой гармоники, (рис.2,б), из которых видно, что включение на заданные начальные условия существенно уменьшает практическую длительность переходного процесса.

#### Л и т е р а т у р а

1. Синицкий Л.А., Шумков Ю.Н. О поиске периодических режимов в нелинейных цепях численными методами. — В сб.: Теоретическая электротехника. Вып. 9. Львов, 1970.
2. Никифоров В.Ф. Трансформатор — триггер как элемент вторичных источников питания. Автореф. канд. дис. М., 1975.

А.А. Гончар, О.П. Королев,  
М.М. Олешкевич, В.М. Прима

## К ВОПРОСУ НОРМИРОВАНИЯ ПОТРЕБЛЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ НА НЕФТЕБАЗАХ И АВТОЗАПРАВОЧНЫХ СТАНЦИЯХ

Основными технологическими операциями, выполняемыми на нефтебазах и автозаправочных станциях (АЗС), являются прием и отпуск светлых и темных нефтепродуктов.

В соответствии с технологическими процессами приема и отпуска нефтепродуктов на нефтебазах и АЗС имеются следующие насосные станции: по приему светлых нефтепродуктов; по приему масел; по отпуску светлых нефтепродуктов; по отпуску масел.

Полезную составляющую расхода энергии при перекачке жидкостей насосами определяют по известной формуле [1]

$$W = \frac{\gamma V H}{3,6 \cdot 10^6}, \quad (1)$$

где  $V$  — объем подаваемой среды;  $\text{м}^3$ ;  $\gamma$  — удельный вес среды,  $\text{Н/м}^3$ ;  $H$  — напор, создаваемый насосом,  $\text{м}$ .

Напор  $H$  в свою очередь является величиной, зависящей от многих факторов (высоты подъема, потерь давления по длине трубопровода, потерь давления на местных сопротивлениях, скорости движения и т.д.).

Определенная таким образом необходимая мощность электродвигателя и нормообразующие элементы, полученные на основе паспортных данных электрооборудования, коэффициентов его загрузки и использования, позволяют установить удельные расходы энергии на единицу продукции

$$\mathcal{E} = \frac{P}{c} + g, \quad (2)$$

где  $P$  — потребляемая мощность электродвигателя;  $\text{кВт}$ ;  $c$  — производительность насоса,  $\text{т/ч}$ ;  $g$  — дополнительные затраты электроэнергии,  $\text{кВт}\cdot\text{ч/т}$  (потери в сетях, затраты на освещение, отопление и т.п.).

Однако выполнение таких расчетов требует больших затрат времени, а полученные результаты не всегда являются достоверными. Практически невозможно учесть все факторы, влияющие на величину напора  $H$ , ввиду отсутствия на существующих

нефтебазах и АЭС достоверной проектной документации и наличия скрытой прокладки трубопровода. Прделанные расчеты удельных норм расхода электроэнергии для отдельных агрегатов отличались в  $1,5 \div 2$  раза от экспериментальных замеров. Поэтому расчетный метод установления норм потребления электрической энергии на нефтебазах и АЭС вряд ли можно считать приемлемым. Его можно использовать для получения приближенных результатов.

Наиболее достоверным способом установления норм энергопотребления на нефтебазах и АЭС является опытно-статистический метод. По этому методу удельные нормы энергопотребления определяются на основании контрольных замеров, а затем корректируются с учетом статистических данных за предшествующие периоды.

Опытный метод заключается в определении количества полезного расхода и потерь электрической энергии на основе данных замеров, полученных путем постановки опыта непосредственно в производственных условиях.

При таком методе норма расхода получается путем определения каждого нормообразующего элемента и их суммирования

$$\Theta = \Theta_1 + \Theta_2 + \Theta_3 + \Theta_4 + \Theta_5 = \sum_{i=1}^5 \Theta_i, \quad (3)$$

где  $\Theta_1$  -- удельный расход электрической энергии на реализацию 1 т нефтепродуктов, кВт·ч/т;  $\Theta_2$  -- то же, на освещение, кВт·ч/т;  $\Theta_3$  -- то же, на отопление, кВт·ч/т;  $\Theta_4$  -- то же, вспомогательное оборудование, кВт·ч/т;  $\Theta_5$  -- потери энергии в электрических сетях, кВт·ч/т.

Удельные нормы, установленные опытным путем, незначительно отличались от статистических данных и корректировались с учетом достижений передовых нефтебаз и АЭС.

#### Л и т е р а т у р а

1. Гофман И.В. Нормирование потребления электроэнергии. М.,--Л., 1966.
2. Основные положения по нормированию расхода топлива, электрической и тепловой энергии. М., 1966.

А.Н. Герасимович, В.Н. Мазуркевич, Н.Н. Бобко  
 ИССЛЕДОВАНИЕ ФЕРРОМАГНИТНЫХ НАГРЕВАТЕЛЕЙ-СПУТНИКОВ ДЛЯ ТРУБОПРОВОДНОГО ТРАНСПОРТА

В настоящее время для транспортирования к электрическим станциям и котельным жидкого топлива (мазута и др.) широко применяются теплоизолированные трубопроводы. Обогрев таких трубопроводов осуществляется паровыми, жидкостными или электрическими спутниками. Из известных видов электрических нагревателей более перспективными и электробезопасными являются ферромагнитные нагреватели-спутники, выполненные по коаксиальной схеме (рис. 1, а, б) [1]. Однако внедрение их в практику сдерживается отсутствием теоретических и экспериментальных исследований.

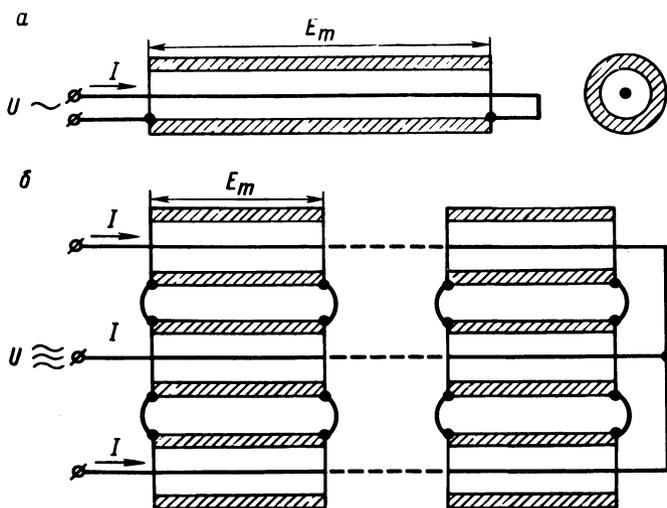


Рис. 1. Принципиальные электрические схемы ферромагнитных нагревателей.

При проектировании систем электроподгрева трубопроводов с ферромагнитными нагревателями необходимо знать их электрические характеристики, определение которых является сложной инженерной задачей. Основная трудность ее решения обусловлена тем, что электромагнитные процессы, протекающие в ферромагнитной среде, описываются нелинейными уравнениями Максвелла. Их решение приближенными полуэмпирическими методами требует тщательной экспериментальной проверки. Более строгое решение этих уравнений можно получить численными методами.

В данной работе приводятся результаты аналитического и экспериментального исследования ферромагнитных нагревателей-спутников, выполненных из сталей Ст. 2, Ст. 3, Ст. 10, Ст. 20. Решение уравнений электромагнитного поля проведено численным методом.

