

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

**НАУЧНЫЕ
И
ПРИКЛАДНЫЕ
ПРОБЛЕМЫ
ЭНЕРГЕТИКИ**

ВЫПУСК 3

**ИЗДАТЕЛЬСТВО «ВЫШЭЙШАЯ ШКОЛА»
МИНСК 1976**

620.9
#34

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. Пospelов, Е.П. Раткевич, В.Ф. Степанчук, Г.Н. Хартанович, Г.П. Шейна, Б.В. Яковлев

Н $\frac{30300-126}{M304(05)-76}$ 64-76

© Издательство "Высшая школа", 1976 г.

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

А.Д. Качан, А.М. Леонков, Н.В. Муковозчик,
Т.Г. Нефедова, П.Н. Шишея

УЧЕТ ВЛИЯНИЯ НАЧАЛЬНЫХ И КОНЕЧНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПАРА ПРИ РАСЧЕТЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕПЛОФИКАЦИОННЫХ ТУРБИН НА ЭВМ

В [1] была приведена методика расчета уточненных энергетических характеристик (ЭХ) теплофикационных турбин на ЭВМ, основанная на выделении в таких турбинах двух потоков пара — теплофикационного и конденсационного с использованием в качестве показателей работы турбинной установки соответственно удельной выработки электроэнергии на тепловом потреблении W и удельного расхода тепла для конденсационного цикла q_k . Учет режима работы турбины и к.п.д. проточной части осуществлялся путем определения дополнительных потерь тепла в различных отсеках турбины и введения соответствующих поправок к значениям W и q_k , найденным для расчетного режима работы турбоустановки.

Программа расчета ЭХ на ЭВМ должна обеспечивать также учет начальных параметров пара и конечного давления, а также состояния проточной части, изменяющихся в процессе эксплуатации.

Особое значение это имеет для установок, длительное время работающих с параметрами пара, значительно отличающимися от номинальных. Так, на многих ТЭС принято решение о снижении начальной температуры пара с 565°C до $545 - 555^{\circ}\text{C}$ с целью повышения надежности работы оборудования.

Изменение начальной температуры и давления в различной степени сказывается на экономичности теплофикационного и конденсационного потоков пара. Снижение температуры свежего пара, например, уменьшает энтальпию отбираемого пара и увеличивает весовой отпуск пара потребителю, что способствует повышению эффективности теплофикации и в некоторой степени компенсирует снижение W за счет уменьшения располагае-

мого перепада энтальпий в турбине. Расчеты показывают, что снижение температуры свежего пара на 20°C для теплофикационных турбин на параметры пара 130 ата, 565°C уменьшает экономичность конденсационного потока пара на 2,7%, а удельная выработка электроэнергии на тепловом потреблении снижается только на 1,4 – 2,6% (рис. 1,2). Причем большее снижение W имеет место для производственного отбора при энтальпии возвращаемого конденсата 419 кДж/кг.

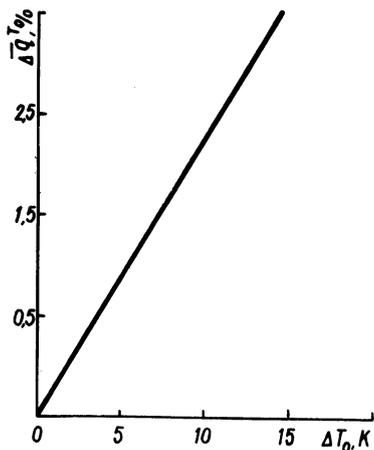


Рис. 1. Увеличение внутреннего удельного расхода тепла конденсационным потоком при отклонении температуры свежего пара от номинальной (838 К) при $p_0 = 13\text{МПа}$.

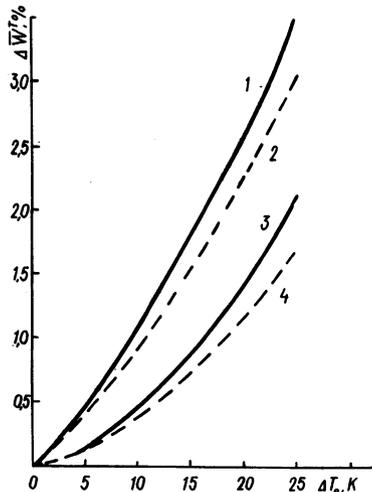


Рис. 2. Уменьшение внутренней удельной выработки электроэнергии на тепловом потреблении при отклонении температуры свежего пара от номинальной (838 К) при $p_0 = 13\text{МПа}$:
 1 - $\Delta \overline{W}_{\text{пр}} (\text{б/р})$; 2 - $\Delta \overline{W}_{\text{пр}}$ (с учетом регенерации); 3 - $\Delta \overline{W}_{\text{от}} (\text{б/р})$; 4 - $\Delta \overline{W}_{\text{от}}$ (с учетом регенерации).

Уменьшение давления свежего пара, наоборот, более существенно будет сказываться на экономичности теплофикационного цикла турбины. Изменение давления в конденсаторе изменяет экономичность только конденсационной выработки, причем

количественно его влияние будет зависеть от режима работы (загрузки) части низкого давления (ЧНД) турбины.

Таким образом, учет влияния параметров пара при расчете ЭХ должен производиться в отдельности для конденсационного и теплофикационного потоков пара, т.е. должен осуществляться в процессе определения значений W и q_k .

Отклонение начальных параметров пара изменяет использованный в турбине перепад энтальпий до регулируемого отбора на величину ΔH_i и энтальпию отбираемого пара на величину $\Delta i_{отб}$. По известным ΔH_i и $\Delta i_{отб}$ нетрудно определить изменение удельной выработки электроэнергии.

$$\overline{\Delta W} = \frac{\Delta H_i (i_{отб}' - i_{отб}') - H_i \Delta i_{отб}}{(i_o - i_{отб}') (i_{отб}' + \Delta i_{отб}' - i_{отб}')} 100, \% \quad (1)$$

Здесь i_o , $i_{отб}'$, $i_{отб}'$, H_i - относятся к режиму работы турбоустановки с номинальными параметрами пара.

При этом

$$\Delta i_{отб}' = \Delta i_o - \Delta H_i, \quad (2)$$

где Δi_o - изменение энтальпии свежего пара.

Для случая изменения начальной температуры пара от T_o до T_{o1} и при неизменном начальном давлении

$$\Delta i_o^T = c_p (T_{o1} - T_o)^m; \quad (3)$$

$$\Delta H_i^T = H_{i_o} \left[\left(\frac{T_{o1}}{T_o} \right)^{n-1} - 1 \right], \quad (4)$$

где c_p - теплоемкость пара при постоянном давлении.

Для случая изменения начального давления от p_o до p_{o1} при неизменной степени открытия регулирующих клапанов и постоянном к.п.д. проточной части турбины с достаточной для практических расчетов точностью

$$\Delta H_i^D = H_{i_o} \left(\frac{p_o}{p_{o1}} \frac{p_{o1} - p_{отб}}{p_o - p_{отб}} - 1 \right); \quad (5)$$

$$\Delta i_o^D = k (p_o - p_{o1}), \quad (6)$$

где k для $t = 565^\circ\text{C}$ (при изменении p_o в пределах 10 - 15 МПа) можно принять равным 10,26 кДж/кг·МПа.

Изменение удельного расхода тепла Δq на выработку электроэнергии конденсационным потоком пара при отклонении начальных параметров пара удобно найти в относительной величине, т.е. в процентах от значения q_k при номинальных параметрах пара:

$$\overline{\Delta Q} = \left(\frac{100 + \overline{\Delta Q}}{100 + \overline{\Delta N}} - 1 \right) 100\% . \quad (7)$$

$$\text{Здесь } \overline{\Delta Q} = \frac{Q_1 - Q}{Q} 100 \text{ и } \overline{\Delta N} = \frac{N_1 - N}{N} 100 - \text{от-}$$

носительное (в процентах) изменение расхода тепла в свежем паре и мощности турбины.

Нетрудно показать, что

$$\overline{\Delta Q} = \left(\frac{l_{\text{уд}}}{l_{\text{уд}} + \Delta l} \frac{i_o + \Delta i_o - i_{\text{п.в}}}{i_o - i_{\text{п.в}}} - 1 \right) 100\%; \quad (8)$$

$$\overline{\Delta N} = \frac{\Delta l}{l_{\text{уд}}} 100\% , \quad (9)$$

где $l_{\text{уд}}$ - удельная работа конденсационного потока пара в турбине, равная $i_o - i_k$, причем энтальпия отработавшего пара в конденсаторе i_k находится в процессе расчета ЭХ по методике [1]; $i_{\text{п.в}}$ - энтальпия питательной воды; Δl - изменение удельной работы конденсационного потока пара при изменении начальных параметров пара.

Определяя Δl как разность $(i_{o1} - i_{k1}) - (i_o - i_k)$, получим

$$\Delta l = \Delta i_o - \Delta i_{\text{отб}} - N_i^{\text{ЧНД}} \Delta x_{\text{ср}} . \quad (10)$$

Здесь i_{o1}, i_{k1} - энтальпия свежего и отработавшего пара при начальных параметрах пара, отличных от номинальных; $N_i^{\text{ЧНД}}$ - использованный теплоперепад в ЧНД турбины (определяется в процессе расчета ЭХ по методике [1]); $\Delta x_{\text{ср}}$ - изменение средней степени сухости пара в ЧНД.

В первом приближении

$$\Delta x_{\text{ср}} \approx \frac{\Delta i_o - \Delta N_i}{r} , \quad (11)$$

где r - скрытая теплота парообразования при давлении в конденсаторе.

По приведенным разработкам можно составить программу расчета ЭХ на ЭВМ с учетом влияния начальных и конечных параметров пара.

В работе не рассматривается влияние конечного давления p_k , так как оно учитывается в процессе расчета ЭХ по [1] путем определения характеристик ЧНД и конечной энтальпии пара через приведенный расход пара [2]:

$$D_k^{пр} = D_k \left(\frac{p_k^{ном}}{p_k} \right)^{0,93}. \quad (12)$$

Здесь используется "универсальность" зависимости к.п.д. ЧНД от объемного расхода пара и практически линейная связь между удельным объемом и давлением отработавшего пара (в небольшом диапазоне изменения последнего).

Изменение расхода тепла на турбоустановку при отклонении параметров пара от номинальных за определенный промежуток времени, что важно для оценки качества эксплуатации, можно определить из выражения

$$\Delta Q_o^o = \sum \frac{\Delta \bar{q}}{100} q_k N_{ki} \tau_i + \sum \frac{\Delta \bar{W}}{100} W Q_{Ti} \tau_i (q_k^o - q_T), \quad (13)$$

где τ_i - промежутки времени, в течение которых происходит отклонение параметров пара; Q_{Ti} , N_{ki} - тепловая нагрузка и конденсационная мощность турбины в течение τ_i ч; q_k , q_T - удельные расходы тепла по выработке электроэнергии на конденсационном потоке и на тепловом потреблении.

Полученные выражения пригодны как для ручного, так и машинного контроля экономичности работы теплофикационных установок при переменных режимах.

Л и т е р а т у р а

1. Качан А.Д., Леонков А.М., Муковозчик Н.В. Расчет энергетических характеристик теплофикационных турбин с помощью ЭВМ. - В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики, вып. 1. Минск, 1974.
2. Качан А.Д. Экономические характеристики теплофикационных турбин и оптимизация режимов работы ТЭЦ. - В сб.: Теплоэнергетика, вып. 1. Минск, 1970.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ СПОСОБОВ ПРОХОЖДЕНИЯ МИНИМУМОВ НАГРУЗКИ БЛОКАМИ 150 - 300 МВт

В связи с разуплотнением суточных графиков нагрузок энергосистем все большее значение приобретает исследование способов прохождения минимумов электрической нагрузки в ночные часы и в выходные дни.

Возможными вариантами работы блоков в периоды провала нагрузки являются глубокая разгрузка блоков либо их останов. Оптимальным вариантом будет являться тот, который обеспечивает более высокую экономичность работы ТЭС (по расходу топлива).

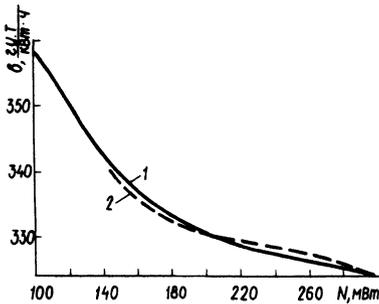


Рис. 1. Удельный расход топлива на отпущенную электроэнергию газомазутного блока 300 МВт: 1 - нормативный; 2 - по уравнению (1); $b_i = b_o \cdot \overline{W}_i^{-0,06}$

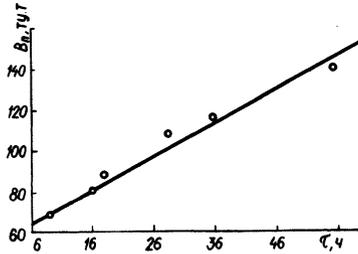


Рис. 2. Потери топлива на пуск газомазутного дубль-блока 300 МВт в зависимости от времени простоя ($B_p = 55 + 1,6\tau$).

При снижении нагрузки блока величина удельного расхода топлива b_i на отпущенный кВт·ч может быть найдена из выражения (рис. 1).

$$b_i = b_o \left(\frac{W_o}{W_i} \right)^m, \quad (1)$$

где b_o - удельный расход топлива при номинальной нагрузке блока; W_o, W_i - номинальная и текущая нагрузки блока; m - показатель степени.

Расход топлива на пуск энергоблока зависит от продолжительности простоя. Эта зависимость может быть представлена в общем виде уравнением (рис. 2)

$$B_n = a + k\tau, \quad (2)$$

где τ - простой блока в резерве, ч; a, k - опытные коэффициенты.

Значения коэффициентов a, k и m для энергоблоков 150 - 300 МВт в зависимости от вида топлива приведены в табл. 1.

Таблица 1

Мощность блока, МВт	Тип блока	Котел	Топливо	Коэффициенты			
				a	k	m	$b_0, \frac{\text{г.т.}}{\text{кВт.ч}}$
150	моноблок	барабанный	газ, мазут	14	0,5	0,165	365
200	"	"	твердое	24	0,5	0,16	342
300	дубль-блок	прямоточный	мазут	55	1,8	0,06	324
300	"	"	твердое	40	1,8	0,06	324

При снижении нагрузки на станции до N_i на время τ_i оптимальный режим работы станции будет соответствовать работе n_i блоков и выведению в резерв $n - n_i$ блоков (здесь n - число блоков, работавших на электростанции до снижения нагрузки). При этом расход топлива по станции за время τ_i найдется как

$$B_{\tau} = N_i \tau_i b_0 \left(\frac{W_0 n_i}{N_i} \right)^m + (n - n_i)(a + k \tau_i). \quad (3)$$

Нетрудно показать, что целесообразность вывода части блоков в резерв при заданном графике электрической нагрузки станции найдется из условия

$$\frac{a + k \tau_i}{N_i^{1-m} \tau_i b_0 W_0^m} < n^m - (n-1)^m. \quad (4)$$

Условие (4) должно проверяться последовательно при уменьшении числа работающих блоков за счет вывода части их в резерв до $n-1$, $n-2$ и т.д. При этом количество остающихся в работе блоков должно отвечать условию

$$n_{\min} < n_i < n_{\max} \leq n, \quad (5)$$

где n_{\max} , n_{\min} - соответственно максимально и минимально возможное число блоков, которые могут работать при заданной нагрузке станции, причем

$$n_{\min} = \frac{N_i}{W_o}; \quad (6)$$

$$n_{\max} = \frac{N_i}{W_{\min}}. \quad (7)$$

Здесь W_{\min} - минимально возможная из условия надежной работы мощность блока (технический минимум блока), зависящая от типа блока и вида топлива.

По приведенным уравнениям легко определяется оптимальный режим работы блоков ТЭС при заданном графике нагрузок.

Например, для станции мощностью 2400 МВт с восьмью газомазутными дубль-блоками 300 МВт ($a = 55$, $k = 1,8$, $m = 0,06$, $b_o = 324$) при снижении нагрузки до 1200 МВт и $\tau_i = 8$ ч из (4) получим, что вывод блоков в резерв является не оправданным. При этих же условиях (по $\tau_i = 24$ ч) в работе необходимо оставить шесть блоков с нагрузкой 200 МВт каждый. Абсолютная эффективность (экономия топлива), достигаемая за счет оптимизации режимов работы блоков, находится из уравнения (3).