Электромагнитные процессы в ферромагнитном нагревателе описываются уравнениями Максвелла:

$$-\frac{\partial H}{\partial z} = \gamma E(a); \quad -\frac{\partial E}{\partial z} = \frac{\partial B(H)}{\partial H} \frac{\partial H}{\partial t} = \mu_g(H) \frac{\partial H}{\partial t} \quad (1)$$

где  $E(z, t)$ ,  $H(z, t)$  — напряженности электрического и магнитного полей в стенке трубы;  $B(H)$  — индукция магнитного поля;  $\mu_g(H)$  — динамическая магнитная проницаемость стали;  $\gamma$  — электрическая проводимость стали;  $z, t$  — пространственная и временная координаты (рис. 2).

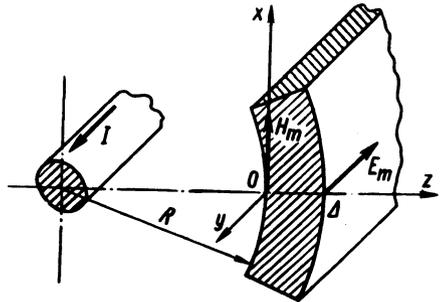


Рис. 2. Векторы электромагнитного поля в нагревателе.

Уравнения (1, а) и (1, б) после преобразований приводятся к виду

$$\frac{\partial H}{\partial z^2} = \gamma \mu_g(H) \frac{\partial H}{\partial t} \quad (2)$$

Для решения (2) должны быть заданы начальные

$$H(z, 0) = \varphi(z) \quad (3)$$

и граничные условия

$$H(0, t) = \psi_1(t); \quad H(\Delta, t) = \psi_2(t), \quad (4)$$

где  $\Delta$  — толщина стенки трубы нагревателя (рис. 2).

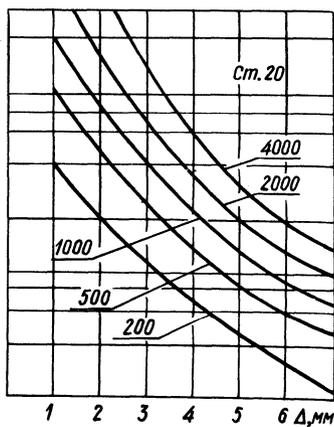
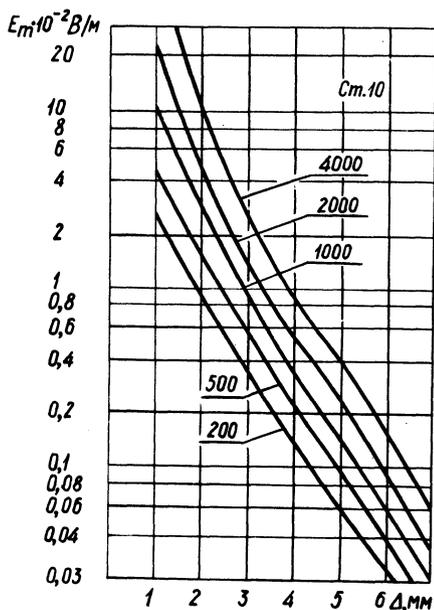
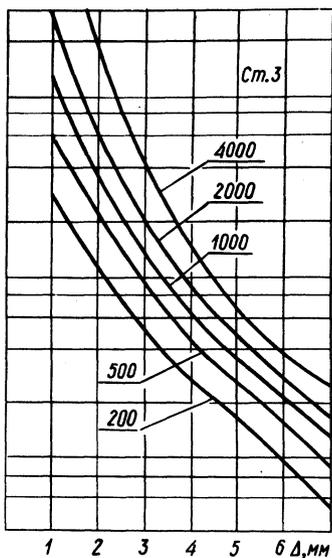
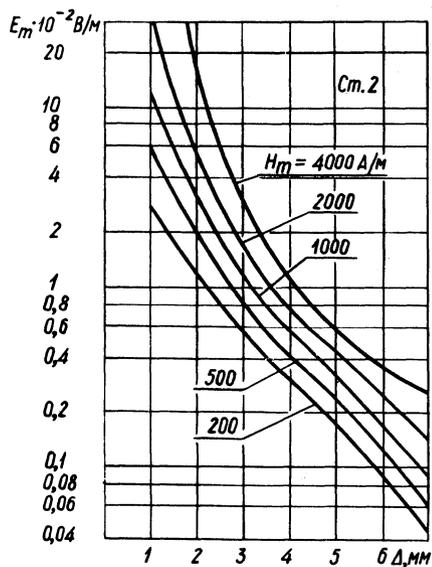


Рис. 3. Зависимость амплитудных значений напряженности электрического поля на наружной поверхности нагревателя от толщины стенки трубы.

Граничные условия (4) определяются из закона полного тока  
ка

$$H(0, t) = \frac{\sqrt{2} I}{2\pi R} \sin \omega t = H_m \sin \omega t,$$

где  $I$  — ток нагревателя;  $R$  — внутренний радиус трубы нагревателя.

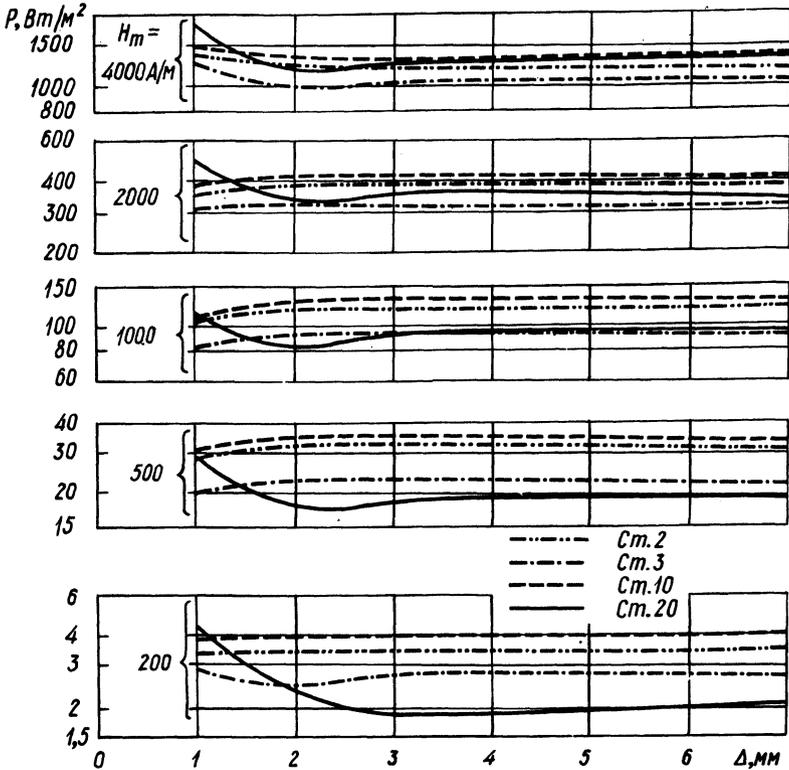


Рис. 4. Зависимость удельной мощности тепловыделения от толщины стенки трубы нагревателя.

Решая уравнение (2) совместно с (3) и (4), найдем распределение напряженности магнитного поля по толщине трубы в функции времени. Расчет напряженности электрического поля производится по выражению:

$$E(z, t) = - \frac{1}{\gamma} \frac{\partial H(z, t)}{\partial z}.$$

Для наружной поверхности трубы  $E(\Delta, t)$  представляет собой мгновенное значение напряжения, приходящегося на погонный метр нагревателя, и является основным параметром, определяющим электробезопасность систем обогрева.

Для численного решения уравнения (2) используется неявный метод сеток (метод прогонки) [2]. Расчеты производились для нагревателей с толщиной стенок труб 0,001—0,007 м. Для определения  $B(z, t)$  при известных  $H(z, t)$  использовались основные кривые намагничивания сталей (Ст. 2, Ст. 3, Ст. 10, Ст. 20).

Результаты расчета приведены на рис. 3, 4. Приведенные на рис. 3 кривые позволяют определить напряжение на наружной поверхности нагревателя в установившемся режиме при заданной его длине или выбрать расстояния между точками заземления трубопровода по условиям электробезопасности.

Как видно из рис. 4, с увеличением толщины труб нагревателей более 0,003 м удельная мощность тепловыделения в них остается практически постоянной.

Из анализа рис. 3 и 4 следует, что при выборе толщины стенки трубы нагревателя определяющим является не удельная мощность тепловыделения, а величина напряжения на наружной поверхности.

Полученные результаты расчета были проверены экспериментально. В лабораторных условиях испытывались нагреватели, выполненные в соответствии с рис. 1. Нагреватели изготовлены из труб указанных марок сталей и имели длину 6 м. Толщина стенок труб различная — от 0,002 до 0,005 м.

Результаты показывают, что расчетные и экспериментальные величины отличаются между собой не более чем на 15%.

#### Л и т е р а т у р а

1. Патент США, кл. 219—300, № 3629551, заявл. 22.10.1969.
2. Березин И.С., Жидков Н.П. Методы вычислений. Т. 1—2. М., 1966.

## НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ПОСТРОЕНИЯ ГЕНЕРАТОРОВ УДАРНОГО ВОЗБУЖДЕНИЯ ДЛЯ БЕЗГИСТЕРЕЗИСНОГО НАМАГНИЧИВАНИЯ

При разработке генераторов затухающих колебаний для безгистерезисного намагничивания ферромагнетиков, построенных на принципе контура ударного возбуждения [1], особое внимание следует обратить на режим работы транзистора Т, сильно влияющий на добротность колебательного контура LC2. Для минимального шунтирования колебательного контура транзистор Т должен быть надежно заперт. Для этого лучше всего применить отдельный источник смещения U2. При этом возможны два способа его включения: в цепь эмиттера и в цепь базы. Включать источник смещения в цепь эмиттера рекомендуется только в маломощных генераторах затухающих колебаний, так как через него проходит эмиттерный ток транзистора Т, который в мощных генераторах может достигать десятков ампер. Это повышает требование к величине его выходного сопротивления из-за падения напряжения, на котором транзистор Т будет неполностью открываться. Поэтому источник смещения лучше всего включать в цепь базы. В этом случае, надежно запирая транзистор, он не будет влиять на степень его насыщения (рис. 1).

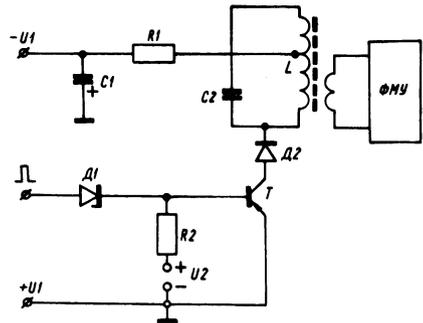


Рис. 1. Принципиальная электрическая схема генератора затухающих колебаний.

Чтобы исключить влияние источника смещения на режим работы выходных каскадов, управляющих транзистором Т, сигнал в базу последнего лучше подавать через стабилитрон Д1, препятствующий прохождению тока от источника смещения U2. Напряжение стабилизации стабилитрона при этом должно быть больше напряжения источника смещения. Вместо стабилитрона

Д1 при малой длительности управляющего сигнала можно применить электролитический конденсатор большой емкости.

При высокой добротности колебательного контура на нем может развиваться напряжение в несколько раз превосходящее напряжение питания  $U_1$ . В этом случае транзистор Т может оказаться под обратным напряжением и выйти из строя или резко шунтировать колебательный контур. Поэтому для защиты транзистора и устранения его шунтирующего действия на колебательный контур последовательно с коллектором необходимо включить диод Д2 с большим обратным напряжением.

На добротность колебательного контура сильно влияют потери в конденсаторе С2. Поэтому применять можно только керамические, стеклоэмалевые и пленочные конденсаторы, у которых потери на порядок меньше, чем у слюдяных, бумажных и металлобумажных. Для получения низкочастотных колебаний при ограниченной индуктивности L требуемая емкость конденсатора С2 может достигать несколько десятков микрофарад, а верхний предел высокодобротных конденсаторов ограничен единицами микрофарад. В этом случае можно применить трансформацию емкости. Это достигается трансформаторной или автотрансформаторной схемой включения конденсатора С2 в колебательном контуре. Последняя показана на рис. 1. При коэффициенте трансформации  $n$  емкость увеличивается в  $n^2$ .

В [1] предлагается включать перемещающую обмотку ФМУ (ферромагнитное устройство) для устранения постоянной составляющей тока в емкостную ветвь колебательного контура. Но в этом случае индуктивность перемещающей обмотки оказывает существенное влияние на условия переходного процесса в колебательном контуре при открытом ключе. Поэтому иногда выгоднее трансформаторная схема включения перемещающей обмотки ферромагнитного устройства. Кроме того, за счет трансформации можно существенно повысить ток в перемещающей обмотке без ухудшения добротности колебательного контура.

## Л и т е р а т у р а

1. Малина А.К., Лачин В.И., Тарасова Г.Л. Генератор возбуждения для безгистерезисного намагничивания преобразователя. — В сб.: Приборы и устройства автоматики. — "Труды НПИ", т. 292. Новочеркасск, 1974.

И.Ф. Кудрявцев, Л.С. Герасимович, В.П. Степанцов

## ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ И ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ПЛЕНОЧНЫХ ЭЛЕКТРООБГРЕВАТЕЛЕЙ

При существующих теплофизических параметрах ограждающих конструкций птицеводческих помещений и стоимости электрической энергии в большинстве случаев целесообразно применять дополнительные средства локального электрообогрева помещений в зоне преимущественного размещения молодняка птицы. При этом общее отопление помещений может быть водяным, паровым, электрическим или с применением теплогенераторов.

Комбинированный способ обогрева молодняка птицы нашел широкое применение при напольном содержании, чего нельзя сказать о клеточном содержании, которое в настоящее время признано наиболее перспективным в птицеводстве. Выпускаемые отечественной промышленностью электрические обогреватели клеточных батарей (КБЭ-1-200, БПК-1 и обогреватели с ИК лампами) не удовлетворяют предъявленным к ним требованиям, так как потребляют большое количество электрической энергии, занимают полезную площадь клетки, пожароопасны, не удовлетворяют зоотехническим условиям содержания молодняка птицы и поэтому требуют усовершенствования. Удельная установленная мощность у таких обогревателей превышает 2,1 Вт/голову.

Учитывая опыт применения напольных электрообогревателей при содержании птицы на глубокой подстилке [1], целесообразно оценить возможности их применения в клеточных батареях. С этой целью на Смоленвической бройлерной птицефабрике были проведены испытания опытного фрагмента системы комбинированного обогрева с использованием в качестве источников локального обогрева молодняка птицы при клеточном содержании (клетки КБМ-2Д и R-15) напольных полупроводниковых пленочных электрообогревателей. В результате эксперимента были выявлены оптимальные энергетические режимы работы предложенных электрообогревателей, которые определялись по наибольшему привесу птицы в опытной партии.