Очевидно, что минимальная длительность провала нагрузки τ_{\min} , при которой нагрузка на двух параллельно работающих с номинальной мощностью блоках должна быть снижена до 50% от номинальной (без останова блоков), определится из условия

$$B_n = \Delta B_{\tau},$$

которое можно привести к виду

$$a + k \tau_{\min} = W_o \tau_{\min} b_o (2^m - 1). \quad (8)$$

Здесь ΔB_{τ} - дополнительный расход топлива на выработку электроэнергии за счет снижения экономичности блоков при снижении их нагрузки.

Отсюда

$$\tau_{\min} = \frac{a}{W_0 b_0 (2^m - 1) - k} \quad (9)$$

Для газомазутных блоков 300 МВт из (9) $\tau_{\min} = 23,6$ ч, т.е. в данном случае останов одного из блоков экономически выгоден в выходные дни, но не оправдывается на период ночного провала нагрузки, что ранее показано в [1].

Расчеты показывают также, что целесообразность останова блоков 150, 200 и 300 МВт с целью обеспечения на остав-

Таблица 2

Мощность блока, МВт	Тип блока	Топливо	Минимальная нагрузка блока, %	Увеличение удельного расхода топлива блоком при снижении нагрузки до минимальной, гу. т / кВтч	Граничная продолжительность провала нагрузки, ч
150	моноблок	АШ, без подсветки	70	15	10
		твердое с подсветкой	50	40	3,5
		газ	40	30	5,0
	дубль-блок	твердое с подсветкой	50	40	3,5
		газ, мазут	40	27	4,5
200	дубль-блок	твердое	50	25	4,0
	моноблок	твердое	50	25	5,5
300	дубль-блок	твердое с подсветкой	50	30	7
		газ, мазут	50	14	21

шихся в работе блоках номинальной нагрузки имеет место при длительности провала графика нагрузки больше приведенных в табл. 2 значений.

При установлении оптимальных способов прохождения минимумов нагрузки необходимо учитывать то обстоятельство, что систематические пуски и остановы блоков в резерв способствуют увеличению дефектов на блоках и снижению долговечности и экономичности блоков [1].

Л и т е р а т у р а

1. Леонков А.М., Кусков И.А., Рубахин В.Б. Исследование способов прохождения минимумов графиков электрической нагрузки при работе блоков 300 МВт с турбиной К-300-240 ЛМЗ и котлом ТГМП-114. - В сб.: Теплоэнергетика, вып. 3. Минск, 1972.

Ю.М. Шнайдерман

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛОВЫХ СХЕМ И ОБОРУДОВАНИЯ ТЭЦ

В тепловых схемах и оборудовании действующих ТЭЦ со-держатся значительные резервы повышения экономичности, которые могут быть использованы без больших затрат путем выполнения ряда мероприятий. Ниже приведены некоторые из них.

1. Двухступенчатая схема растопки барабанных котлов. Проектные растопочные схемы ТЭЦ, параметры которых 100 кгс/см^2 , 510°C , предусматривают возможность растопки котлов через растопочные РОУ $90/1,2 \text{ кгс/см}^2$.

В условиях, когда по режимным соображениям котлы ТЭЦ растапливаются сравнительно часто (100 и более растопок и остановов в год), целесообразно применить двухступенчатую растопочную схему. При растопке и останове котла, когда давление в барабане 30 кгс/см^2 и ниже, пар от котла должен подаваться на РОУ $90/1,2 \text{ кгс/см}^2$, а когда давление в барабане выше 30 кгс/см^2 - на РОУ $90/13 \text{ кгс/см}^2$. При этом пар подается на одну из существующих на станции или специально монтируемую РОУ $90/13 \text{ кгс/см}^2$ (рис. 1), в зависимости от загруженности установленных на станции РОУ $90/13 \text{ кгс/см}^2$.

Экономический эффект достигается за счет увеличения теплофикационной выработки электроэнергии на ТЭЦ в связи со

снижением количества пара теплофикационного отбора, вытесняемого паром от растопочной РОУ 90/1,2 кгс/см².

Расчет, выполненный применительно к ТЭЦ с 5-ю котлами ТП-230-2, показывает, что при числе растопок и остановов 250 - 300 в год экономия топлива составит 150 - 200 т.т/год.

Рис. 1. Двухступенчатая схема растопки котла: 1,2—главный и растопочный паровые коллекторы; 3—вновь монтируемый паропровод; 4—РОУ 90/1,2 кгс/см²; 5—РОУ 90/13 кгс/см².

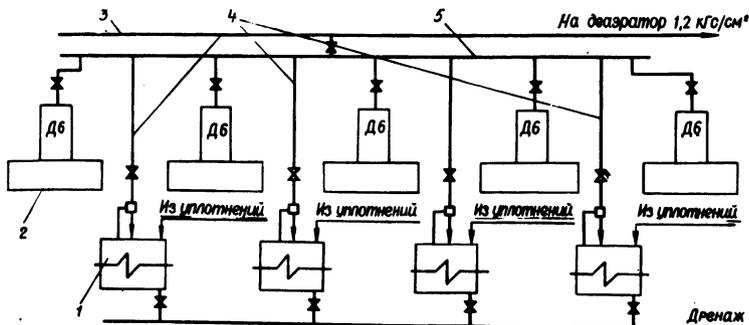
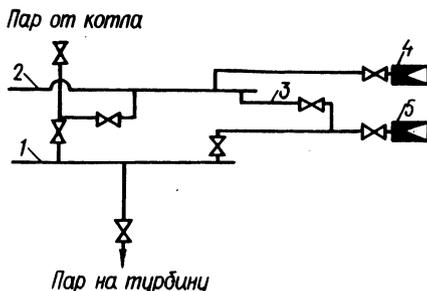


Рис. 2. Перевод питания сальниковых подогревателей турбин ПТ-60-130/13 и Т-100-130 на выпар деаэраторов 6 кгс/см²: 1 - сальниковый охладитель; 2 - деаэратор 6 кгс/см²; 3 - коллектор 1,2 кгс/см²; 4 - вновь монтируемые трубопроводы; 5 - коллектор выпара деаэраторов.

2. Перевод питания эжекторов сальниковых охладителей турбин ПТ-60-130/13 и Т-100-130 на выпар деаэраторов 6 кгс/см².

Проектные схемы ТЭЦ предусматривают подачу выпара деаэраторов 6 кгс/см² в коллектор пара 1,2 кгс/см² или в деаэратор 1,2 кгс/см². Таким образом, выпар деаэраторов 6 кгс/см² вытесняет пар более низкого потенциала отбора 1,2 кгс/см².

В зависимости от конкретных условий тепловой схемы станции предусматривается подача пара давлением 8 - 13 кгс/см² на эжекторы отсоса пара из уплотнений в тепловых схемах

турбин Т-100-130 и эжектора сальниковых охладителей ПС-50 в тепловых схемах турбин ПТ-60-130/13. Кроме того, в случае, когда выпар деаэраторов 6 кгс/см^2 направляется в деаэраторы $1,2 \text{ кгс/см}^2$ ухудшается деаэрация воды ввиду большого содержания кислорода в паровоздушной смеси и происходит ускоренный коррозионный износ тарелок и распылительных гильз в головках деаэраторов $1,2 \text{ кгс/см}^2$.

Расчет, выполненный для конкретных условий ТЭЦ с двумя турбинами Т-100-130 и двумя турбинами ПТ-60-130/13, показывает, что эффект от изменения схемы составит 300 - 400 т.т/год.

3. Ликвидация каскадных продувок паропроводов отбора пара турбины ПТ-60-130/13. В тепловых схемах турбин ПТ-60-130/13 ЛМЗ предусмотрены постоянно действующие каскадные дренажи между трубопроводами отбора до обратных клапанов, на которых устанавливаются ограничительные шайбы с целью предохранения турбины от возможных забросов воды (при сбросах нагрузки), которая может скопиться в трубопроводе на участке "до обратного клапана КОС" при отключенном подогревателе или группе подогревателей. Указанные дренажи, несмотря на малые размеры ограничительных шайб ($\phi 5 \text{ мм}$), создают постоянный каскадный переток пара, что приводит к тепловым потерям и снижению экономичности установки.

Опыт эксплуатации турбин ЛМЗ показал возможность отказа от проектной схемы. Обеспечение надежности работы турбины в этом случае может быть достигнуто простыми эксплуатационными мероприятиями. Для предотвращения заброса воды в турбину при сбросах нагрузки при отключении регенеративных подогревателей следует производить постоянное или периодическое дренирование паропроводов отборов через пусковые дренажи, оборудованные запорной арматурой. Происходящие в этом случае потери тепла с дренажом паропроводов будут значительно меньше, чем при каскадном дренировании, так как при нормальной эксплуатации отключение регенеративных подогревателей происходит сравнительно редко. Эффективность рассматриваемого мероприятия, которое по инициативе станций и ОРГЭС принято к внедрению заводом-изготовителем с конца 1974 г., оценивается в 150 - 200 т.т/год в расчете на одну турбину.

4. Повышение эффективности влагоудаления в последних ступенях турбин ПТ-60-130/13 ЛМЗ. Периферийный влагоуловитель типа, установленного перед последней ступенью турбины

ПТ-60-130/13, отличается сравнительно низкой эффективностью и отводит по данным испытаний [2] около 2% влаги, содержащейся в потоке пара.

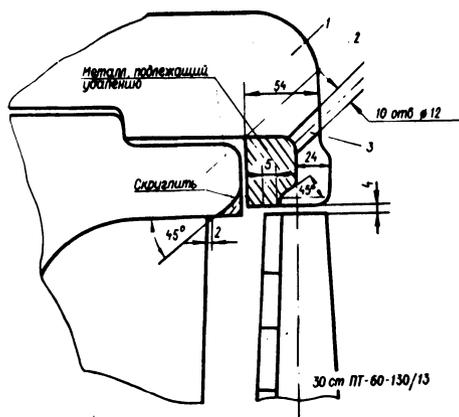


Рис. 3. Повышение эффективности влагоудаления в последней ступени турбины ПТ-60-130: 1 - обойма; 2 - диафрагма; 3 - дренажные отверстия.

В последние годы вследствие высокой повреждаемости котлов, параметры которых 140 кгс/см^2 570°C , из-за неудовлетворительной структуры металла температура перегретого пара (за котлами) снижена на $10 - 20^\circ\text{C}$, что снизило экономичность последних ступеней турбин ПТ-60-130/13 и привело к резкому увеличению их эрозионного износа [3]. В таких случаях с целью повышения эффективности влагоудаления в последних ступенях турбины целесообразно непосредственно перед рабочими лопатками 30- ступени (рис. 3) выполнить дополнительное периферийное влагоулавливающее устройство. Прирост мощности в этом случае за счет уменьшения влажности в ступени при номинальном расходе пара через ЧНД составит $50 - 60 \text{ кВт}$, что соответствует увеличению мощности последней ступени турбины на 1%.

Л и т е р а т у р а

1. Рыжкин В.Я. Тепловые электрические станции. М., 1967.
2. Боровков В.М., Ермаков В.Г. Испытания части низкого давления паровой турбины типа ВК-50-2 ЛМЗ им. XXII съезда КПСС. - "Энергомашиностроение", 1972, № 7.
3. Шнайдерман Ю.М. Некоторые мероприятия по улучшению влагоудаления перед последними ступенями теплофикационных турбин. - В сб.; Научные и прикладные проблемы энергетики, вып. 1. Минск, 1974.

УЧЕТ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ТЕПЛОПОТРЕБЛЕНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ТЕПЛОВОЙ МОЩНОСТИ ПРОМЫШЛЕННО-ОТОПИТЕЛЬНОЙ ТЭЦ

Вопросам повышения эффективности использования топлива и мероприятиям, направленным на максимальное сокращение его расхода, в настоящее время уделяется большое внимание.

Анализ работы промышленно-отопительных ТЭЦ в ряде городов БССР показывает, что их фактические показатели в части удельных расходов топлива на выработку электроэнергии существенно повышены против расчетных. Одна из основных причин этого — длительная работа ТЭЦ в условиях, когда фактические режимы отпуска тепла отличаются от проектных.

Для ТЭЦ, обеспечивающей отпуск тепла в виде горячей воды промышленным предприятиям и коммунально-бытовому сектору города, необходимо учитывать значительную суточную неравномерность отпуска тепла разным по характеру использования тепла потребителям.

При расчетной температуре воздуха ($t_{н.р}$) температура обратной сетевой воды ($t_{о.с}$) при применении двухступенчатой смешанной схемы горячего водоснабжения (практически повсеместно применяемой в настоящее время) составляет 63 — 65°С. Это средняя температура обратной воды в рабочие дни недели с 8 до 24 ч. В нерабочие дни, а также в ночные часы рабочих дней (в связи со значительными сокращениями расхода тепла на горячее водоснабжение, а также на вентиляцию предприятий) необходимо обеспечить сокращение расхода воды в системе и привести его в соответствие с балансом фактического потребляемого тепла. Потребность последнего составляет до 70% от расчетного расхода.

В настоящее время ТЭЦ работают по методу качественного регулирования отпуска тепла (за счет изменения температуры прямой сетевой воды при практически неизменном ее расходе). Снижение тепловой нагрузки в нерабочее время при практически неизменном расходе воды в системе приводит к повышению ее обратной температуры.

На рис. 1 показано повышение температуры сетевой воды для одного из районов г. Москвы, на рис. 2 — в сетях г. Минска, обеспечиваемых теплом от Минской ТЭЦ-3.

Повышение температуры $t_{o.c}$ составляет в ночной период от $5-15^{\circ}\text{C}$ в г. Москве, до $10-20^{\circ}\text{C}$ в г. Минске, где имеет место значительный отпуск тепла для вентиляции. Подогрев воды на ТЭЦ осуществляется до $t'_{п.с} = 120^{\circ}\text{C}$ теплом отборов

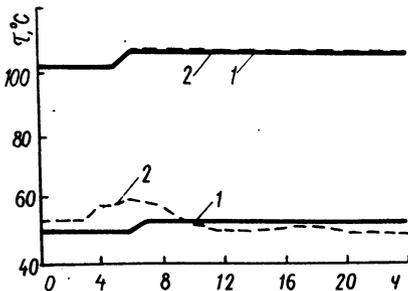


Рис. 1. Температура сетевой воды для одного из районов г. Москвы: 1 - расчетная; 2 - фактическая.

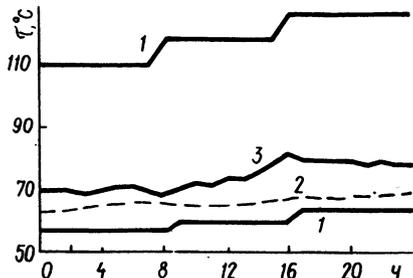


Рис. 2. Температура сетевой воды для промышленного района г. Минска: 1 - расчетная; 2, 3 - соответственно фактическая для отопительного и промышленного районов.

теплофикационных турбин, а с 120°C до 150°C — пиковыми водогрейными котлами. Для турбины типа Т-100 возможный расход воды $W_H = \frac{Q_{\text{турб}}}{t'_{п.с} - t_{o.c}} = \frac{160}{120 - 63} = 3000 \text{ м}^3/\text{ч}$, а теп-

ловая мощность пикового котла $Q_{п.к.} = W_H \cdot (150 - 120) = 90 \text{ Гкал/ч}$. Общая присоединенная тепловая нагрузка $Q_{o.p.} = 250 \text{ Гкал/ч}$. В ночные часы и нерабочие дни тепловая нагрузка турбины равна

$$Q_{\text{турб}}^{\text{нер.вр}} = W_H (t'_{п.с} - t_{o.c}^{\text{факт}}) = 3000(120 - 80) = 120 \text{ Гкал/ч,}$$

где $t_{o.c}^{\text{факт}} = 80^{\circ}\text{C}$ — фактическая температура обратной сетевой воды.

Следовательно, даже при $\alpha_T = \frac{Q_{\text{турб}}}{Q_{\text{о.р}}} = 0,5-0,6$ в течение

почти 50% отопительного периода теплофикационные турбины работают с нагрузкой, равной 75—80% от расчетной. Сокращение высокоэкономичной выработки электроэнергии на базе отпуска тепла заменяется в этом случае выработкой электроэнергии за счет пропуска пара в конденсатор турбины. Общий удельный расход топлива при этом увеличивается. Снижаются также такие общие экономические показатели, как рентабельность, себестоимость и др., так как дорогое оборудование ТЭЦ (турбины, энергетические котлы высокого давления) используются недостаточно эффективно.