Для испытаний нами была разработана конструкция полупроводникового пленочного электрообогревателя клеточных батарей (рис. 1). Электрообогреватель имеет площадь обогреваемой поверхности 0,1 м<sup>2</sup> и рассчитан на обогрев 20 цыплят с суточного до 30-суточного возраста. Он состоит из эмалиро-

ванного с двух сторон металлического корпуса, на нижней электрически изолированную поверхность которого нанесена ферросилициевая, электропроводящая пленка [1]. Необходимое удельное объемное сопротивление ферросилициевой пленки  $\rho_v$  определялось из формулы

$$\rho_v = \frac{U^2 mh}{W_{уд} LKF} = 0,0404 \text{ Ом}\cdot\text{м} \quad (1)$$

где  $V$  — напряжение, подводимое к электродам нагревателя, равное 220 В;  $L$ ,  $m$  и  $h$  — длина, ширина и толщина электронагревательной полосы из ферросилициевой пленки, равные 0,4; 0,2 и  $0,15 \cdot 10^{-3}$  м соответственно;  $W_{уд}$  — общая удельная поверхностная мощность нагревателя, равная  $448 \text{ Вт/м}^2$  [1];  $K$  — количество последовательно соединенных полос, равное 2;  $F$  — площадь пленочного нагревателя, равная  $0,1 \text{ м}^2$ .

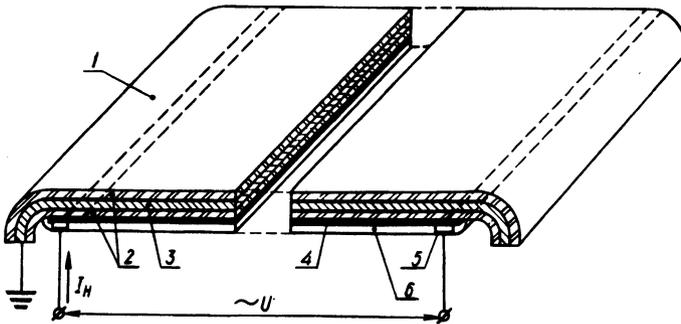


Рис. 1. Принципиальная конструктивная схема полупроводникового пленочного электрообогревателя: 1 — рабочая теплоотдающая поверхность; 2 — стеклоэмалевая изоляция; 3 — металлический корпус; 4 — пленочный нагревательный элемент; 5 — контактные токоподводящие электроды; 6 — внешнее термостойкое электроизоляционное покрытие.

При этом полное сопротивление  $R_{\Sigma}$  двух нагревательных полос обогревателя составляло

$$R_{\Sigma} = \frac{\rho_v L}{hm} = 1080 \text{ Ом} . \quad (2)$$

Для внешней поверхностной изоляции электронагревательные элементы покрывались кремнийорганическим лаком и термостойкой электроизоляционной резиной. Токосвод осу-

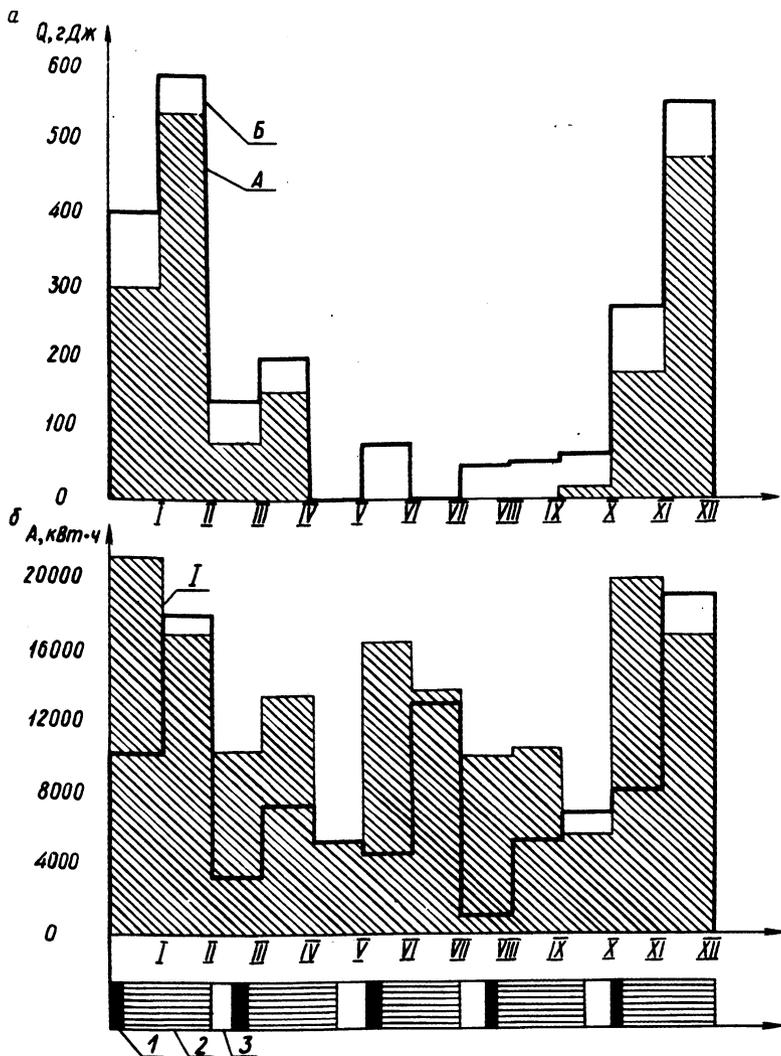


Рис. 2. Сравнительное потребление птичником: а — электроэнергия; б — тепло; А — комбинированный; Б — общий обогрев для одинаковых технологических периодов выращивания птиц; 1 — период обогрева помещения; 2 — выращивания бройлеров; 3 — ветеринарной обработки помещения.

шестью проводом ПВ 1 x 0,75 в полихлорвиниловой трубке. Для обеспечения электробезопасности корпус обогревателя присоединялся к нулевому проводу сети специальным проводником.

К достоинствам такого электрообогревателя следует отнести равномерность нагрева обогреваемой поверхности, высокую устойчивость к механическим и термическим нагрузкам, небольшой вес, высокую устойчивость к агрессивным воздействиям окружающей среды птичников и сравнительно невысокую стоимость.

В ходе проведенных испытаний установлено, что наилучший температурный режим на поверхности обогревателя составляет для бройлеров в суточном возрасте 43—44°C, при постепенном снижении до 25—28°C к 30-суточному возрасту [2]. При этом вначале удельная мощность одного обогревателя составляла 370 ÷ 400 Вт/м<sup>2</sup> (1,85 ÷ 2,0 Вт/гол.) и 50—60 Вт/м<sup>2</sup> (0,25 ÷ 0,3 Вт/гол.) к 30-суточному возрасту птицы, при плотности посадки птицы на обогреватель 200 голов/м<sup>2</sup>.

Расход электрической энергии за весь период обогрева на одну голову птицы составил 600 ÷ 650 Вт·ч, тогда как у существующих электрообогревателей — более 730 Вт·ч.

Для сравнения энергетических показателей разрабатываемого комбинированного способа обогрева молодняка птицы по результатам эксперимента был произведен расчет потребления тепла и электрической энергии птичником-бройлерником на 3000 голов при содержании птицы в клетке типа R-15 [3]. Базой для сравнения принят вариант общего отопления птичника с теплоснабжением от централизованной огневой котельной, что характерно для современных крупных птицефабрик.

Расчеты показывают (рис. 2), что применение системы комбинированного обогрева позволяет уменьшить расход тепловой энергии от котельной на 35—40% (с 2420,6 гДж до 1753,4 гДж), в том числе на 20—25% за счет допустимого снижения технологических температур выращивания птицы в помещении и 15—18% за счет пополнения баланса тепла от электрических источников местного обогрева.

Применение системы комбинированного обогрева допускает полное отключение птичников от централизованной системы общего отопления в летние месяцы года (май—сентябрь) и использование в эти месяцы для пополнения баланса тепла в птичнике только электрообогревателей системы местного обогрева. Использование системы только общего отопления требует эксплуатации котельной и в летние месяцы, хотя заг-

рузка котельной в эти месяцы составляет 15--20% от номинальной теплопроизводительности, а, следовательно, себестоимость единицы тепла высока и превосходит среднегодовые показатели на 45--55%.