Повысить рентабельность ТЭЦ можно за счет подключения дополнительных тепловых потребителей с таким расчетом, чтобы максимально использовать имеющуюся мощность тепловых отборов турбины в нерабочее время. Например, для турбины $T=100$ это увеличение составляет $\Delta Q_{\text{турб}} = 40$ Гкал/ч или до $\Delta Q_{\text{о.р}} = 65$ Гкал/ч присоединенной нагрузки. Это приводит к уменьшению нагрева воды в рабочее время (8—24 ч), в том числе от турбин до $102-105^{\circ}\text{C}$, а в целом до 135°C против 150°C по температурному графику.

Практика работы ряда систем теплоснабжения подтверждает реальную возможность такого снижения. При этом необходимо учесть следующее.

1. Указанный недогрев в период с 8 до 24 ч начинается с относительной нагрузки, равной $\bar{Q}_i = \frac{Q_{\text{о.р}}}{Q_{\text{о.р}} + \Delta Q_{\text{о.р}}} \approx 0,8$

0,85 (при $\Delta Q_{\text{о.р}} = 20-25\%$). Тогда $t_{\text{нар}} = -15 \div -20^{\circ}\text{C}$. Число дней в отопительном периоде с температурой ниже указанной равно 10—15 для условий г. Москвы и до 5—8 — для условий г. Минска. С учетом нерабочих дней количество “необеспеченных” дней равно 3—8, что составляет 2—4% от общего количества дней.

2. Анализ скорости ветра в г. Минске в дни с $t_{\text{нар}} = -15 \div -25^{\circ}\text{C}$ за последние 10 лет показал, что $V = 2 \div 3$ м/с против проектных $5 \div 6$ м/с. Снижение скорости ветра на 2—3 м/с равноценно снижению температуры прямой сетевой воды на $5-10^{\circ}\text{C}$.

3. Температура воздуха в рабочие часы на $2 \div 5^{\circ}\text{C}$ выше, чем в ночные часы. Это также равноценно снижению $t_{\text{п.с}} = 6 \div 15^{\circ}\text{C}$.

4. В рабочие часы имеются значительные тепловыделения от бытовых приборов внутри помещений, что приводит к повышению температуры внутри помещений сверх расчетной [1].

5. Значительное количество предприятий (за исключением приборостроительных, точной оптики и др.) из-за опасности размораживания приточных установок переводят их в режим рециркуляции. Это сокращает расход тепла и приводит к повышению температуры обратной сетевой воды (рис. 2).

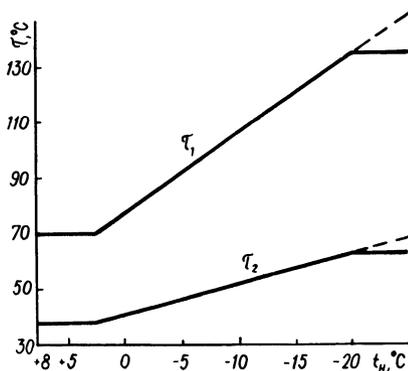


Рис. 3. Температурный график со "срезкой" при $t_{\text{п.с}} = 135^{\circ}\text{C}$.

В ряде городов (Москва, Минск, Киев, Уфа и др.) тепловые сети работают по так называемому "срезанному" графику температур (рис. 3) (энергосистема не гарантирует температуру прямой воды свыше температуры "срезки")

$$t_{\text{п.с}}^{\text{с.р}} \approx 130 \div 135^{\circ}\text{C}.$$

Практика эксплуатации показывает, что жалоб потребителей в период с $t_{\text{нар}}$ ниже -15°C при действии "срезанных" графиков не наблюдается.

Вполне возможно и допустимо подобного рода снижение температуры воды исходя из фактического снижения тепловых нагрузок в течение суток, так как суммарный максимум всех видов нагрузок в данный конкретный период суток не равен сумме расчетных максимумов каждой нагрузки

$$Q_{\text{общ}} = k \sum_1^n Q_i,$$

где $k = 0,8 \div 0,95$.

Присоединение дополнительных тепловых потребителей значительно повышает эффективность работы оборудования ТЭЦ. Увеличение общей нагрузки на 20—25% обеспечивает увеличение отпуска тепла из отборов турбин в $1,1 \div 1,2$ раза (рис. 4). Для

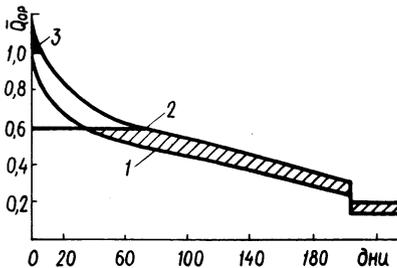


Рис. 4. График годового отпуска тепла от ТЭЦ: 1, 2 — соответственно расчетный и с учетом дополнительного подключения тепловых потребителей; 3 — ограничение в рабочие дни при $t_{\text{нар}} = -15 \div -25^{\circ}\text{C}$.

турбин типа Т-100 дополнительная экономия топлива $\Delta B = 8 \div 10$ тыс. т. у. т./год, или до 15% от расчетной. Присоединение дополнительной нагрузки на ТЭЦ обеспечивает также и экономии капитальных вложений на величину

$$\Delta K_{\text{qp}} = \Delta Q_{\text{o.p}} \left(K_{\text{p.k}}^{\text{yo}} - a K_{\text{п.к}}^{\text{yo}} \right) \text{ т.руб/Гкал.}$$

При $K_{\text{p.k}} = 15 \cdot 10^3$ руб/Гкал $K_{\text{п.к}}^{\text{тэц}} = 7 \cdot 10^3$ руб/Гкал,

$$a = \frac{\Delta Q_{\text{п.к}}}{Q_{\text{qp}}} = 0,4 \div 0,5; \Delta K_{\text{o.p}} = (10 \div 12) \times$$

$\times 10^3$ руб/Гкал.

Общая экономия приведенных затрат составляет $\Delta S_{\text{o.p}} = 1,0 \text{—} 1,2$ руб/Гкал/год, что говорит о значительной эффективности присоединения дополнительных тепловых потребителей к ТЭЦ.

Таким образом, методика определения расчетных тепловых нагрузок ТЭЦ должна учитывать неравномерность суточного

телопотребления с учетом характерных особенностей каждого вида присоединенной тепловой нагрузки. Опыт работы ряда ТЭЦ говорит о возможности и целесообразности присоединения дополнительных тепловых нагрузок при сравнительно небольших дополнительных затратах на оборудование. При этом имеется возможность максимально использовать резервы действующего оборудования и обеспечить экономию топлива в энергосистеме.

Л и т е р а т у р а

1. Ливчак В.И. О температурном графике отпуска тепла для систем отопления жилых зданий. — "Водоснабжение и санитарная техника", 1973, № 12.

В.А. Поливенок, Л.И. Мельник, Г.Т. Кулаков

К ВОПРОСУ РАЗРАБОТКИ И ВНЕДРЕНИЯ САР ПРОЦЕССА ГОРЕНИЯ И ТЕМПЕРАТУРЫ ВТОРИЧНОГО ПАРА КОТЛА ТГМП-114 ЭНЕРГОБЛОКА МОЩНОСТЬЮ 300 МВт

На дубль-блоке Лукомльской ГРЭС (ст. № 2) длительное время эксплуатируется система автоматического регулирования технологических параметров парогенераторов (ПГ) ТГМП-114, работающая в широком диапазоне изменения нагрузок с учетом скользящего давления пара перед турбиной. Функциональная схема этой системы в части автоматизации процесса горения и температуры вторичного пара котла представлена для одного корпуса (рис. 1).

Остановимся на некоторых особенностях разработки, наладки и внедрения схемы.

Нагрузка корпуса определяется сигналом от главного регулятора (ГР) или программного задающего устройства (ПЗУ), поступающим одновременно на регуляторы питания (РП) и топлива (РТ). Отключающим сигналом этих регуляторов являются соответственно расходы питательной воды по ниткам W_A и W_B и расход мазута на корпус W_M . В случае нарушения соответствия между заданной нагрузкой и требуемым тепловыде-

лением в топке вследствие неточной статической настройки регуляторов, изменения калорийности топлива, поступления обводненного мазута в действие вступают корректоры регуляторов питания, поддерживающие температуру пара за $\theta_{НА}$ и $\theta_{НБ}$ на заданном значении в диапазоне изменения нагрузок от 300 до 220 МВт. При нагрузке ниже 220 МВт энергоблок переходит на работу со скользящим давлением пара перед турбиной: в этом случае для создания необходимой неравномерности по температуре пара в промежуточной точке на корректоры регуляторов питания (КПИ) подается дополнительный сигнал по давлению острого пара перед турбиной P_T . При этом применение программного задающего устройства позволяет осуществлять набор и снижение нагрузки энергоблока с заданной оператором скоростью.

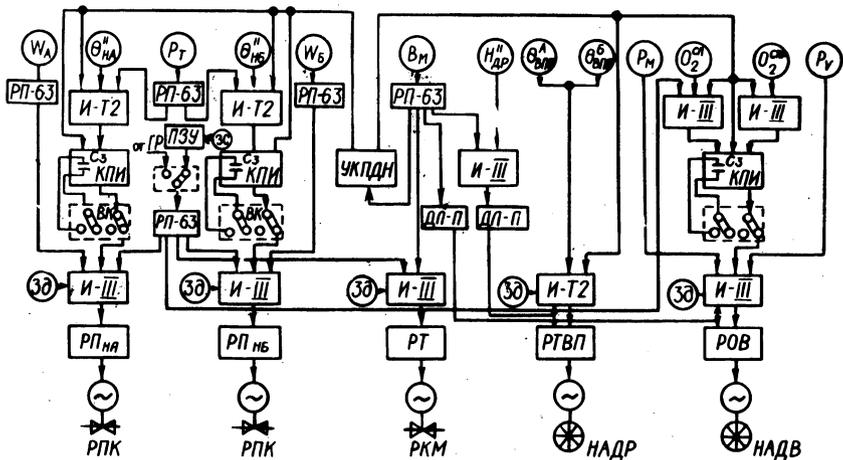


Рис. 1. Функциональная схема САР процесса горения и температура вторичного пара парогенератора ТГМП-114.

При отключении корректоров регуляторов питания переключателем ВК закорачивается конденсатор C_3 , установленный в цепи обратной связи корректирующего прибора. При этом КПИ перестает быть интегратором, выходное напряжение последнего практически "отслеживает" входной сигнал и удобно регулируется задатчиком измерительного блока корректирующего регулятора. Это позволяет осуществлять безударное подключение температурных корректоров к регуляторам питания (РП).

Одной из особенностей ПГ ТГМП-114 является регулирование температуры перегрева вторичного пара изменением расхода дымовых газов с помощью специального дымососа, воздействующего на рециркуляцию газов. Такой способ регулирования промежуточного перегрева пара обеспечивает широкий диапазон регулирования и сокращает затраты на дорогостоящий металл и арматуру пароперегревателя.

Как показали испытания, одним из недостатков ПГ ТГМП-114 является значительная температурная и газовая неравномерность по ширине топки. Так, при полностью открытых шиберов по воздушному тракту разность избытков до водяного экономайзера достигает 0,15, а разность по температуре вторичного пара по ниткам более 20°C . Избыток воздуха больше с правой топки, а температура промперегрева — с левой. Это объясняется неудачным конструктивным выполнением воздушного тракта ПГ, в результате чего воздух поступает неравномерно по ширине топки.

Кроме того, при существующем конструктивном выполнении воздушного тракта и принятой компоновке вихревых горелок с улиточно-тангенциальной закруткой факел смещается от оси топки в левую сторону. Вместе с тем различные факторы режимного характера (увеличение или уменьшение избытка воздуха, а также расхода дымовых газов на рециркуляцию) оказывают незначительное влияние на изменение газовой и температурной неравномерности в топке. Эта неравномерность, а следовательно, и перекос температур по ниткам промперегрева устраняется прикрытием регистров воздуха средних горелок и шиберов периферийного воздуха крайних горелок.

Отработка статистических данных результатов испытаний, проводимых в течение 8 месяцев, показала, что в эксплуатационных условиях на ПГ имеют место как перекосы, вызванные неудачным конструктивным выполнением воздушного тракта котла, так и "плавающие" перекосы, обусловленные аэродинамической неустойчивостью факела. Перекосы первого вида, достигающие по абсолютной величине более 20°C , могут быть устранены только изменением настройки топливного режима. Эти перекосы возникают после капитального, текущего и других ремонтов ПГ, а также смены мазутных форсунок, т.е. после 500—600 ч работы ПГ. При "плавающих" перекосах и постоянной нагрузке ПГ, фиксированных шиберов по воздуху и дымовым газам разность в содержании кислорода по сторонам топки может достигать 0,5%. Чаще всего такие перекосы возникают при ми-

нимальной нагрузке. Объясняется это аэродинамической неустойчивостью факела, т.е. самопроизвольным перемещением его по ширине топки. Существенного влияния на топочный процесс такие перекосы не оказывают, так как по времени они не продолжительны и для их устранения не нужно перенастраивать топочный режим. Разность температур по ниткам промпрегрева при этом достигает не более 5°C .

Производились также наблюдения за появлением перекосов температур по ниткам промпрегрева при снижении и наборе нагрузки энергоблока. В результате было установлено, что в большинстве случаев перекосов температур вторичного пара по ниткам ПГ и газов за экраном повторной камеры, а также перераспределения расхода вторичного пара по ниткам промпрегрева не наблюдалось.

Таким образом, при всех эксплуатационных условиях разность температур между нитками промпрегрева при регулировании температуры только изменением производительности дымососа рециркуляции не будет превышать допустимых пределов.

Для определения возможности регулирования температуры вторичного пара по сумме температур по ниткам на выходе вторичного пароперегревателя $\theta_{\text{ВПП}}^{\text{А}} + \theta_{\text{ВПП}}^{\text{Б}}$ путем изменения производительности дымососа рециркуляции в условиях меняющихся перекосов были проведены специальные испытания. Они показали, что статические коэффициенты усиления отдельных ниток промпрегрева по температуре вторичного пара при возмущении расходом дымовых газов на рециркуляцию одинаковы во всем рабочем диапазоне нагрузок блока, независимо от наличия или отсутствия перекосов температур по ниткам промпрегрева ПГ.

В результате была принята следующая двухконтурная система регулирования температуры вторичного пара с воздействием на производительность дымососа рециркуляции. Основным импульсом регулятора температуры вторичного пара (РТВП) является сумма температур по ниткам корпуса на выходе вторичного пароперегревателя, опережающим — разность сигналов по расходу мазута на корпус и расходу дымовых газов, определяемому по давлению на выходе дымососа рециркуляции $H''_{\text{др}}$. Оценка расхода дымовых газов по величине давления на выходе дымососа рециркуляции обусловлена отсутствием на воздуховодах прямых участков, необходимых для ус-

тановки диафрагмы или мультипликатора. Положение направляющего аппарата дымососа рециркуляции (НАДР), перепад давления на рабочем колесе или величина тока электродвигателя дымососа рециркуляции не определяли однозначного расхода дымовых газов. Были предприняты попытки измерять расход газов по перепаду давлений "выход дымососа рециркуляции — разрежение внизу топки". Испытания показали, что разрежение внизу топки в широком диапазоне изменения нагрузок практически не меняется.

Регулирование общего воздуха осуществляется по соотношению давлений мазута P_m и воздуха P_u . Корректирующим импульсом регулятора общего воздуха (РОВА) является суммарное содержание кислорода в уходящих газах справа и слева $O_2^{спр} + O_2^{сл}$. Необходимая неравномерность на корректор по кислороду задается в зависимости от уровня нагрузки дополнительным сигналом от множителя нагрузки корпуса. При этом для улучшения качества регулирования на регулятор общего воздуха подается опережающий сигнал по расходу мазута на корпус.

Анализ полученных в результате испытаний динамических характеристик ПГ показал, что обеспечить качественную работу регуляторов питания, общего воздуха и вторичного пара в диапазоне изменения нагрузок от 100 до 50% с учетом скользящего давления пара перед турбиной без изменения параметров настройки в зависимости от уровня нагрузки невозможно. Так, например, в этом диапазоне изменения нагрузок коэффициент усиления по температуре пара за ВРЧ-П при возмущении расходом топлива и воздуха изменяется более чем в 4,3 раза, запаздывание в 2,2 раза. При уменьшении нагрузки ПГ с 300 до 150 МВт коэффициент усиления по кислороду при возмущении расходом воздуха также увеличивается в 2,5 раза. Такое существенное изменение динамических свойств приводит при неизменных параметрах настройки регулирующих приборов к ухудшению качества поддержания технологических параметров при работе ПГ в широком диапазоне изменения нагрузок и скользящем давлении пара перед турбиной. Для улучшения качества работы регуляторов во всем диапазоне изменения нагрузок САР ПГ дополнена устройством коррекции параметров динамической настройки регуляторов (УКПДН). Последнее в зависимости от уровня нагрузки ПГ, определяемого по величине расхода мазута на корпус, осуществляет изменение настройки коэффициентов усиления и времен издрома корректирующих регуляторов

питания и общего воздуха, а также коэффициентов усиления регуляторов вторичного пара.

Настройка системы автоматического регулирования проводилась в три этапа. На первом этапе осуществлялась статическая и динамическая настройка отдельных контуров регулирования, выполняющих функции стабилизаторов работы ПГ. Особое внимание уделялось выбору зоны нечувствительности регуляторов. При этом стремились к минимизации зоны нечувствительности. Это особенно важно на минимальных нагрузках, где резко уменьшается крутизна датчиков расхода из-за квадратичности характеристик дроссельных устройств измерения расхода. Таким образом были настроены регуляторы питания, топлива, общего воздуха и температуры вторичного пара, включенные по схеме стабилизаторов расходов и давлений.

На втором этапе осуществлялась статическая настройка регуляторов соотношений. Она заключалась в выборе величин сигналов, действующих на отдельные регуляторы в установившемся состоянии. При этом воздействие на них корректирующих регуляторов отключалось.

Статическая настройка регуляторов соотношений выполнялась таким образом, чтобы в стационарном режиме во всем регулируемом диапазоне нагрузок обеспечивалось поддержание технологических параметров на значении, близком к установленному на режимной карте котла. За счет реализации этого требования достигается лучшее качество переходных процессов регулирования при изменении нагрузки котла.

На заключительном этапе наладки определялись статические и динамические параметры настроек корректирующих регуляторов. Статическая настройка заключалась в выборе величины сигнала, подаваемого на корректирующий регулятор для поддержания контролируемых параметров с требуемой статической неравномерностью. Величина неравномерности параметра задается режимной картой котла.

Динамическая настройка корректирующих регуляторов проводилась путем выбора оптимальных настроек на максимальной, средней и минимальной нагрузках. Затем на основании полученных данных выбирался закон изменения настройки, реализуемый с помощью устройств коррекции параметров динамической настройки регуляторов и обеспечивающий качественное регулирование технологических параметров в настраиваемом диапазоне работы САР. Параметры настройки основных регулирующих приборов приведены в табл. 1. При этом для тех регулято-

Таблица 1

Наименование регулирующего прибора	Параметр настройки			
	Скорость связи, α дел/с	Время издрома, R Мом	Время дифференцирования	Чувствительность дифференциатора, $\alpha_{\text{д}}$ дел
Регулятор топлива	4,8	1,5	-	-
Регулятор питания	3,7	1,0	-	-
Температурный корректор регулятора питания (КПИ)	5,0	6,8	-	-
Регулятор общего воздуха (РОВ)	1,5	1,0	-	-
КПИ регулятора общего воздуха	7,0	1,0	-	-
Регулятор температуры вторичного пара (РТВП)	1,0	1,5	-	-
Дифференциатор РОВ	-	-	$\alpha_{\text{т}} = 5,0$ дел $R_{14-15} = 150$ кг 10	
Дифференциатор РТВП	-	-	$\alpha_{\text{т}} = 6,0$ дел $R_{14-15} = 4,7$ мм 10	

ров, динамическая настройка которых корректируется УКПДН, приведенные данные соответствуют минимальной нагрузке ПГ.

Как следует из приведенных графиков изменения основных технологических параметров энергоблока при наборе нагрузки от 150 до 300 МВт (рис. 2), система автоматизации процесса горения и вторичного пара обеспечивает качественное регулирование во всем диапазоне изменения нагрузок ПГ. Так, содержание кислорода в дымовых газах поддерживается в пределах $\pm 0,06\%$ от заданного уровня и только при больших возмущениях (включение двух мазутных форсунок, переключение дутьевых вентиляторов на вторую скорость) кратковременно отклоняется от заданного уровня на $\pm 0,68\%$. При этом мак-

симальное отклонение температуры вторичного пара достигает $9,5^{\circ}\text{C}$. На установившихся уровнях нагрузок среднеквадратичное отклонение (СКО) избытка воздуха составляет $0,02$, температуры вторичного пара — 2°C , температуры пара за ВРЧ-II — $2,2^{\circ}\text{C}$.

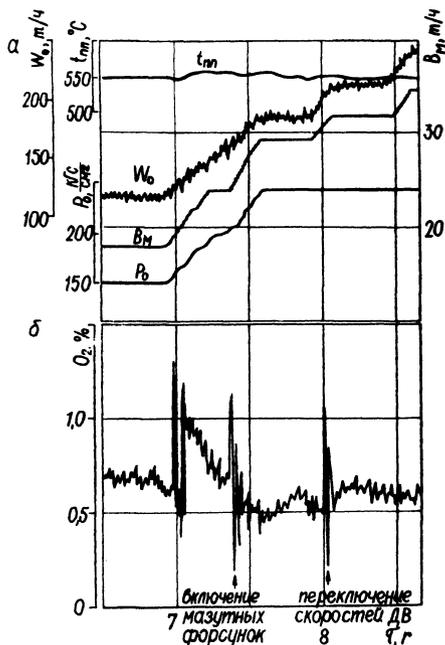


Рис. 2. Графики изменения основных технологических параметров энергоблока при наборе нагрузки от 150 до 300 МВт (а, б): W_0 — расход питательной воды; P_0 — давление острого пара; $t_{\text{п.п.}}$ — температура вторичного пара; $V_{\text{М}}$ — расход мазута на корпус ПГ; O_2 — содержание кислорода в дымовых газах.

Базовая система регулирования, работающая ранее в диапазоне нагрузок $70 \div 100\%$ без автоподстройки регуляторов, имела следующие величины СКО:

$$\sigma_{\Delta} = 0,04 ; \quad \sigma_{\theta}^{\text{ВПП}} = 3^{\circ}\text{C}; \quad \sigma_{\theta}^{\text{ВРЧ-II}} = 4,5^{\circ}\text{C}.$$

Общий годовой экономический эффект от внедрения системы регулирования котла ТГМП-114 в диапазоне нагрузок $100 \div 50\%$ при работе в режиме скользящего давления и с учетом оптимизации настройки регуляторов в зависимости от уровня нагрузки составляет 57 тыс. руб.

В заключение следует отметить, что опыт работы системы автоматического регулирования на котлах ТГМП-114 в диапазоне изменения нагрузок от 300 до 150 МВт подтвердил целесообразность регулирования температуры вторичного пара по сумме температур по ниткам на выходе из пароперегревате-

ля воздействием на направляющий аппарат дымососа рециркуляции. При этом представительным импульсом, характеризующим расход газов на рециркуляцию, является давление газов на выходе дымососа рециркуляции.

Система автоматизации ПГ, дополненная устройством коррекции параметров динамической настройки регуляторов и программным задающим устройством, обеспечивает качественное регулирование технологических параметров в диапазоне изменения нагрузок от 300 до 150 МВт в режиме скользящего давления пара перед турбиной и является основой для проведения работы по внедрению системы автоматического регулирования мощности, которая в настоящее время проводится на энергоблоках Лукомльской ГРЭС.

О.В. Жидович, И.И. Стриха, В.И. Барышев

КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ГАЗОХОДОВ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ, СЖИГАЮЩИХ СЕРНИСТЫЕ ТОПЛИВА

Выход из строя металлических газоходов, расположенных между воздухоподогревателями и дымовой трубой, вызывается процессами низкотемпературной коррозии. Для количественной оценки скорости коррозии в разных местах газохода нужно знать распределение температуры газов и стенки, а также величину парциального давления серного ангидрида. Фактором, контролирующим количество кислоты, сконденсированной на поверхности, является разность температур газа и стенки.

Результаты измерений температуры газов и стенок газоходов парогенератора газомазутного блока 300 МВт показывают, что разность температур газа и стенки в некоторых местах может составлять 13 – 32⁰С. Работа газоходов с такой разностью температур вызывает их интенсивное разрушение за счет коррозии. Теплоизоляция газоходов из минваты толщиной 120 мм должна обеспечивать разность температур газа и стенки в пределах 3 – 4⁰С. Как видно, фактическая разность температур газа и стенки в несколько раз превышала расчетную. Это явилось причиной коррозионного разрушения значительной части поверхности газоходов.

Расчетная разность температур газа и стенки определяется

$$\Delta t = \frac{t_{\Gamma} - t_{\text{н.в}}}{1 + \frac{\alpha_{\Gamma} \delta_{\text{из}}}{\lambda_{\text{из}}} + \frac{\alpha_{\Gamma}}{\alpha_{\text{н.в}}}}, \quad (1)$$

где t_{Γ} , $t_{\text{н.в}}$ - соответственно температуры уходящих газов и наружного воздуха, °С; α_{Γ} , $\alpha_{\text{н.в}}$ - коэффициенты теплоотдачи соответственно от газов к стенке и от стенки к наружному воздуху, Вт/м²·град; $\delta_{\text{из}}$ - толщина слоя теплоизоляции, м; $\lambda_{\text{из}}$ - коэффициент теплопроводности теплоизоляции, Вт/м·град.

В формуле (1) не учитывается термическое сопротивление металлической стенки газохода вследствие его малого значения. Как видно, разность температур газа и стенки есть функция нескольких переменных величин, однако в данном случае преимущественное влияние оказывают температуры газов и величина коэффициента теплоотдачи от газов к стенке.

Из формулы (1) видно, что разность температур газа и стенки обратно пропорциональна коэффициенту теплоотдачи от газов к стенке. Можно показать, что с уменьшением коэффициента теплоотдачи, например с 35 до 5,8 Вт/м²·град, при прочих равных эксплуатационных условиях разность температур газа и стенки возрастает с 2,6 до 13,7°С (для расчета были приняты условия: $t_{\Gamma} = 150^{\circ}\text{С}$; $t_{\text{н.в}} = 5^{\circ}\text{С}$; $\alpha_{\Gamma} = 35$ Вт/м²·град; $\alpha_{\text{н.в}} = 11,6$ Вт/м²·град; $\delta_{\text{из}} = 0,12$ м; $\lambda_{\text{из}} = 0,081$ Вт/м·град).

Величина коэффициента теплоотдачи на уровне 5,8 Вт/м²·град может иметь место при условии небольших скоростей дымовых газов или при образовании застойных зон с замкнутым циркуляционным контуром. Дополнительным фактором, усугубляющим положение, является наблюдавшаяся неравномерность температурного поля в поперечном сечении газового потока.

Для защиты металлических газоходов от коррозии в разное время предлагались следующие мероприятия: нанесение на внутреннюю поверхность обычного и активированного торкретов; покрытие газоходов изнутри пластиками (в частности, фторопластами), органосиликатными материалами, эмалью и др. [1]; выполнение теплоизоляции наружных поверхностей газоходов. Последний способ получил наибольшее распространение.

На ближайший период наиболее рациональным, на наш взгляд, будет применение способа тепловой защиты в комплексе с не-

которыми дополнительными мероприятиями. Основные среди них – изменение конструкции линзовых компенсаторов и поперечного профиля газопроводов. Сущность метода тепловой защиты заключается в уменьшении потока конденсации серной кислоты на стенках за счет сокращения разности температур газа и стенки. Теоретические предпосылки этого способа защиты приведены в работах [2, 3]. Эффективность метода подтверждается экспериментально в промышленных условиях и путем многократных обследований газопроводов действующих ТЭС [3].

Опыт эксплуатации показывает, что наиболее интенсивная коррозия наблюдается в местах установки усиленно охлаждаемых наружным воздухом линзовых компенсаторов. Разность температур газа и стенки в местах их установки достигает $60 - 80^{\circ}\text{C}$, вследствие чего величина потока конденсации паров серной кислоты составляет $5 - 7 \text{ г/м}^2 \cdot \text{ч}$, а скорость коррозии $4,5 - 6,5 \text{ мм/год}$. Срок службы линзовых компенсаторов в этом случае не превышает года, что подтверждается данными обследований. Установка вместо линзовых сальниковых компенсаторов не является гарантией для исключения в них коррозии, так как сальниковые компенсаторы, не обладают высокой плотностью мест соединений, и присосы наружного воздуха значительны.

Для удлинения срока службы компенсаторов предлагается изменить конструкцию линзового компенсатора, обратив его внутрь газопровода. При соответствующей теплоизоляции температура металла компенсаторов может быть максимально приближена к температуре газов, что позволит существенно сократить скорость коррозии металла компенсаторов. Суммарное дополнительное сопротивление при установке предлагаемых линзовых компенсаторов по расчетам составляет (для газового тракта от РВП до дымовой трубы блока 300 МВт) $8 - 10 \text{ кгс/м}^2$, что не вызовет затруднений в обеспечении тяги.

Что касается поперечного профиля газопроводов, то наиболее приемлемым как с точки зрения существенной экономии металла самой конструкции, так и создания лучшей аэродинамики потока газов является круглый профиль. Возможно также применение газопроводов с шести- или восьмигранным сечением. Отсутствие застойных зон в таких газопроводах позволит эффективно применять тепловую защиту.

Нами были проведены также исследования по определению скорости коррозии металлических газопроводов на пылеугольном

парогенераторе типа ТПП-312А блока № 1 Запорожской ГРЭС. Парогенератор работал на отсевах донецких углей марки Г (ГСШ). Состав угля за время проведения опытов был следующим: $S^p = 2,1 \div 2,6\%$; $W^p = 11,3 \div 12,2\%$; $A^p = 22,0 \div 26,8\%$; $Q_n^p = 4740 \div 5200$ ккал/кг.

Во время проведения опытов нагрузка парогенератора была номинальной, температура уходящих газов не превышала 140°C . Измерения проводились по газовому тракту в местах, указанных на рис. 1. В этих местах устанавливались специальные зонды для определения коррозионно-эрозионного износа контрольных образцов.

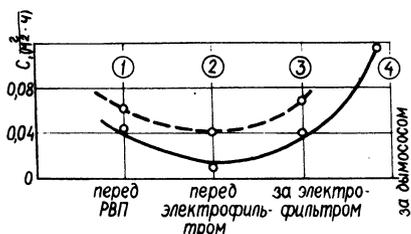


Рис. 1. Зависимость коррозионно-эрозионного износа металла (сталь Ст. 3) от места расположения контрольных образцов: сплошная линия - эрозионный износ (длительность опытов 120 ч); пунктирная - коррозионно-эрозионный.

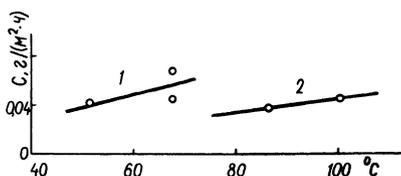


Рис. 2. Зависимость скорости суммарной потери металла от температуры стенки: 1 - за электрофильтром; 2 - перед электрофильтром (длительность опытов 120 ч).

При проведении опытов, продолжительность которых составляла 120 ч, параллельно с термостатированными коррозионными образцами устанавливались идентичные по геометрическим размерам эрозионные образцы. Скорость коррозии (С) определялась весовым способом по разности между суммарной потерей веса термостатированными коррозионными образцами (коррозия + эрозия) и убылью веса эрозионных образцов. Аэродинамические условия омыwania коррозионных и эрозионных образцов поперечным потоком дымовых газов в условиях опыта были одинаковыми.

Температура стенки коррозионных образцов измерялась во время опыта при помощи зачеканенных термопар. В качестве термостатирующей жидкости использовалась вода.

Полученные результаты изучения коррозии газоходов, представленные на рис. 1 и 2, свидетельствуют о незначительности ее величины в широком диапазоне температур. Экспериментальные результаты хорошо согласуются с эксплуатационными данными станции. Коррозия металлических газоходов и компенсаторов на блоке № 1 за 1,5 года работы практически отсутствовала, что выявилось во время осмотра при останове парогенератора. Столь незначительный уровень коррозии объясняется прежде всего относительно небольшим значением кислотной точки росы дымовых газов, не превышающей $100 - 110^{\circ}\text{C}$.