Кроме того при комбинированном способе обогрева улучшаются санитарно-гигиенические условия работы операторов по выращиванию птицы, улучшаются условия эксплуатации оборудования и сохранность строительных конструкций помещения. Однако для выявления полной экономической эффективности предлагаемого комбинированного способа обогрева с использованием полупроводниковых пленочных электрообогревателей контактного действия в качестве источников местного обогрева требуется учитывать также зоотехнические показатели выращивания цыплят-бройлеров, как-то: сохранность, привесы, расход корма, которые в опыте существенно улучшились (на  $5 \div 6\%$ ).

#### Л и т е р а т у р а

1. Кудрявцев И.Ф., Герасимович Л.С. Полупроводниковые пленочные электронагреватели в сельском хозяйстве. Минск, 1973.
2. Разработка и исследование системы местного обогрева клеточных батарей с полупроводниковыми пленочными электрообогревателями для Смолевичской бройлерной птицефабрики. Отчет по научно-исследовательской работе. Минск, 1975.
3. Методика энергетических расчетов системы местного электрообогрева в птичнике для цыплят. М., 1968.

# СОДЕРЖАНИЕ

## ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

- Леонков А.М., Мысак И.С. Оценка влияния некоторых режимов на экономичность работы котла ТГМП-34 . . . . . 3
- Жихар Г.И., Руденков Б.М. Влияние рециркуляции дымовых газов на снижение концентрации окислов азота в продуктах сгорания . . . . . 7
- Яковлев Б.В., Кузнецов Л.В. Выбор профиля турбин мощных ТЭЦ при работе в высокотемпературных системах теплоснабжения . . . . . 10
- Золотарева В.А., Коршаков Л.Н., Зорин Н.С., Хромченков В.Ф., Дутлов Б.М. Повышение эффективности регенерации низкого давления блоков 300 МВт . . . . . 14
- Шнайдерман Ю.М. Повышение эффективности трубчатых воздухоподогревателей котлов, переведенных на сжигание мазута . . . . . 17
- Доманов Г.А., Козлов А.И., Малевич Ю.А., Рошин Ю.С. Повышение эффективности работы нагревательных устройств за счет теплотехнической оптимизации . . . . . 20
- Степанчук В.Ф., Брушков А.М. Исследование теплообмена при конденсации влажного водяного пара на вертикальной трубе . . . . . 23
- Седнин В.А. Определение влияния сорбционных сил на движение тонкодисперсного адсорбента . . . . . 27
- Заватко А.М., Тарасевич Л.И., Фатеев Г.А. Оптимизация процесса регенерации адсорбционного слоя в режиме резонансных тепловых волн . . . . . 33
- Несенчук А.П., Шкляр А.А., Каган В.А., Ривкина А.М., Сомова С.В., Асташевич В.А. Определение конечной неравномерности прогрева контрольного сечения ограниченного цилиндра на ЭВМ . . . . . 35

Кулаков Г.Т., Вексин А.Н. Методика расчета переходных процессов программных САУ . . . . . 38

Гольдин Г.Н., Третьякович В.Е. Упрощенное моделирование вихревых горелок с лопаточным аппаратом аксиального типа . . . . . 43

Спасский В.Е. О структуре малых ЭВМ в системе автоматического регулирования мощности крупных энергоблоков.. 47

## ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Алексееенко Г.Е. Исследование распределения напряжения вдоль компенсированной электропередачи с помощью векторно-круговых диаграмм . . . . . 53

Поспелова Т.Г., Поспелов Е.Г., Петруша Ю.С. К оценке потерь активной мощности в протяженных электропередачах . . . . . 56

Гурский С.К., Керного В.П. Оперативное отображение состояния основной электрической сети энергосистемы для расчетов потокораспределения с помощью матрицы коэффициентов распределения . . . . . 58

Гурский С.К., Керного В.П. Полная система преобразований матриц обобщенных параметров электрической сети . . 66

Цыганков В.М., Шапиро И.З. Методика определения коэффициентов реактивной мощности основных узлов электрической сети . . . . . 68

Анисимов Л.П., Пекелис В.Г., Розенберг А.Е. Методика совместной оптимизации выбора точек нормального разрыва и размещения шунтовых конденсаторных батарей в распределительных электрических сетях . . . . . 71

Ничипорович Л.В., Радкевич В.Н., Колосова И. В. Программа комплексного расчета распределительной сети 6 -- 20 кВ на ЭВМ . . . . . 77

Поспелов Г.Е., Федин В.Т., Чернецкий М.С. Определение расстояний между опорными элементами криогенного кабеля из условий прочности и жесткости . . . . .	81
Белянчев Ю.В. О влиянии пористости токопроводов на технико-экономические показатели криогенного кабеля . . .	86
Стрелюк М.И., Губанович А.Г. Расчет на ЭЦВМ электродинамических усилий в лобовой части обмотки статора генератора при различных видах повреждений . . . . .	87
Стрелюк М.И., Скварко Э.А. Коэффициент формы для прямоугольных шин . . . . .	90
Онацкий Я.И., Леках М.Н. Устойчивость связанных астатических систем автоматического регулирования напряжения синхронных генераторов . . . . .	95
Падалко Л.П., Баранников А.И., Баранова А.И., Никольская Н.Н. О принципах оптимизации электрической сети как иерархической многоуровневой системы . . . . .	102
Поспелов Г.Е., Короткевич М.А. Планирование численности персонала предприятия электрических сетей . . . .	105
Ржевская С.П., Граблевская А.А., Левина М.А. Исследование диэлектрических свойств ситаллов с повышенной диэлектрической проницаемостью . . . . .	108

## ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ МЕХАНИЗМОВ

Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Сацукевич В.Н. Реверсивный тиристорный электропривод с динамическим торможением . . . . .	112
Михеев Н.Н., Раткевич Е.П. Анализ коммутационных процессов в тиристорных преобразователях для многодвигательных электроприводов . . . . .	115

Романов В.В. Техничко-экономическое сравнение тиристорных преобразователей для многодвигательного электропривода . . . . .	120
Куцыло В.К., Пекарчик А.С., Балакирев М.С. Схема управления тиристорами стабилизатора постоянного напряжения . . . . .	122
Писарик Л.С. К расчету статической ошибки систем стабилизации мощности тяговых дизель-генераторов . . . . .	124
Фираго Б.И., Сидоров В.Г., Беляев В.П. Построение систем тиристорного электропривода с простейшими циклоконверторами . . . . .	128
Примшиц П.П., Ильин О.П., Петренко Ю.Н., Беляев В.П. Измерение момента нагрузки электродвигателей . . . . .	130
Боровой Б.В., Шафранский В.И. Влияние упругих связей на момент электродвигателя при синусоидальной нагрузке . . . . .	134
Ползик П.В. Синтез квазиоптимальной системы управления электроприводами при произвольном числе ограничений и заданных динамических показателях . . . . .	137
Можар В.И. Аналитический расчет установившихся процессов в делителе частоты в три раза . . . . .	141
Сончик Л.И., Мехедко В.Ф., Гладышевский П.С. Трансформатор-преобразователь частоты с витым пространственным магнитопроводом . . . . .	144
Кучинский Г.Э. Анализ влияния параметров вихретокового автогенератора на условия возникновения и устойчивость колебаний . . . . .	146
Барташевич Н.Л. О расчете периодического режима в схеме феррорезонансного стабилизатора напряжения . . . . .	151
Гончар А.А., Королев О.П., Олешкевич М.М., Прима В.М. К вопросу нормирования потребления электрической энергии на нефтебазах и автозаправочных станциях . . . . .	154

Герасимович А.Н., Мазуркевич В.Н., Бобко Н.Н. Исследование ферромагнитных нагревателей-спутников для трубопроводного транспорта . . . . . 156

Балакирев М.В. Некоторые особенности построения генераторов ударного возбуждения для безгистерезисного намагничивания . . . . . 161

Кудрявцев И.Ф., Герасимович Л.С., Степанцов В.П. Энергетические показатели и эффективность применения полупроводниковых пленочных электронагревателей . . . . . 163

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ.  
ВЫП. 4

Редактор Г.В. Вагабова  
Худож.редактор В.Т. Лапицкий  
Техн.редактор Л.И. Жук  
Корректор З.Б. Боборыко  
Оператор И.В. Прохорова  
График Н.В. Журавлева

АТ 06066. Подписано к печати 9/XII 1976г. Бумага 60x90 1/16  
офсет. Печ.л. 11,75. Уч.-изд.л. 10,54 Изд.№ 76-53.Тип.зак.5318  
Тираж 400 экз. Цена 1руб. 64коп.