Обращает на себя внимание тот факт, что при снижении температуры стенки менее 100°C величина собственно коррозии была относительно небольшой и поддерживалась на уровне $0,02 \div 0,03$ г/м \cdot ч (рис. 1). По мере снижения температуры стенки скорость суммарной потери массы образцов также несколько снижалась (рис. 2). Последнее, вероятно, вызвано уменьшением потока конденсации кислой фазы при снижении температуры в области значений менее 100°C .

По полученным результатам можно заключить, что коррозия металлических газоходов и труб при сжигании сернистых углей типа Г (ГСШ) не зависит от разности температур дымовых газов и стенки. С учетом последнего толщина слоя теплоизоляции для газоходов и труб может быть минимальной и определяется только по условиям правил техники безопасности. При этом нужно подчеркнуть, что полученных данных по коррозии газоходов в угольных парогенераторах пока недостаточно для обобщения. Поэтому в каждом конкретном случае требуется проведение экспериментальных исследований.

Нужно также учитывать, что вопрос коррозии газоходов неразрывно связан с режимом работы топки самого парогенератора. В конечном итоге парциальное давление паров серной кислоты в газоходе парогенератора зависит от его нагрузки N , коэффициента избытка воздуха в топке α и серосодержания топлива S . При одновременном изменении этих параметров парциальное давление паров серной кислоты можно определить с достаточной для практических расчетов точностью по выражению

$$p = p_0 \frac{S}{S_0} \frac{N}{N_0} \left(\frac{\alpha - 1}{\alpha_0 - 1} \right), \quad (2)$$

где индекс нуль означает известные из опыта или заданные значения параметров.

Расчеты показывают, что при повышении коэффициента избытка воздуха в топке мазутного парогенератора, например с 1,03 до 1,10, при прочих равных условиях скорость сернокислотной коррозии газоходов возрастает примерно в 4 раза и применение тепловой защиты может оказаться малоэффективным.

Л и т е р а т у р а

1. Кузнецов Н.В. Современные проблемы надежности котельных агрегатов. - "Теплоэнергетика", 1972, №2. 2. Внуков А.К., Жидович О.В., Долгоруков Ю.В. Расчет скорости сернокислотной коррозии металлических газоходов труб. - В кн.: Тез. докл. к НТС по защите высотных дымовых труб, газоходов и хвостовых поверхностей нагрева от сернокислотной коррозии. Минск, 1971. 3. Стриха И.И., Скворцов А.П. О защите металлических газоходов парогенераторов от сернокислотной коррозии. - В сб.: Энергетическое строительство, 1973, № 2.

В.Д. Дунский, Е.Н. Толчинский, В.В. Ашейчик

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗДЕЛЕНИЯ ПЫЛИ ФРЕЗЕРНОГО ТОРФА В ПЫЛЕКОНЦЕНТРАТОРАХ ПЫЛЕСИСТЕМ С МЕЛЬНИЦАМИ-ВЕНТИЛЯТОРАМИ

Сушка влажного топлива высокотемпературными топочными газами в пылесистемах с мельницами-вентиляторами позволяет получить пыль с низким содержанием влаги и этим стабилизировать ее воспламенение в топке. С другой стороны, в отличие от работающих также по замкнутому циклу шахтно-мельничных систем пылесистемы с мельницами-вентиляторами выдают в топку не только пыль, окислитель (воздух) и испаренную влагу топлива, но и топочные газы - отработанный сушильный агент. Это вызывает снижение температуры факела и ослабление лучистого теплообмена в топке.

С целью смягчения этого эффекта в пылесистемах с мельницами-вентиляторами применяется отделение части инертных продуктов пылегазового потока и сброс этих продуктов в зону топки, расположенную выше ядра факела. В связи с этим факел локализуется в меньшем объеме и имеет более высокую температуру, что в целом положительно сказывается на топочном процессе.

В литературе имеются сведения о разделении пылегазового потока в пылеконцентраторах при работе пылесистем на бурых углях и лигните [1, 2]. Впервые для разделения пылегазового потока при сушке фрезерного торфа топочными газами пылеконцентраторы применены в пылесистемах парогенератора БКЗ-210-140Ф Тюменской ТЭЦ.

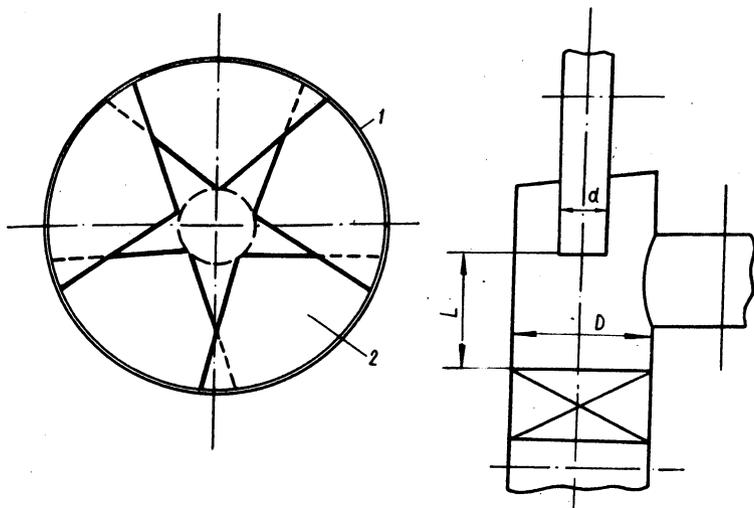


Рис. 1. Пылеконцентратор: 1 - обечайка; 2 - лопатки.

Пылеконцентратор выполнен в виде завихрителя, состоящего из обечайки 1 и пяти отдельных лопаток 2 (рис. 1), установленных под углом 50° к направлению потока. С целью уменьшения гидравлического сопротивления пылеконцентратора передние кромки лопаток (со стороны входа потока) загнуты таким образом, что угол между направлением потока и поверхностью входной части лопаток составляет 10° . Отношение $L/D = 1,2$ выбрано в соответствии с рекомендацией [3], а $\frac{d}{D} = 0,5$. Размеры лопаток выбраны таким образом, что они не соприкасаются друг с другом, и минимальный проход между ними равен 18 мм. В отличие от описанных в литературе конструктивных решений для бурых углей такая конструкция пылеконцентратора обеспечивает проходимость через завихритель волокнистых, древесных и других включений, которые содержатся в торфе или случайно попадают при транспортировке.

Для определения основных характеристик работы пылеконцентратора и разработки рекомендаций по его совершенствованию

нию было принято экспериментальное исследование процесса разделения пыли торфа на модели. Модель пылеконцентратора изготовлена в масштабе 1 : 6 с соблюдением геометрического подобия. Устройство модели допускало изменение угла установки лопаток в пределах $\alpha = 20 \div 50^\circ$ и изменение расстояния между завихривающим аппаратом и срезом сбросного патрубка (при постоянном диаметре D) в пределах $\frac{L}{D} = 0,5 \div 2$.

В опытах были соблюдены необходимые и достаточные условия моделирования, заключающиеся в выдерживании равенства для модели и образца следующих критериев [3]:

$$St = \frac{\delta^2 W_{отн} \rho}{\mu_0 D} = \text{idem};$$

$$Fr = \frac{W_{отн}^2}{q_0 D} \geq 8,5;$$

$$\mu_p = \frac{B_M}{B_\Gamma} = \text{idem};$$

$$M = \frac{D_M}{D_{об}} \geq 0,075,$$

где W , δ , ρ , μ_p и μ_0 - соответственно относительная скорость, средневзвешенный диаметр частиц, плотность материала, концентрация пыли на выходе и динамическая вязкость сушильного агента; D_M и $D_{об}$ - диаметры пылеконцентратора модели и образца; B_M и B_Γ - расходы материала и газа через входное сечение пылеконцентратора.

С увеличением угла лопаток (α) по отношению к потоку доля пыли в сбросном потоке падает (рис. 2). Особенно резкое падение имеет место при увеличении угла до $\alpha = 30 \div 35^\circ$, а далее количество пыли изменяется незначительно. Приближение сбросного патрубка к завихрителю пылеконцентратора также приводит к увеличению количества пыли в сбросном потоке.

Поскольку положение патрубка относительно завихрителя влияет на сопротивление пылеконцентратора таким образом, как это показано на рис. 3, т.е. с увеличением соотношения $\frac{L}{D}$ сопротивление возрастает, то следует выбирать это расстояние с учетом приемлемого сопротивления, особенностей компоновки пылеконцентратора в схеме пылесистемы и удобства обслуживания.

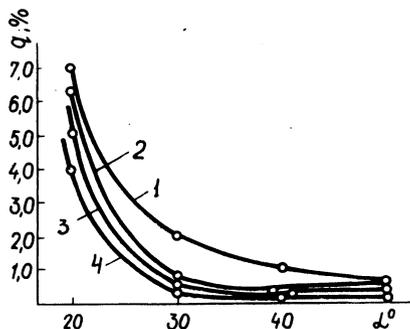


Рис. 2. Зависимость доли сброса пыли от угла наклона лопаток пылеконцентратора при различных отношениях $\frac{L}{D}$: 1 - $\frac{L}{D} = 0,5$; 2 - 1,0; 3 - 1,2; 4 - 2,0.

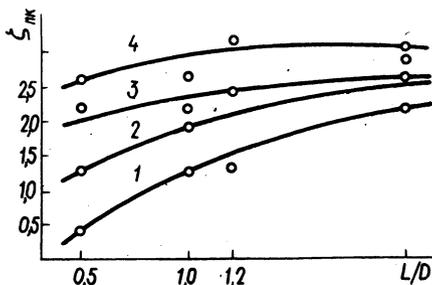


Рис. 3. Зависимость коэффициента сопротивления пылеконцентратора от отношения $\frac{L}{D}$ при различных углах наклона лопаток: 1 - $\alpha = 20^\circ$; 2 - 30° ; 3 - 40° ; 4 - 50° .

С увеличением угла наклона лопаток сопротивление пылеконцентратора возрастает (рис. 3). В соответствии с этим и учетом содержания пыли в сбросном потоке угол наклона лопаток следует выбирать равным $\alpha = 35^\circ$.

Л и т е р а т у р а

1. Маслов В.Е., Тодориев Н.Х. Испытание пылеконцентратора при работе на болгарских лигнитах. - "Электрические станции", 1970, № 10. 2. Процайло М.Я., Маслов В.Е., Остроумов А.М. Исследование лопаточного пылеконцентратора на модели. - "Теплоэнергетика", 1967, № 7. 3. Процайло М.Я., Маслов В.Е. Исследование процесса отделения пыли в пылеконцентраторе. - "Теплоэнергетика", 1972, № 1.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ АНОМАЛИИ УДЕЛЬНОГО ОБЪЕМА ВОДЫ

Седьмая Международная конференция по свойствам воды признала необходимым вести разработку новых уравнений состояния, которые бы более полно и точно описывали термические и калорические свойства воды. Наиболее перспективными признаны уравнения, имеющие определенный физический смысл, полученные с использованием небольшого числа опытных данных и так называемых предельных условий. К числу этих условий относятся:

1. При достаточно больших удельных объемах уравнение состояния переходит в уравнение идеального газа.

2. Значение критических параметров должно определяться уравнением с максимальной точностью $P_{кр}$, $V_{кр}$, $T_{кр}$.

3. В критической точке первая производная $(\frac{\partial P}{\partial V})_{T_{кр}}$ равна нулю.

4. В критической точке вторая производная $(\frac{\partial^2 P}{\partial V^2})_{T_{кр}}$ равна нулю.

Вода имеет исключения из законов сжимаемости, характерных для большинства рабочих тел. Одной из ее аномалий является наличие максимума плотности. Этот факт позволяет потребовать от уравнения выполнение еще двух условий.

5. На линии максимума плотности первая производная $(\frac{\partial V}{\partial T})_P$ должна быть равной нулю.

6. Уравнение состояния должно давать достаточно точное описание однозначной зависимости удельного объема и давления на линии аномалии $V_m = f(P)$.

Однако для использования условий 2 – 6 необходимо располагать достаточно точными экспериментальными данными. И если для критической точки таковые имеются [1], то для аномалии удельного объема положение несколько иное. В работах [5, 7] показано, что последние исследования, в той или иной мере затрагивающие аномальное изменение объема воды, проводились в начале века. Результаты многих из них приведены в монографии Дорси [6]. Из этих работ следует выделить две: исследования, поставленные Амага [6], и более поздние опыты Бриджмена [6]. Первые по признанию большинства исследователей наиболее точные. Но в оценке величины погрешности данных Амага имеются значительные

расхождения. Если Эккерт [7] их погрешность оценил величиной 0,02%, то в работе [2] эта величина оговорена 0,2%. Работа Бриджмена отличается тем, что аномалия объема имеет отличное от других количественное и качественное истолкование. Представляется затруднительным отдать предпочтение каким-то одним данным или провести их совместное использование.

В связи с вышеизложенным в этой работе поставлена задача получить достаточно точные данные по аномалии плотности, а также P , V , T значения с малым шагом по температуре для интервала $0^{\circ}\text{C} - 10^{\circ}\text{C}$. Наличие P , V , T данных необходимо для точного вычисления величины $\left(\frac{\partial V}{\partial t}\right)_P$ [7].

Данная область параметров для воды характерна наличием прецизионных изотерм 0°C и 10°C , приведенных в работе [8]. Это обстоятельство облегчает решение задачи, позволяет сконцентрировать внимание не на определении удельного объема, а на найденной величине аномалии, абсолютная величина которой имеет близкий порядок к погрешности определения удельного объема.

Для исследования аномального изменения объема был выбран метод пьезометра постоянного количества вещества, ибо его основная идея - сохранение массы испытуемой пробы при переменном объеме - позволяет провести наиболее простое решение поставленной задачи. Принципиальная схема установки представлена на рис. 1. Цилиндрический пьезометр, неразгруженный от давления и рассчитанный на работу в зоне упругих деформаций, выполнен из стали GX18H9T. В него одним концом вклеивается толстостенный капилляр, изготовленный из молибденового стекла. Вторым - капилляр вклеен в разделительный сосуд и погружен в ампулу со ртутью. Изменение объема испытуемой пробы, находящейся в пьезометре, определялось по перемещению столбика ртути в капилляре. Последний проецировался на экран, масштаб увеличения при этом был близок к 40. Сечение капилляра и его изменение по длине определено с погрешностью 0,5% и соответствовало эквивалентному цилиндрическому диаметром $1,1 \cdot 10^{-3}$ м. Наружный диаметр капилляра равнялся $7,0 \cdot 10^{-3}$ м. Объем пьезометра $V_P^0 = 51,98 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3$ выбирался с учетом того, чтобы перемещение столбика ртути в капилляре за опыт не превышало размеры поля проектора. Это обеспечивало в каждом опыте постоянное положение относительно друг друга проектора, капилляра, экрана. Длина капилляра $L = 0,765$ м определялась массой пробы $M = 52,63 \cdot 10^{-3}$ кг и

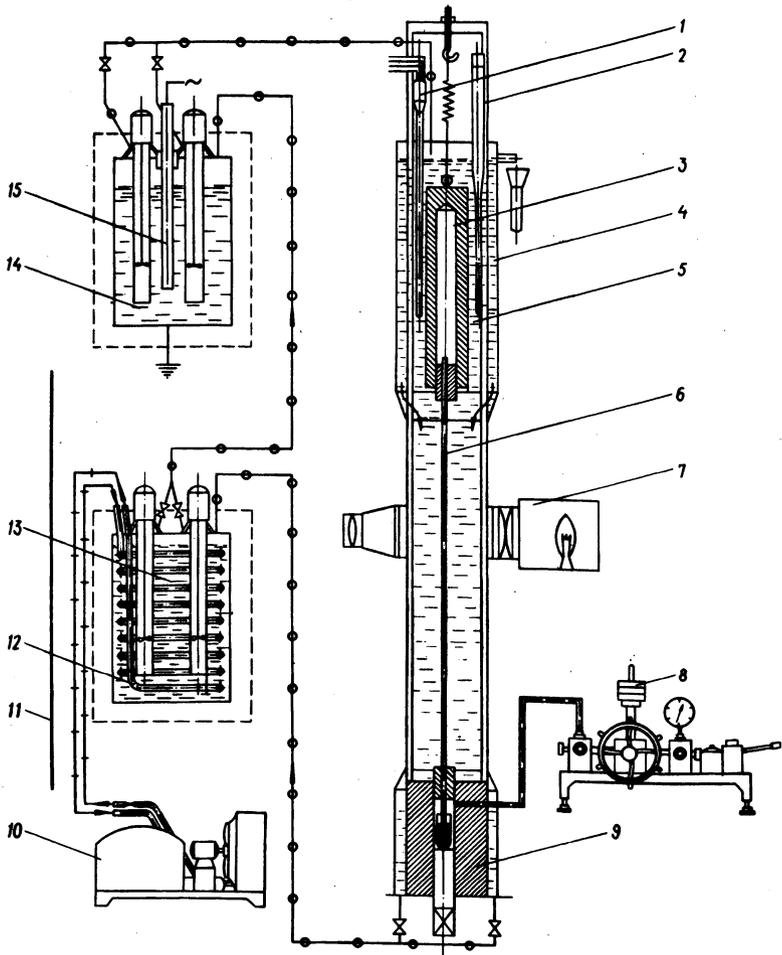


Рис. 1. Принципиальная схема установки: 1 - платиновый термометр сопротивления; 2 - метастатический термометр; 3 - пьезометр; 4 - охранный термостатирующий поток; 5 - основной термостатирующий поток; 6 - капилляр; 7 - проектор; 8 - грузопоршневой манометр; 9 - разделительный сосуд; 10 - компрессионная холодильная установка; 11 - экран; 12 - испаритель холодильной установки; 13 - охлаждающий термостат; 14 - термостат точной регулировки температуры; 15 - электрод объемного нагрева.

предельным давлением, на которое рассчитывалась установка, $P = 30$ МПа.

Пьезометр, капилляр и разделительный сосуд термостатировались в потоке антифриза, причем в области пьезометра осуществлялось двойное термостатирование по принципу поток в потоке. Этим достигалась равномерность поля температур пьезометра по его длине. Однородность температурного поля по сечению пьезометра достигалась равномерным распределением потока антифриза с помощью специального направляющего аппарата. Во времени температура регулировалась либо автоматически, либо вручную. Погрешность термостатирования в пространстве и времени не превышала $0,004$ °С.

Температура капилляра отличалась от температуры пьезометра. В самом неблагоприятном варианте разница не превышала $0,1$ °С. По длине капилляра данная разность температур уменьшалась от максимальной у разделительного сосуда ($0,1$ °С) до нуля у пьезометра. Таким образом, налицо балластный объем, величина которого значительна $V_6 = 0,849 \cdot 10^{-6}$ м³, что составляет $1,4\%$ от $V_{\text{п}}^0$. Благодаря малой разнице температур $\Delta T < 0,1$ °С, а главное, что в интересующей области параметров значение производной $\left(\frac{\partial V}{\partial t}\right)_P \approx 0$, ошибка, обусловленная наличием балластного объема в опытах, составила величину не более $0,0001\%$.

Очень узкий рабочий диапазон температур в опытах (объясняемый их спецификой) позволил для измерения температуры наряду с традиционным методом прецизионных измерений, основанным на применении платинового термометра сопротивления (ТСП), использовать другой. Это не совсем обычный, но более удобный и не менее точный способ, в котором используется метастатический термометр (МТ). По первому варианту температура определялась с помощью ТСП-10 № 1036, прошедшего государственную поверку и допущенного к применению по I разряду. Измерение сопротивления термометра проводилось компенсационным методом с использованием потенциометра Р-348 и комплекта приборов, который требует нормы измерения электрического сопротивления образцовых ТСП I разряда [3].

Все приборы прошли государственную поверку, признаны годными и допущены к применению по своим классам. Все работы по выполнению измерительной схемы, измерению сопротивления и расчету температуры выполнялись согласно требованиям метрологии [3]. Для выявления возможных системати-

ческих ошибок измерения в работе был применен совершенно иной метод определения температуры, о котором упоминалось выше. Как известно, МТ предназначены только для измерения малых разностей температур, но точность определения последних чрезвычайно высока. В этом случае, если мы достаточно точно знаем начальную температуру T_1 , то в пределах $\pm 5^\circ\text{C}$, определяемых шкалой МТ, можно с небольшой погрешностью найти конечную температуру T_2 , отличающуюся от начальной на измеренную с помощью МТ некоторую разность температур ΔT . Иначе $T_2 = T_1 + \Delta T$. Ошибка в определении T_2 зависит от качества проведенного измерения разности температур ΔT и достоверности начального значения T_1 . Температура T_1 устанавливалась по постоянной точке 0°C , а проверялась по температуре тройной точки. Реализовывались указанные постоянные точки согласно инструкциям [2, 3]. Как известно, температура тройной точки воспроизводится с погрешностью $0,0001^\circ\text{C}$ [2]. Определяемая по МТ разность температур ΔT с внесением всех поправок и соблюдений требований метрологии была ухудшена ошибкой не более $0,004^\circ\text{C}$. Разница в значении температуры, определенной по первому варианту (ТСП) и по второму (МТ), не превышала $0,01^\circ\text{C}$. Погрешность измерения температуры в работе составила величину не более $\pm 0,01^\circ\text{C}$.

Давление в работе измерялось грузо-поршневыми манометрами МП-600 и МП-60. Манометры прошли государственную поверку и признаны годными к применению по классу 0,05. При определении давления вводились поправки на температуру окружающей среды, потерю веса грузов в воздухе, ускорение свободного падения, гидростатическое давление столбов масла, ртути, воды и избыточное давление, обусловленное наличием мениска ртути в капилляре. В результате систематическая ошибка измерения давления зависела лишь от класса манометров и составила величину 0,05% от P_i , поскольку $P_i > 10\% P_p$. Здесь P_i - измеряемое давление; P_p - предельное и давление для манометра.

Опыты проводились по изобарам в интервале температур $(-2^\circ\text{C}) - (10^\circ\text{C})$. Такая методика требует длительного эксперимента, но при этом имеется возможность непосредственного определения минимального объема и, наконец, при вычислении удельного объема исключается достаточно большая и весьма грубо определяемая поправка на изотермическую деформацию. На каждой изобаре принимались реперная и контрольная точки. Для этой цели использовались прецизионные изотермы Келла и

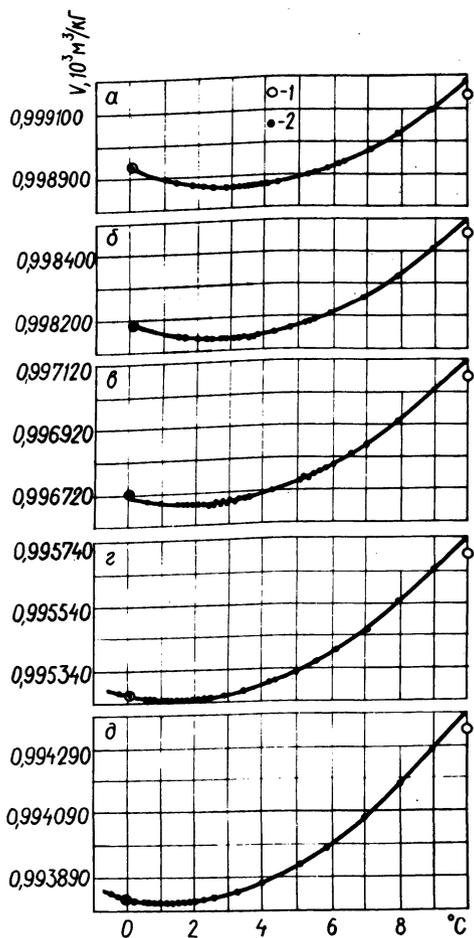


Рис. 2. Результаты эксперимента: а - изобара 2,533 МПа; б - изобара 4,000 МПа; в - изобара 6,934 МПа; г - изобара 9,864 МПа; д - изобара 12,797 МПа; 1 - экспериментальные значения, полученные в данной работе; 2 - значения удельных объемов согласно [8].

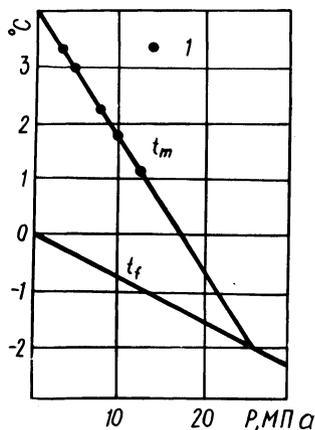


Рис. 3. Сравнение экспериментальных значений полученных минимумов с данными [6]: t_m - линия минимумов [6]; t_f - линия образования льда [6]; 1 - экспериментальные значения, полученные в данной работе.

Валлея [8] 0°C и 10°C . Роль каждой изотермы определялась в каждом опыте из расчета получения минимальной ошибки. Определив изменение объема пробы по отношению к реперной точке, которая для данной изобары постоянна, можно найти искомую величину удельного объема с введением лишь термической поправки. Последняя, как известно, определяется весьма точно. Значение коэффициента линейного расширения α принималось по данным Тоцкого [4] с учетом зависимости его от температуры. Видимо, это наиболее точные данные коэффициента α для стали 1X18H9T. По данным авторов, погрешность не более 1%. Значение термической деформации капилляра настолько мало, что, приняв среднее значение коэффициента α для молибденового стекла, мы практически не отягчаем результат дополнительной погрешностью. Конечная формула для определения удельного объема

$$V_x = V_0 \pm \frac{\Delta V_{\text{ох}}}{M} .$$

Здесь V_x - искомое значение удельного объема; V_0 - значение удельного объема в реперной точке, рассчитанное по уравнению реперной изотермы; M - масса пробы, величина которой в опытах не изменялась и составила величину $52,63 \cdot 10^{-3}$ кг; $\Delta V_{\text{ох}}$ - изменение объема пробы, которому соответствует расчетное перемещение мениска ртути в капилляре. Знак (+) или (-) определялся в каждом конкретном случае в зависимости от положения столбика ртути и соотношения реперной и данной температуры.

Для получения надежных данных на каждой изобаре определялось значение отдельного объема в контрольной точке. Во всех случаях расхождение составило не более 0,005%, что хорошо видно на рис. 2, где представлены экспериментальные данные, опорные и контрольные значения удельного объема согласно изотермам Келла [8]. Разрывы по оси ординат вызваны необходимостью выдержать размеры страницы при сохранении масштаба, обеспечивающего наглядность изображения. К настоящему времени получено 159 экспериментальных значений удельного объема на 5 изобарах, приведенных здесь. Наилучшее совпадение при этом выявилось с данными Амага. На рис. 3 согласно [6] нанесены кривые минимума удельного объема, образования льда, а также значения температур и давлений на линии минимума, полученные в данной работе.

Погрешность экспериментальных данных, как показала оценка, не превышает 0,01%.

Л и т е р а т у р а

1. Вукалович М.П., Ривкин С.Л., Александров А.А. Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара. М., 1969.
2. Кириллин В.А., Шейндлин А.Е. Исследование термодинамических свойств веществ. Л. - М., 1963.
3. Поверка приборов для температурных и тепловых измерений. Сборник инструкций, методических указаний и государственных стандартов. М., 1965.
4. Тоцкий Е.Е. Опытное определение коэффициента линейного расширения металлов сплавов. - "Теплофизика высоких температур". Т.2, 1964, №2.
5. Заворский Р., Кинан И. Термодинамические свойства воды в области максимальной плотности. - Труды Американского общества инженеров механиков. Т. 34, сер. E, 1967, № 2.
6. Dorsey N.E. Properties of Ordinary Water Substance, New York, 1940.
7. Eckart C. Properties of Water - "Amer. Journal of Sci". P.2. Apr. 1958.
8. Kell G., Hallett E. The PVT properties of Water. - Philosophical transactions of the Royal Society". London, ser. A, 1965.

В.Ф. Степанчук, Е.Г. Мигуцкий

К РАСЧЕТУ МАКСИМАЛЬНОГО КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛООТДАЧИ В ДВУХФАЗНЫХ ВОДО-ВОЗДУШНЫХ ПОТОКАХ

Теплообмен в двухфазных водо-воздушных потоках имеет ряд специфических особенностей, в значительной мере отличающих его от теплообмена в однофазных потоках. Этот факт подтверждается как авторами работ [1,2], так и экспериментальными данными, полученными в настоящей работе.

Характерная зависимость $Nu = f(\Delta t)$ для calorиметра диаметром $d = 12$ мм и числа $Re = 8,75 \cdot 10^3$ при различных действительных плотностях орошения N_D при поперечном

омывании приведены на рис. 1. Известно, что при вынужденном движении Nu_0 не зависит от Δt . В то же время из графиков видно, что аналогичная зависимость для двухфазного потока имеет четко выраженный максимум.

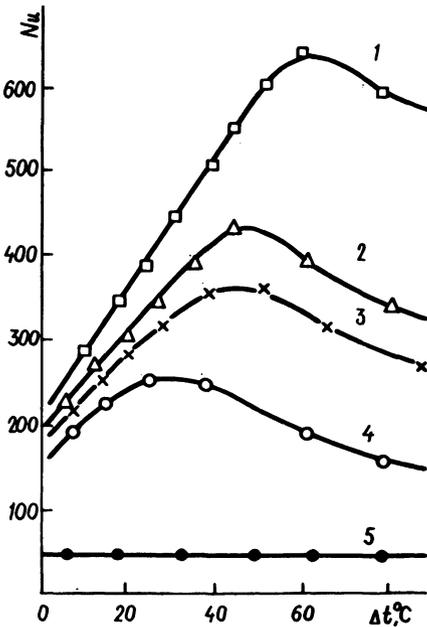


Рис. 1. Зависимость $Nu = f(\Delta t)$: 1 - $H_g = 0,182 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}$; 2 - 0,099; 3 - 0,0832; 4 - 0,038; 5 - воздух.

Для выяснения природы появления максимумов теплоотдачи была поставлена серия экспериментов на установке, описанной в [3] по следующей методике: в установившемся режиме измерялась относительная влажность воздуха φ перед вентилятором; температура мокрого термометра после смесительной камеры; мощность, потребляемая нагревателем калориметра; распределение температуры по поверхности калориметра; часовой массовый расход воды и скорость двухфазного потока.

По известной температуре и относительной влажности воздуха перед вентилятором и температуре мокрого термометра двухфазной смеси по $I-d$ -диаграмме определялись влагосодержание воздуха до и после камеры смешения d_1 и d_2 и количество воды, которое испаряется в 1 кг воды при смешении

$$\Delta d = d_2 - d_1 \quad (1)$$

По известной скорости потока определяем массовый расход воздуха

$$M_{\text{возд}} = WF_{\text{уч}} \rho, \quad (2)$$

а затем общее количество воды, которое испаряется в воздух

$$D = \Delta d \cdot M_{\text{возд}}. \quad (3)$$

Зная часовой массовый расход воды $M'_{\text{вод}}$ и количество испарившейся влаги (D), можно определить количество влаги, которое уносится двухфазным потоком в распыленном виде

$$M_{\text{вод}} = M'_{\text{вод}} - D. \quad (4)$$

С учетом коэффициента улавливания капель E находим количество влаги, улавливаемой калориметром,

$$m = EM'_{\text{вод}} \frac{F_{\text{кал}}}{F_{\text{уч}}}. \quad (5)$$

Количество тепла, которое необходимо для испарения m кг влаги, равно

$$q_1 = mr. \quad (6)$$

При $\Delta t = \Delta t_{\text{кр}}$ тепловой поток от калориметра отводится за счет конвективной теплоотдачи к чистому воздуху $q_{\text{возд}}$, испарения уловленной калориметром влаги $q_{\text{исп}}$ и лучистого теплообмена $q_{\text{луч}}$. Тогда уравнение теплового баланса калориметра запишется в виде

$$q = q_{\text{возд}} + q_{\text{исп}} + q_{\text{луч}} \quad (7)$$

или

$$q_{\text{исп}} = q - (q_{\text{возд}} + q_{\text{луч}}). \quad (8)$$

В уравнении (8) q определяется экспериментально, а $q_{\text{возд}}$ и $q_{\text{луч}}$ расчетным путем.

Проведенные эксперименты показали, что при максимальном значении коэффициента теплоотдачи для двухфазных потоков

$$q_1 = q_{\text{исп}} \quad (9)$$

т.е. доля теплового потока, отводимого от калориметра за счет испарения уловленной влаги, равно количеству тепла, которое необходимо для испарения m кг влаги, улавливаемой калориметром.