Издательство "Высшая школа" Государственного комитета  
Совета Министров БССР по делам издательств, полиграфии и  
книжной торговли. Редакция межведомственных сборников и за-  
казной литературы. 220600. Минск, ул. Кирова, 24.

Типография "Победа" Государственного комитета Совета Ми-  
нистров БССР по делам издательств, полиграфии и книжной  
торговли. Молодечно, Привокзальный пер., 11.

## РЕФЕРАТЫ

УДК 621.18:621.643:669:338

Оценка влияния некоторых режимов на экономичность работы котла ТГМП-314. Леонков А.М., Мысак И.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 3—6.

Представлен анализ влияния отклонений режимов работы котла ТГМП-314 от оптимального на его экономичность. Дана оценка дополнительных затрат, связанных с конструктивными особенностями горелочных устройств. -- Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.133.1

Влияние рециркуляции дымовых газов на снижение концентрации окислов азота в продуктах сгорания. Жихар Г.И., Руденков Б.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 7—10.

Расчетным путем показано, что рециркуляция дымовых газов эффективно снижает концентрацию окислов азота в продуктах сгорания. Расчетные зависимости, характеризующие снижение концентрации окислов азота, хорошо согласуются с экспериментальными данными при близких условиях. -- Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.165.621.186.85

Выбор профиля турбин мощных ТЭЦ при работе в высокотемпературных системах теплоснабжения. Яковлев Б.В., Кузнецов Л.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 10—14.

Рассматриваются вопросы работы теплофикационных турбин в высокотемпературных системах теплоснабжения.

Показано, что применение высокотемпературных систем теплоснабжения повлечет за собой качественное изменение профиля теплофикационных турбин либо необходимость разработки специальных схем использования существующих турбин. -- Табл. 1. Библ. 4.

УДК 621.165.626.862

Повышение эффективности регенерации низкого давления блоков 300 МВт. Золотарева В.А., Коршаков Л.Н., Зорин Н.С., Хромченков В.Ф., Дутлов Б.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 14—17.

Излагаются методы повышения эффективности работы системы регенерации низкого давления блоков 300 МВт путем реконструкции подогревателей и осуществления тщательной дегазации тракта конденсатор—деаэратор. — Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.181

Повышение эффективности трубчатых воздухоподогревателей котлов, переведенных на сжигание мазута. Шнайдерман Ю.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 17—19.

Рассматриваются некоторые мероприятия, направленные на повышение эффективности работы трубчатых воздухоподогревателей котлов, переведенных на сжигание высокосернистого мазута. — Библ. 3.

УДК 666.783:66.041

Повышение эффективности работы нагревательных устройств за счет теплотехнической оптимизации. Доманов Г.А., Козлов А.И., Малевич Ю.А., Рошин Ю.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 20—23.

Общая теория печей позволяет сформулировать основные пути технологической и теплотехнической оптимизации нагревательных устройств. Показано, что выбор рациональных размеров рабочего пространства печи по критерию геометрической оптимизации может сократить видимый расход топлива. — Ил. 2. Библ. 5.

УДК 536.763.

Исследование теплообмена при конденсации влажного водяного пара на вертикальной трубе. Степанчук В.Ф., Брушков А.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 23—27.

Приведены результаты экспериментального исследования процесса теплообмена при конденсации влажного пара на вертикальной трубе. Показано, что при ламинарном режиме движения пленки конденсата коэффициент теплоотдачи может рассчитываться по формуле Нуссельта с учетом степени сухости пара. На основании обработки опытных данных получена эмпирическая формула для расчета теплоотдачи при конденсации влажного пара на вертикальной трубе в случае смешанного (ламинарно-турбулентного) режима движения пленки конденсата. Переход от ламинарного к турбулентному режиму наблюдался при  $Re_{кр} = 200$ . — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 533.6.011

Определение влияния сорбционных сил на движение тонкодисперсного адсорбента. Седнин В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 27—32.

Рассматривается влияние адсорбционных сил на отдельную частицу тонкодисперсного адсорбента. Представлен вывод зависимости адсорбционной силы при движении адсорбента в двухфазном потоке. — Ил. 1. Библ. 1.

УДК 536.244

Оптимизация процесса регенерации адсорбционного слоя в режиме резонансных тепловых волн. Заватко А.М., Тарасевич Л.И., Фатеев Г.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 33—35.

Рассматривается модель продуваемого слоя, по массе которого перемещается тепловая волна. Амплитуда волны поддерживается на одном уровне попеременно включающимися источниками тепла, распределенными по высоте слоя. Приводится и анализируется формула для расчета скорости газового потока, при которой достигается минимум затрат тепла на обработку массы адсорбента. — Ил. 2. Библ. 4.

УДК 621.745.33

Определение конечной неравномерности прогрева контрольного сечения ограниченного цилиндра на ЭВМ. Несенчук А.П., Шкляр А.А., Каган В.А., Ривкин А.М., Сомова С.В.

Асташевич В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 35—37.

На основании разработанной программы приводятся расчеты конечной неравномерности прогрева контрольного сечения неограниченного цилиндра. Расчеты выполнены на ЭВМ "Минск-32" с применением алгоритмического языка ФОРТРАН-Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621:62-50

Методика расчета переходных процессов программных САУ. Кулаков Г.Т., Вексин А.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 38—43.

Излагается инженерная методика расчета переходных процессов в программных системах автоматического управления, работающих в условиях комбинированных возмущений, которые являются сложными функциями времени. Применение методики иллюстрируется примером построения переходного процесса в одноконтурной системе программного управления. — Ил. 2. Библ. 2.

УДК 633.6:662.951.2

Упрощенное моделирование вихревых горелок с лопаточным аппаратом аксиального типа. Гольдин Г.Н., Третьякович В.Е. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 43—47.

Рассматривается способ упрощенного моделирования вихревых горелочных устройств аксиального типа при исследовании аэродинамики топки котлоагрегата. — Библ. 7.

УДК 621.311.16

О структуре малых ЭВМ в системе автоматического регулирования мощности крупных энергоблоков. Спасский В.Е. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 47—52.

Рассматриваются основные принципы построения структур малых ЭВМ для систем автоматического регулирования мощности крупных энергоблоков. Приводится структурная схема

малой ЭВМ и технические характеристики системы регулирования мощности энергоблока 300 МВт с малой ЭВМ в контуре регулирования. -- Ил. 1. Библ. 3.

УДК 621.311

Исследование распределения напряжения вдоль компенсированной электропередачи с помощью векторно-круговых диаграмм. Алексеенко Г.Е. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 53--55.

Приводятся некоторые уравнения взаимосвязи напряжений в начальной, промежуточной и конечной точках линии, и изложена методика аналитического и графического расчета напряжения на основе этих уравнений. -- Ил. 2.

УДК 621.315

К оценке потерь активной мощности в протяженных электропередачах. Поспелова Т.Г., Поспелов Е.Г., Петруша Ю.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 56--58.

Сравниваются существующие методы определения потерь активной мощности в протяженных электропередачах. На основе анализа структуры потерь предлагается способ совместного применения детерминированного и вероятностного подходов к оценке потерь активной мощности в протяженных компенсированных электропередачах.-- Библ. 3.

УДК 621.311.004.1

Оперативное отображение состояния основной электрической сети энергосистемы для расчетов потокораспределения с помощью матрицы коэффициентов распределения. Гурский С.К., Керного В.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 58--65.

Предлагается новый метод наращивания для формирования матрицы коэффициентов распределения С электрической сети непосредственно по заданной схеме. Представлены также аналитические выражения для быстрого пересчета элементов матрицы С при всех возможных видах частичных изменений конфигурации схемы сети. -- Ил. 2.

УДК 621.311.004.1

Полная система преобразований матриц обобщенных параметров электрической сети. Гурский С.К., Керного В.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 66--68.

Предлагаются формулы перехода между любой парой матриц обобщенных параметров электрической сети: узловых сопротивлений  $\dot{Z}_y$ , контурных проводимостей  $\dot{Y}_k$ , коэффициентов распределения  $S$ , собственных и взаимных проводимостей  $\dot{Y}_{C,B}$ , коэффициентов распределения э.д.с. ветвей по напряжениям узлов  $D$ . -- Библ. 1.

УДК 621.311

Методика определения коэффициентов реактивной мощности основных узлов электрической сети. Цыганков В.М., Шапиро И.З. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 68--71.

Составлена и описана математическая модель задачи определения оптимальных коэффициентов реактивной мощности основных узлов нагрузки (реактивная мощность которых больше 3--5 МВАр) энергосистемы. В качестве метода оптимизации используется метод Гаусса--Зейделя. Приведены основные теоретические положения методики, реализующей метод Гаусса--Зейделя применительно к рассматриваемой задаче. -- Библ. 2.

УДК 621,311.1

Методика совместной оптимизации выбора точек нормально-го разрыва и размещения шунтовых конденсаторных батарей в распределительных электрических сетях. Анисимов Л.П., Пекелис В.Г., Розенберг А.Е. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 71--77.

Рассматривается разработанная авторами методика оптимизации режимов распределительных сетей с учетом питающей сети, основанная на представлении целевой функции в виде неоднородной квадратичной формы. Методика обеспечивает определение оптимальных мощностей конденсаторных батарей и мест нормального разрыва распределительных сетей с учетом всех реально существующих ограничений. -- Ил. 1. Библ. 1.

Программа комплексного расчета распределительной сети 6--20 кВ на ЭВМ. Ничипорович Л.В., Радкевич В.Н., Колосова И.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 77--81.

Рассматривается программа комплексного расчета разомкнутых электрических сетей напряжением 6--20 кВ, разработанная применительно к ЭВМ ЕС-1020 на языке ФОРТРАН-1У.

Программа позволяет рассчитывать для сети следующие параметры: нагрузки линий, коэффициенты загрузки линий и ТП, потери напряжения, уровни напряжения на шинах 6--20 кВ ТП, потери мощности и энергии, а также токи короткого замыкания.

Определение расстояний между опорными элементами криогенного кабеля из условий прочности и жесткости. Поспелов Г.Е., Федин В.Т., Чернецкий М.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 81--84.

Изложена методика, позволяющая определять наибольшие допустимые расстояния между опорными элементами, устанавливаемыми в криогенных кабелях в коаксиальных фазах между внешним и внутренним цилиндрами, между токопроводами и криогенной оболочкой, между криогенными оболочками, работающими на разных температурных уровнях.

О влиянии пористости токопроводов на технико-экономические показатели криогенного кабеля. Белянчев Ю.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 84--86.

Рассмотрено влияние степени пористости токопроводов сверхпроводящего кабеля на его технико-экономические показатели, определены оптимальные значения коэффициентов пористости для различных значений передаваемой мощности и длины кабеля, дана сравнительная оценка применения в качестве токопроводов сверхпроводящего кабеля сплошных и пористых материалов с различной степенью пористости. -- Ил. 2.

УДК 621.313.32:538.311

Расчет на ЭЦВМ электродинамических усилий в лобовой части обмотки статора генератора при различных видах повреждений. Стрелюк М.И., Губанович А.Г. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 87—90.

Приведены методика и результаты расчета на ЭЦВМ "Минск-32" электродинамических усилий в лобовой части генератора ТВВ-320-2 при внезапном трехфазном коротком замыкании на выводах -- Ил. 2. Библ. 3.

УДК 631.316.35

Коэффициент формы для прямоугольных шин. Стрелюк М.И., Скварко Э.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 90—95.

Рассматривается численный метод определения на ЭЦВМ коэффициента формы для прямоугольных шин различных размеров со взаимно перпендикулярными сторонами.

Метод может быть использован при проверке шин на электродинамическую устойчивость при коротких замыканиях. --Ил.2. Библ. 1.

УДК 621.316.7

Устойчивость связанных астатических систем автоматического регулирования напряжения синхронных генераторов. Ондарский Я.И., Лекаш М.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 95—102.

Получены характеристические уравнения. Показано, что при разделении шин генераторов секционным реактором связанная астатическая система автоматического регулирования напряжений структурно устойчивая и при правильном выборе ее параметров можно обеспечить необходимый запас устойчивости. -- Ил. 4. Библ. 3.

УДК 621.311

О принципах оптимизации электрической сети как иерархической многоуровневой системы. Падалко Л.П., Баранни -

ков А.И., Баранова А.И., Никольская Н.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с.102—105.

Излагаются декомпозиционные принципы оптимизации развития электрических сетей, как иерархических многоуровневых систем. -- Библ. 1.

УДК 621.311.1.003

Планирование численности персонала предприятия электрических сетей. Пospelов Г.Е., Короткевич М.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с.105—108.

Рассмотрены некоторые методы осуществления прогноза численности персонала предприятия электрических сетей. Показано, что наиболее удобно выявлять перспективную потребность по соотношениям темпов роста объема обслуживаемого оборудования и производительности труда. -- Табл. 1. Библ. 2.

УДК 66.11.01:538.569.3

Исследование диэлектрических свойств ситаллов с повышенной диэлектрической проницаемостью. Ржевская С.П., Граблевская А.А., Левина М.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 108—111.

Исследованы диэлектрические свойства оптимальных составов силикатных стекол и полученных на их основе стеклокристаллических материалов -- ситаллов, кристаллизующихся с образованием титаната бария. Разработаны составы с повышенной ( $\epsilon = 200$ ) диэлектрической проницаемостью, что позволит получать на их основе ситаллы для конденсаторов. -- Ил. 2. Библ. 4.

УДК 621.313.2-544

Реверсивный тиристорный электропривод с динамическим торможением. Анхимюк В.Л., Михеев Н. Н., Сацкевич В.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 112—115.

Рассматривается режим динамического торможения двигателя при изменении направления потока возбуждения. Показано, что при ограничении величины тока динамического тор-

можения на допустимом уровне путем воздействия на ток возбуждения среднее время торможения оказывается меньше, чем при применении резисторов с той же целью. -- Ил. 3. Библ. 2.

УДК 62 - 83:621.313.2.077:621.314.632

Анализ коммутационных процессов в тиристорных преобразователях для многодвигательных электроприводов. Михеев Н.Н., Раткевич Е.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с.115--119.