Таким образом, величину максимального коэффициента теплоотдачи для двухфазных водо-воздушных потоков можно определить по уравнению

$$\bar{\alpha} k_{\max} = \bar{\alpha}_0 + \frac{N_{\text{Д}} - h}{N_{\text{Д}}^{0,5}} \quad (10)$$

Здесь $A = 33400 - 96 T_{\text{пот}}$,

$$h = \frac{(d_2 - d_1) M_{\text{возд}}}{F_{\text{уч}}}$$

Полученное уравнение (10) справедливо в интервале чисел Re от $5 \cdot 10^3$ до $4,12 \cdot 10^4$, действительных плотностей орошения $N_{\text{Д}}$ от $0,0269$ до $0,204$ кг/м²·с, температур двухфазного потока от 12 до 24°C и диаметров калориметров от 12 до 20 мм.

В ы в о д ы

На основании проведенных экспериментов выяснено, что величина максимального коэффициента теплоотдачи для двухфазных водо-воздушных потоков определяется только величиной действительной плотности орошения $N_{\text{Д}}$. Получены уравнения для определения максимального коэффициента теплоотдачи.

Л и т е р а т у р а

1. Колльер Дж. Обзор работ по теплообмену к двухфазным системам. М., 1962.
2. Рывкин С.А. Теплоотдача одиночного цилиндра в двухфазном двухкомпонентном потоке. Канд. дис. Томск, 1969.
3. Мигуцкий Е.Г. Исследование теплоотдачи в водо-воздушных потоках. -- В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики, вып. 1. Минск, 1974.

ТЕПЛОБМЕН В МНОГОСЛОЙНОЙ СТЕНКЕ С ИСТОЧНИКАМИ

В практике тепловых расчетов встречаются задачи нестационарной теплопроводности, в которых происходит нагревание или охлаждение системы соприкасающихся тел. Тепловые расчеты для некоторых случаев задания граничных условий и системы двух, трех тел исследуются в работах [1—6]. Задачи такого рода решаются или операционным методом или методом интегральных преобразований.

Приведенные решения даже для системы двух тел (тем более для большого числа) сложны и их применение затруднено в практике. Нахождение корней трансцендентных уравнений, на которых базируются приведенные решения, является задачей не менее трудной, чем исходная. Кроме того, такой подход приводит к разным решениям задачи при изменении граничных условий и, следовательно, требует большого набора решений.

Новая методика применения операционного исчисления к решению краевых задач, рассмотренная в работах [7,8], дает возможность построить единое решение задачи для системы любого числа тел и при граничных условиях любого рода.

Для простоты изложения рассмотрим решение задачи для системы двух тел. Методика построения решения для системы большого числа аналогична.

Рассмотрим задачу

$$\frac{\partial T_i}{\partial \tau} = m_i \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2} + f_i(x, \tau), \quad (1)$$

где $x \in [x_{i-1}, x_i]$; $a = x_0 < x_1 < x_2 = b$; $i=1,2$; $\tau > 0$.

Начальные условия

$$T_i(x, 0) = T_i^0(x). \quad (2)$$

Граничные условия

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_1(a, \tau)}{\partial x} &= \alpha_1 T_1(a, \tau); \\ \frac{\partial T_2(b, \tau)}{\partial x} &= \alpha_2 T_2(b, \tau). \end{aligned} \quad (3)$$

Условия сопряжения

$$T_1(x_1, \tau) = T_2(x_1, \tau);$$

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1(x_1, \tau)}{\partial x} = \lambda_2 \frac{\partial T_2(x_1, \tau)}{\partial x}. \quad (4)$$

Применим к уравнению (1) с начальными условиями (2) преобразование Лапласа по переменной τ . Тогда уравнение (1) в изображениях при условии (2) примет вид

$$m_i \bar{T}_i''(x, p) - p \bar{T}_i(x, p) = -\bar{f}_i(x, p) - \varphi_i(x). \quad (5)$$

Здесь и далее чертой обозначаются изображения по преобразованию Лапласа для данной функции, являющейся оригиналом.

Решение уравнения (5) можно записать так:

$$\bar{T}_i(x, p) = C_i \exp\left(\frac{x}{\sqrt{m_i}} \sqrt{p}\right) + D_i \exp\left(-\frac{x}{\sqrt{m_i}} \sqrt{p}\right) + \bar{Y}_i(x, p), \quad (6)$$

где $\bar{Y}_i(x, p)$ — частное решение неоднородного уравнения (5); C_i, D_i — произвольные постоянные интегрирования, которые определяются из граничных условий сопряжения. Определять их из условий (3) и (4) на данном этапе представляется нецелесообразным, ибо возникают практически непреодолимые трудности при переходе от полученного решения задачи в изображениях к оригиналам.

В связи с этим представим произвольные постоянные интегрирования C_i, D_i , являющиеся функциями комплексного переменного p , в виде ряда

$$C_i(p) = \sum_{n=1}^{\infty} A_{in} \frac{\exp\left(-\frac{nx_i \sqrt{p}}{\sqrt{m_i}}\right)}{p}; \quad (7)$$

$$D_i(p) = \sum_{n=1}^{\infty} B_{in} \frac{\exp\left(-\frac{nx_i \sqrt{p}}{\sqrt{m_i}}\right)}{p},$$

где A_{in} , B_{in} - const.

Тогда решение (6) примет вид

$$\bar{T}_i(x, p) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[A_{in} \frac{\exp\left(-\frac{nx_i - x}{\sqrt{m_i}} \sqrt{p}\right)}{p} + \right. \\ \left. + B_{in} \frac{\exp\left(-\frac{nx_i + x}{\sqrt{m_i}} \sqrt{p}\right)}{p} \right] + \bar{\gamma}_i(x, p). \quad (8)$$

Очевидно, что функция (8) как изображение удовлетворяет всем требованиям для существования оригинала.

В пространстве оригиналов получим

$$T_i(x, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[A_{in} \operatorname{erfc} \frac{nx_i - x}{2\sqrt{m_i} \tau} + B_{in} \operatorname{erfc} \frac{nx_i + x}{2\sqrt{m_i} \tau} \right] + \\ + \gamma_i(x, \tau). \quad (9)$$

Ряд вида

$$\sum_{n=1}^{\infty} C_n \operatorname{erfc} nz \quad (10)$$

сходится при всех z , если коэффициенты ряда C_n удовлетворяют условию

$$\left| \frac{C_{n+1}}{C_n} \right| = \text{const}. \quad (11)$$

В самом деле, применяя признак Даламбера к ряду (10), получим

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \left| \frac{C_{n+1} \operatorname{erfc}(n+1)z}{C_n \operatorname{erfc} nz} \right| = \left| \frac{C_{n+1}}{C_n} \right| \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1^{-(n+1)^2} z^2}{1^{-n^2} z^2} = 0.$$

Далее покажем, что коэффициенты A_{in} , B_{in} удовлетворяют условию (11).

Следовательно, ряды, входящие в решение (9), сходятся. Далее, непосредственной подстановкой можно показать, что функция (9) удовлетворяет уравнению (1) и условию (2).

Остается в полученном решении (9) постоянные коэффициенты A_{1n} и B_{1n} выбирать так, чтобы удовлетворялись условия (3) и (4). Для граничного условия (3) при $x = a$ получим

$$\frac{\partial T_1(a, \tau)}{\partial x} = \left[\sum_{n=1}^{\infty} (A_{1n} \frac{\exp(-\frac{(nx_1 - x)^2}{4m_1\tau})}{\sqrt{\pi m_1 \tau}} - B_{1n} x \frac{\exp(-\frac{(nx_1 + x)^2}{4m_1\tau})}{\sqrt{\pi m_1 \tau}}) + \gamma_1'(x, \tau) \right]_{x=a} = \alpha_1 \left[\sum_{n=1}^{\infty} x (A_{1n} \operatorname{erfc} \frac{nx_1 - x}{2\sqrt{m_1\tau}} + B_{1n} \operatorname{erfc} \frac{nx_1 + x}{2\sqrt{m_1\tau}}) + \gamma_1(x, \tau) \right]_{x=a}.$$

Тогда

$$\sum_{n=1}^{\infty} \left[A_{1n} \left(\frac{\exp(-\frac{(nx_1 - a)^2}{4m_1\tau})}{\sqrt{\pi m_1 \tau}} - \alpha_1 \operatorname{erfc} \frac{nx_1 - a}{2\sqrt{m_1\tau}} \right) - B_{1n} \left(\frac{\exp(-\frac{(nx_1 + a)^2}{4m_1\tau})}{\sqrt{\pi m_1 \tau}} + \alpha_1 \operatorname{erfc} \frac{nx_1 + a}{2\sqrt{m_1\tau}} \right) \right] = \alpha_1 \gamma_1(a, \tau) - \gamma_1'(a, \tau). \quad (12)$$

Аналогично, при $x = b$ получим

$$\sum_{n=1}^{\infty} \left[A_{2n} \left(\frac{\exp(-\frac{(nx_2 - b)^2}{4m_2\tau})}{\sqrt{\pi m_2 \tau}} - \alpha_2 \operatorname{erfc} \frac{nx_2 - b}{2\sqrt{m_2\tau}} \right) - B_{2n} x \left(\frac{\exp(-\frac{(nx_2 + b)^2}{4m_2\tau})}{\sqrt{\pi m_2 \tau}} + \alpha_2 \operatorname{erfc} \frac{nx_2 + b}{2\sqrt{m_2\tau}} \right) \right] =$$

$$= \lambda_2 \gamma_2(b, \tau) - \gamma_2'(b, \tau). \quad (13)$$

Из условий сопряжения имеем

$$\begin{aligned} & \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_{1n} \operatorname{erfc} \frac{nx_1 - x_1}{2\sqrt{m_1\tau}} - A_{2n} \operatorname{erfc} \frac{nx_2 - x_1}{2\sqrt{m_2\tau}} + \right. \\ & \left. + B_{1n} \operatorname{erfc} \frac{nx_1 + x_1}{2\sqrt{m_1\tau}} - B_{2n} \operatorname{erfc} \frac{nx_2 + x_1}{2\sqrt{m_2\tau}} \right) = \\ & = \gamma_2(x_1, \tau) - \gamma_1(x_1, \tau); \quad (14) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & -\sum_{n=1}^{\infty} \left[A_{1n} \frac{\lambda_1 \exp\left(-\frac{(nx_1 - x_1)^2}{4m_1\tau}\right)}{\sqrt{\pi m_1\tau}} - A_{2n} x \right. \\ & \left. x \frac{\lambda_2 \exp\left(-\frac{(nx_2 - x_1)^2}{4m_2\tau}\right)}{\sqrt{\pi m_2\tau}} - B_{1n} \frac{\lambda_1 \exp\left(-\frac{(nx_1 + x_1)^2}{4m_1\tau}\right)}{\sqrt{\pi m_1\tau}} + \right. \\ & \left. + B_{2n} \frac{\lambda_2 \exp\left(-\frac{(nx_2 + x_1)^2}{4m_2\tau}\right)}{\sqrt{\pi m_2\tau}} \right] = \lambda_2 \gamma_2'(x_1, \tau) - \lambda_1 \gamma_1'(x_1, \tau). \quad (15) \end{aligned}$$

Равенства (12) — (15) есть тождества относительно переменной τ . Следовательно, полагая в этих равенствах $\tau = \text{const}$, мы будем получать линейные уравнения относительно искомых коэффициентов A_{in} и B_{in} . Таким образом, если в решении (9) мы сохраняем n членов, то для нахождения коэффициентов A_{in} и B_{in} из равенств (12) — (15) мы составляем систему $4n$ линейных уравнений относительно искомых коэффициентов. Если нас интересует зависимость $T_i(x, \tau)$ на

отрезке $[0, \tau^*]$, то для получения указанной системы достаточно отрезок $[0, \tau^*]$ разделить на s частей (лучше равных) и положить в равенствах (12)–(15) $\tau = \frac{k\tau^*}{s}$ ($k = 1, 2, \dots, n$):

$$\sum_{n=1}^s \left[A_{1n} \left(\frac{\exp\left(-\frac{nx_1 - a}{2\sqrt{m_1\tau_k}}\right)^2}{\sqrt{\pi m_1\tau_k}} - \alpha_1 \operatorname{erfc} \frac{nx_1 - a}{2\sqrt{m_1\tau_k}} - B_{1n} x \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\exp\left(-\frac{nx_1 + a}{2\sqrt{m_1\tau_k}}\right)^2}{\sqrt{\pi m_1\tau_k}} + \alpha_1 \operatorname{erfc} \frac{nx_1 + a}{2\sqrt{m_1\tau_k}} \right) \right] = \\ = \alpha_1 \gamma_1(a, \tau_k) - \gamma_1'(a, \tau_k);$$

$$\sum_{n=1}^s \left[A_{2n} \left(\frac{\exp\left(-\frac{nx_2 - b}{2\sqrt{m_2\tau_k}}\right)^2}{\sqrt{\pi m_2\tau_k}} - \alpha_2 \operatorname{erfc} \frac{nx_2 - b}{2\sqrt{m_2\tau_k}} - \right. \right. \\ \left. \left. - B_{2n} \left(\frac{\exp\left(-\frac{nx_2 + b}{2\sqrt{m_2\tau_k}}\right)^2}{\sqrt{\pi m_2\tau_k}} + \alpha_2 \operatorname{erfc} \frac{nx_2 + b}{2\sqrt{m_2\tau_k}} \right) \right) \right] = \\ = \alpha_2 \gamma_2(b, \tau_k) - \gamma_2'(b, \tau_k);$$

$$\sum_{n=1}^s \left(A_{1n} \operatorname{erfc} \frac{nx_1 - x_1}{2\sqrt{m_1\tau_k}} - A_{2n} \operatorname{erfc} \frac{nx_2 - x_1}{2\sqrt{m_2\tau_k}} + \right. \\ \left. + B_{1n} \operatorname{erfc} \frac{nx_1 + x_1}{2\sqrt{m_1\tau_k}} - B_{2n} \operatorname{erfc} \frac{nx_2 + x_1}{2\sqrt{m_2\tau_k}} \right) = \\ = \gamma_2(x_1, \tau_k) - \gamma_1(x_1, \tau_k);$$

$$\sum_{n=1}^s \left[A_{1n} \lambda_1 \frac{\exp - \left(\frac{nx_1 - x_1}{2\sqrt{m_1 \tau_k}} \right)^2}{\sqrt{\pi m_1 \tau_k}} - A_{2n} \lambda_2 x \frac{\exp - \left(\frac{nx_2 - x_1}{2\sqrt{m_2 \tau_k}} \right)^2}{\sqrt{\pi m_2 \tau_k}} - B_{1n} \lambda_1 \frac{\exp - \left(\frac{nx_1 + x_1}{2\sqrt{m_1 \tau_k}} \right)^2}{\sqrt{\pi m_1 \tau_k}} + B_{2n} \lambda_2 \frac{\exp - \left(\frac{nx_2 + x_1}{2\sqrt{m_2 \tau_k}} \right)^2}{\sqrt{\pi m_2 \tau_k}} \right] = \lambda_2 \delta_2'(x_1, \tau_k) - \lambda_1 \delta_1'(x, \tau_k),$$

где

$$\tau_k = \frac{k \tau^*}{s} \quad (k = 1, 2, \dots, s).$$

При $\tau \rightarrow \infty$ система для определения коэффициентов A_{in} , B_{in} составляется следующим образом. Из равенств (12)---(15) следует равенство их производных по τ . Следовательно, если в равенствах (12)---(15) и производных от них до $(n-1)$ порядка положить $\tau = \tau_0$ (например, $\tau = 1$), то придем к системе $4n$ уравнений, аналогичной (16).

Производные любого порядка от функций

$\tau^{-\frac{1}{2}} \exp \left(-\frac{y}{\tau} \right)$ и $\operatorname{erfc} \sqrt{\frac{y}{\tau}}$ по τ легко определяются из

формул

$$\frac{\partial^n \left(\tau^{-\frac{1}{2}} \exp \left(-\frac{y}{\tau} \right) \right)}{\partial \tau^n} = \frac{\tau^{-\frac{1}{2}}}{\tau^{n+\frac{1}{2}}} \left[\left(\frac{y}{\tau} \right)^n - \frac{2n(2n-1)}{4} \left(\frac{y}{\tau} \right)^{n-1} + \frac{2n(2n-1)(2n-2)(2n-3)}{32} \left(\frac{y}{\tau} \right)^{n-2} - \dots \right];$$

$$\frac{\partial^{n+1} \operatorname{erfc} \sqrt{\frac{y}{\tau}}}{\partial \tau^{n+1}} = \sqrt{\frac{y}{\pi}} \frac{1 - \frac{y}{\tau}}{\tau^{n+\frac{3}{2}}} \left[\left(\frac{y}{\tau}\right)^n - \frac{(2n+1)2n}{4} x \right. \\ \left. x \left(\frac{y}{\tau}\right)^{n-1} + \frac{(2n+1)2n(2n-1)(2n-2)}{32} \left(\frac{y}{\tau}\right)^{n-2} - \dots \right];$$

$n = 0, 1, 2, \dots$

Можно показать, используя неравенство Адамара и метод Гаусса [9] решения системы линейных уравнений, что последовательность коэффициентов A_{in} , B_{in} удовлетворяет условию (11).