С учетом реальной формы тока анализируются коммутационные процессы в тиристорном преобразователе с базовым выпрямителем и раздельнорегулируемыми вентильными цепочками с нулевыми вентилями. Анализ позволяет определить необходимый минимальный угол зарегулирования вентиля базового выпрямителя и снижение напряжения, вызванное коммутацией.-- Ил. 4. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.313.2

Технико-экономическое сравнение тиристорных преобразователей для многодвигательного электропривода. Романов В.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с.120--122.

Рассмотрены технико-экономические показатели специально выпрямителя для многодвигательного электропривода, состоящего из общего (базового) трехфазного нулевого выпрямителя и дополнительных вентильных цепей и обеспечивающего питание  $n$  электродвигателей постоянного тока согласованно и независимо регулируемым напряжением, в сравнении с показателями преобразователя, состоящего из  $n$  отдельных трехфазных нулевых выпрямителей.

Показано, что применение первого преобразователя экономически целесообразнее при любом количестве приводных двигателей ( $n \geq 2$ ) малой мощности. -- Ил. 3. Библ. 1.

УДК 621.316.722.1:621.314.6

Схема управления тиристорами стабилизатора постоянного напряжения. Куцыло В.К., Пекарчик А.С., Балакирев

М.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 122--124.

Рассматривается схема управления тиристорами стабилизатора постоянного напряжения, основой которой является одно-вибратор с разрядным триггером. Подача управляющих импульсов осуществляется через разделительный импульсный трансформатор. — Ил. 1. Библ. 3.

УДК 621.313.12.024:629.424.3

К расчету статической ошибки систем стабилизации мощности тяговых дизель-генераторов. Писарик Л.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с.124--127.

Рассматривается вопрос определения статической ошибки стабилизации мощности дизель-генератора с САР, применяемой на большегрузных автомобилях. — Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.314:621.313

Построение систем тиристорного электропривода с простейшими циклоконверторами. Фираго Б.И., Сидоров В.Г., Беляев В.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с.128--130.

Рассматриваются особенности построения систем асинхронного электропривода с простейшими тиристорными циклоконверторами. Отмечается целесообразность дискретного задания частоты и введения обратной связи по сигналу, пропорциональному результирующему магнитному потоку двигателя. Указаны способы технической реализации этих устройств в системе электропривода. -- Библ. 4.

УДК 62 - 83:621.313.333

Измерение момента нагрузки электродвигателей. Примшиц П.П., Ильин О.П., Петренко Ю.Н., Беляев В.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с.130--133.

Предлагается более точный способ измерения статического момента электродвигателей, заключающийся в том, что в канал измерения электромагнитного момента вводится инерционное звено. Теоретически показана возможность выполнения та-

кого способа, приведены осциллограммы, подтверждающие реализацию предлагаемого способа измерения статического момента. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.313.13

Влияние упругих связей на момент электродвигателя при синусоидальной нагрузке. Боровой Б.В., Шафранский В.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 134--137.

На основе полученного выражения для момента двигателя в установившемся режиме дается анализ влияния параметров электропривода на момент двигателя. Показано, что уменьшения переменной составляющей момента двигателя при частотах, близких к резонансной, следует момент инерции механизма увеличивать, а двигателя — уменьшать. При этом относительная резонансная частота также уменьшается. — Ил. 1. Библ. 2.

УДК 62 - 83.001.1:51

Синтез квазиоптимальной системы управления электроприводами при произвольном числе ограничений и заданных динамических показателях. Ползик П.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 137--140.

Излагаются методы синтеза систем квазиоптимального управления электроприводами, позволяющие учесть требования технологического режима, ограничения на прямые показатели качества, фазовые координаты и управляющие воздействия при минимизации системой обобщенного критерия. Показана эффективность использования метода аналитического конструирования регуляторов при синтезе систем управления электроприводами в терминальных и нетерминальных случаях. — Библ. 4.

УДК 621.314.263

Аналитический расчет установившихся процессов в делителе частоты в три раза. Можар В.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 141--144.

Предлагается инженерная методика аналитического расчета установившихся процессов в однофазном делителе частоты в три раза в нагрузочном режиме. — Ил. 1. Библ. 6.

УДК 621.314.26

Трансформатор-преобразователь частоты с витым пространственным магнитопроводом. Сончик Л.И., Мекедко В.Ф., Гладышевский П.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 144—146.

Показана возможность использования трансформатора с витым пространственным магнитопроводом в качестве источника энергии утроенной частоты.

Исследовано влияние поперечной и продольной емкостной компенсации на величину коэффициента мощности и коэффициента полезного действия трансформатора-преобразователя частоты. — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 681.325.6.

Анализ влияния параметров вихретокового автогенератора на условия возникновения и устойчивость колебаний. Кучинский Г.Э. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 146—151.

Произведен анализ работы вихретокового автогенератора методом гармонического баланса. Показано, что для практического учета вихревых токов в пластине последнюю достаточно представить в виде одной короткозамкнутой катушки. Получены выражения передаточной функции автогенератора и соотношения, связывающие частоту и амплитуду автоколебаний с параметрами автогенератора. — Ил. 2. Библ. 5.

УДК 621.3.001

О расчете периодического режима в схеме феррорезонансного стабилизатора напряжения. Барташевич Н.Л. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 151—153.

Предложен способ определения начальных условий установившегося режима для схемы феррорезонансного стабилизатора напряжения, позволяющий существенно сократить практическую длительность переходного процесса и, следовательно, сокра-

тить время расчета установившегося режима. -- Ил. 2. Библ. 2.

УДК 658.26:621.30

К вопросу нормирования потребления электрической энергии на нефтебазах и автозаправочных станциях. Гончар А.А., Королев О.П., Олешкевич М.М., Прима В.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 154—155.

Рассматриваются вопросы нормирования потребления электрической энергии на нефтебазах и автозаправочных станциях.

Показано, что наиболее приемлемым методом установления норм энергопотребления на нефтебазах и АЭС является комбинированный опытно-статистический способ. -- Библ. 2.

УДК 621.365:622.692.4

Исследование ферромагнитных нагревателей-спутников для трубопроводного транспорта. Герасимович А.Н., Мазуркевич В.Н., Бобко Н.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 156—160.

Изложены результаты аналитического и экспериментального исследования ферромагнитных нагревателей-спутников трубопроводов, выполненных из конструкционных сталей Ст. 2, Ст. 3, Ст. 10, Ст. 20. Приводятся расчетные зависимости напряжения на наружной поверхности нагревателя и удельной мощности тепловыделения в нем от толщины стенки трубы. Дается сравнение расчетных и экспериментальных данных. -- Ил. 4. Библ. 2.

УДК 621.373.431.52

Некоторые особенности построения генераторов ударного возбуждения для безгистерезисного намагничивания. Балакирев М.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 161—162.

Рассматриваются вопросы, связанные с особенностями схемного построения генераторов ударного возбуждения для безгистерезисного намагничивания ферромагнетиков. Даются практические советы по выбору типа и способа включения емкости в колебательном контуре, по вопросу надежного зазира-

ния ключевого транзистора, предложен вариант включения ферромагнитного устройства в колебательном контуре. -- Ил. 1. Библ. 1.

УДК 631.003.17:621.365

Энергетические показатели и эффективность применения полупроводниковых пленочных электронагревателей Кудрявцев И.Ф., Герасимович Л.С., Степанцов В.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1977, вып. 4, с. 163—167.

Приводятся результаты эксперимента по выявлению энергетических показателей разработанных полупроводниковых пленочных электронагревателей для местного обогрева молодняка птицы при клеточном содержании. -- Ил. 2. Библ. 3.