Ряды, входящие в решение (9), сходятся быстро и, как показал анализ решения, уже первые два-три члена ряда дают хороший результат.

Если учесть, что решение системы линейных уравнений входит в математическое обеспечение ЭВМ, а для функций erfc составлены подробные таблицы, то практическое применение полученного решения не вызывает затруднений.

Для граничных условий других родов вид решения (9) остается прежним и лишь изменяются первые два равенства системы (16). С увеличением числа тел сопряжения к системе для определения коэффициентов ряда добавляются равенства, аналогичные двум последним равенствам системы (16).

Л и т е р а т у р а

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., 1967.
2. Лыков А.В., Михайлов Ю.А. Теория тепло- и массопереноса. М., — Л., 1963.
3. Смирнов М.С. Температурное поле в трехслойной стенке при граничных условиях четвертого рода. — В кн.: Тепло- и массообмен в капиллярно-пористых телах. М., — Л., 1957.
4. Цой Л.В. Теплообмен системы тел при нестационарном режиме. — ИФЖ, т. 4, 1961, № 1.
5. Чудновский А.Ф. Теплообмен в дисперсных средах. М., 1954.
6. Кулик Л.М., Шаповалов Г.Е. Неустановившаяся теплопередача через многослойную плоскую пластинку. — "Изв. АН СССР. Энергетика и автоматика", 1961, № 2.
7. Шило А.Ф. Температурное поле противоточного регенеративного теплообменника. — "Изв. вузов. Энергетика", 1972, № 10.
8. Шило А.Ф., Степанчук В.Ф. Краевая задача с граничными условиями типа сопряжения. — "Дифференциальные уравнения", 1975, № 2.
9. Мишин А.П., Проскуряков Н.В. Высшая алгебра. М., 1962.

ПРОГРЕВ БЕТОННЫХ ИЗДЕЛИЙ В ПАРОГАЗОВОЙ КАМЕРЕ

Способ обработки бетона парогазовой смесью, как показали расчеты и экспериментальные исследования, более простой и экономичный по сравнению с обычным способом – прогревом бетона паром от промышленных котельных [1].

Наиболее оптимальный вариант, позволяющий полно утилизировать тепло парогазовой смеси, – это применение шелевой камеры непрерывного действия с противоточным движением теплоносителя и обогреваемых изделий. Условия тепло- и массообмена в таких камерах существенно отличаются от соответствующих условий в обычных паровых камерах, поэтому использование существующих методик расчета для таких камер не представляется возможным.

Размеры всей камеры (при заданной скорости конвейера – время пребывания изделий) существенно зависят от интенсивности теплообмена на участке снижения температуры парогазовой смеси. Кроме того, для повышения к.п.д. всей установки необходимо уменьшать температуру уходящей смеси, что при заданных значениях коэффициентов теплоотдачи можно сделать, увеличивая общую поверхность изделий.

Интенсивность теплообмена по отношению к внутреннему термическому сопротивлению определяется величиной критерия Био

$$Bi = \frac{\alpha \delta}{\lambda} . \quad (1)$$

Для тепловой обработки панелей и плит в качестве определяющего размера принимается половина их толщины δ . Тогда при среднем значении коэффициента теплоотдачи [2] в период подъема температур $\alpha = 100 \text{ вт/м}^2 \cdot \text{град}$ и принятых $\delta = 0,1 \text{ м}$, $\lambda_1 = 2 \text{ вт/м} \cdot \text{град}$ для тяжелого бетона, $\lambda_2 = 0,4 \text{ вт/м} \cdot \text{град}$ для легкого бетона имеем соответственно $Bi_1 = 5$ и $Bi_2 = 25$.

Так как $Bi \gg 1$, расчет количества подведенного тепла необходимо вести по формулам теории теплопроводности, т.е. в этом случае граничные условия третьего рода могут рассматриваться как эквивалентные им граничные условия первого рода. С учетом того, что в первые один-два часа экзотермические реакции гидратации протекают при небольшой интенсивности, в первом приближении допустимо выполнять расчет без

учета тепла экзотермии. При более точном расчете выделяемое тепло можно учесть введением эффективной теплоемкости материала

$$c_{\text{эф}} = c_{\text{ср}} - \frac{Q_{\text{экз}}}{t_{\text{кон}} - t_{\text{наг}}} \quad (2)$$

При этом могут быть использованы широко известные соотношения для расчета тел классической формы [3].

Расчет зоны изотермической выдержки выполняется аналогично расчету зоны подъема температуры с учетом изменения коэффициента теплоотдачи, эффективной теплоемкости и удельной экзотермии цемента.

В случае, когда обрабатываемая деталь является тонкой ($Bi < 1$) и лимитирующим становится теплообмен, может быть предложена следующая упрощенная методика расчета необходимого времени пребывания изделия в зоне нагрева.

Коэффициент теплоотдачи от парогазовой смеси к нагреваемому изделию определяется соотношением [4]

$$\alpha = a \Delta t^{\frac{1}{4}}, \quad (3)$$

где a — коэффициент, зависящий от вертикальных размеров детали и состава парогазовой смеси.

Тогда количество тепла, передаваемое изделиям, определится как

$$dQ = \alpha F \Delta t d\tau, \quad (4)$$

где F — поверхность обогреваемых изделий на один метр длины туннельной камеры. При этом предполагается, что вертикальные размеры деталей являются преобладающими.

С другой стороны, это тепло идет на нагрев изделий и поэтому

$$dQ = c m dt, \quad (5)$$

где m — масса изделий на одном метре длины туннельной камеры.

Таким образом,

$$a F \Delta t^{\frac{3}{4}} d\tau = c m dt$$

или

$$d\tau = \frac{cm}{aF} \frac{dt}{(t_{п.г} - t_6)^{3/4}} = \frac{c}{a} \Psi \frac{dt}{(t_{п.г} - t_6)^{3/4}}, \quad (6)$$

где Ψ - масса на единицу поверхности изделия, $\Psi = \frac{m}{F}$; t_6 - температура бетона.

После интегрирования получаем

$$\tau = \frac{1}{4} \frac{c}{a} \Psi \left[(t_{п.г} - t_{6_1})^{1/4} - (t_{п.г} - t_{6_2})^{1/4} \right]. \quad (7)$$

Здесь индекс 1 относится к выходу изделий в камеру, а индекс 2 - к выходу изделий из зоны подъема температур.

Таким образом, расчет необходимой длины обогреваемой зоны туннельной камеры может быть выполнен сравнительно просто для двух крайних случаев ($Bi \gg 1$ и $Bi < 1$).

Л и т е р а т у р а

1. Солдаткин М.Т., Бондарев В.А., Кравец В.Ф. Применение парогазовой смеси как низкопотенциального теплоносителя. - "Изв. вузов. Энергетика", 1971, № 4.
2. Солдаткин М.Т., Кравец В.Ф. Теплообмен при конденсации пара из парогазовой смеси. - "Изв. вузов. Энергетика", 1971, № 8.
3. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., 1967.
4. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. М. - Л., 1965.

Г.А. Фатеев, Л.И. Тарасевич, А.М. Заватко

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ПРИЛОЖЕНИЯ РЕЗОНАНСНЫХ ТЕПЛОВЫХ ВОЛН К ПРОЦЕССУ ТЕПЛОВОЙ РЕГЕНЕРАЦИИ АДСОРБЕНТА

Метод резонансных тепловых волн при десорбции насыщенного слоя адсорбента имеет ограничение, связанное с соизмеримостью скоростей переноса тепловых и концентрационных волн. Скорость движения тепловой волны описывается уравнением [1]

$$u_t = \frac{j C_2}{\rho C_1}, \quad (1)$$

где u_t - скорость движения тепловой волны; j - массовый расход газа, отнесенный к единице полного сечения слоя;

ρ - плотность слоя; C_1 и C_2 - соответственно удельные теплоемкости слоя и газа.

Учитывая известную аналогию переноса тепла и адсорбционных масс в плотном слое, скорость движения концентрационной волны в аналогичных обозначениях можно записать следующим образом [2]:

$$u_c = \frac{jC}{\rho a}, \quad (2)$$

где C - массовая доля адсорбента в насыщающем потоке; a - массоемкость адсорбата при этой массовой доле.

Представляя (1) в виде

$$u_t = \frac{v \rho_2 C_2}{\rho C_1},$$

где v и ρ_2 - скорость фильтрации газового потока и его плотность, и полагая, что для большинства адсорбентов, применяемых для очистки воздуха, $C_1 \approx C_2$, получаем соотношение

$$\frac{v}{u_t} \approx \frac{\rho}{\rho_2}.$$

Иными словами скорость фильтрации воздуха превосходит скорость движения тепловой волны в 300 - 1000 раз (полагаем $\rho_2 \approx 1 \text{ кг/м}^3$, ρ для слоя активного угля колеблется в пределах 200 - 600 кг/м^3 , для слоя цеолита - 650 - 900 кг/м^3). Рассматривая процесс десорбции в режиме тепловых волн как очень выгодный с точки зрения экономии тепла (при десорбции CO_2 из слоя цеолита высотой 0,5 м затраты тепла в режиме тепловой волны сокращаются примерно в 3 раза в сравнении с адиабатным разогревом всего слоя до той же температуры [3]), необходимо отметить отрицательный фактор, обусловленный разбавлением адсорбата на стадии десорбции. Соотношение скоростей переноса тепловой и концентрационной волн при одинаковых фильтрационных условиях

$$v = \frac{u_t}{u_c} = \frac{C_2 a}{C_1 C} \quad (3)$$

определяется соотношением массоемких свойств адсорбата.

Пренебрегая явлением передесорбции при движении тепловой волны, концентрация адсорбата в десорбционном потоке C_{des} может быть оценена по формуле

$$C_{des} = C \frac{V}{1 + CV} \quad (4)$$

Полагая концентрацию адсорбата в насыщающем потоке достаточно малой, можно сделать вывод, что концентрация адсорбата при десорбции возрастает пропорционально соотношению скоростей переноса тепла и массы в слое адсорбента. Очевидно, при $V \leq 1$ десорбция в режиме тепловых волн утрачивает смысл.

Расчет по формулам (3), (4) показывает, что для цеолита, обладающего емкостью к CO_2 , равной $a = 0,05$ при $C = 0,015$, получаем превышение концентрации в десорбционном потоке по отношению к адсорбционному примерно в 3 раза.

Современные цеолиты имеют емкостные соотношения $a = 0,08$ при $C = 0,008$, т.е. дают возможность добиться концентрационного превышения примерно в 10 раз. Концентрацию адсорбата в десорбционном потоке, рассчитанную по формулам (4), следует рассматривать как минимальную. Дополнительное концентрирование адсорбата может достигаться вследствие дополнительного насыщения нижележащих слоев адсорбента при передесорбировании масс адсорбата, вытесняемого тепловой волной.

Учитывая рассмотренные выше закономерности десорбции при движении резонансных тепловых волн можно сделать следующие выводы.

Наибольший эффект концентрирования может быть достигнут при малой концентрации адсорбата в насыщающем потоке, так как в этом случае согласно изотерме равновесия, как правило, отношение $\frac{a}{C}$ достигает наибольшего значения и, кроме того, адсорбент сохраняет значительную часть емкости.

Уменьшение расхода газового потока при десорбции должно повысить эффект концентрирования в сравнении с расчетным по формуле (4), так как в этом случае внутренне диффузионное сопротивление зерен в меньшей степени препятствует дополнительному насыщению адсорбента передесорбируемыми массами адсорбата.

Метод десорбции насыщенного слоя адсорбента может быть рекомендован в тех случаях, когда ставится задача получения очищенного газового потока при минимальных затратах тепла.

В тех случаях, когда целью процесса является концентрирование адсорбата, необходимо предусмотреть вторую ступень адсорбции. Целесообразность применения резонансного волнового переноса в этом случае состоит в экономичном промежуточном концентрировании адсорбата. На второй ступени может быть использован другой тип адсорбента, регенерируемого с меньшими затратами тепла.

Концентрирующий эффект десорбции с помощью тепловой волны может быть значительно повышен благодаря применению промежуточного массового агента, обладающего большим сродством к адсорбенту, чем целевой адсорбат. Например, при десорбции CO_2 из цеолита нами отмечена интенсификация процесса десорбции при передесорбции небольших количеств влаги, сохраняющихся в слое. При этом перед тепловой волной возникает температурный фронт передесорбирующейся влаги. Ускорение его движения связано с наращиванием теплоемкости газа C_2 (1) с учетом энергии связи паров воды с цеолитом. Возрастание u_t и соответственно V (3) примерно пропорционально им увеличивает относительное концентрирование адсорбционного процесса $\frac{C_{des}}{C}$ (4).

Тепловая волна может быть рекомендована при десорбции тяжелых углеводородов с активных углей с применением пара. В этом случае будет значительно уменьшен расход пара, а выделение чистого адсорбата из конденсата, как правило, не представляет большого труда.

Л и т е р а т у р а

1. Фатеев Г.А. Перенос тепла в реагирующем пористом теле при наличии фильтрации газа. — В сб.: Тепло- и массообмен при фазовых и химических превращениях. Минск, 1968
2. Серпионова Е.Н. Промышленная адсорбция газов и паров. М., 1969.
3. Бицютко И.Я. и др. Тепловая эффективность обработки продуваемого слоя распределенными источниками тепла. — В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики, вып. 2. Минск, 1975.

ДВИЖЕНИЕ ТВЕРДОГО АДСОРБЕНТА В ДВУХКОМПОНЕНТНОМ ПОТОКЕ

Исключительные адсорбционные возможности тонкодисперсных материалов (бентониты, цеолиты и др.) способствовали их широкому внедрению в промышленное производство и научный эксперимент. В подавляющем большинстве случаев регенерация этих материалов происходит в двухкомпонентном потоке, который обладает многими особенностями.

Рассмотрим один из возможных случаев движения частицы твердого адсорбента в газовом потоке. Частица после процесса адсорбции попадает в одномерное тепловое поле (рис. 1).

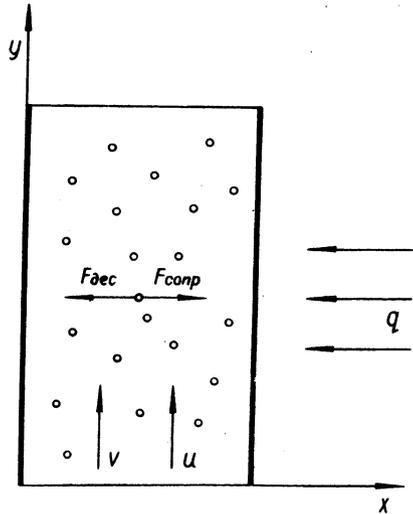


Рис. 1. Модель двухкомпонентного потока.

Уравнение движения частицы вдоль оси x запишется

$$\frac{d(\tilde{m}\tilde{u}_x)}{d\tau} = F_{des} - F_{сопр} \quad (1)$$

где \tilde{m} - масса частицы, кг; \tilde{u}_x - скорость частицы, м/с; F_{des} - равнодействующая сил десорбции, н; $F_{сопр}$ - сила сопротивления, н.

Пренебрегая изменением массы частицы и учитывая, что для системы "газ - твердые частицы" силу сопротивления можно представить в виде выражения, учитывающего только вязкое сопротивление и сопротивление формы [1], для сток-

совского режима обтекания и сферической формы частицы уравнение (1) примет вид

$$\tilde{m} \frac{d\tilde{u}_x}{d\tau} = F_{\text{дес}} - 6\pi\tilde{r}\eta\tilde{u}_x, \quad (2)$$

здесь \tilde{r} - радиус частицы, м; η - коэффициент динамической вязкости, н·с/м².

Равнодействующую сил десорбции на частицу представим в виде

$$F_{\text{дес}} = 6\pi\tilde{r}\tilde{j}V, \quad (3)$$

где \tilde{j} - динамический коэффициент десорбции, н·с/м², $\tilde{j} = \frac{1}{3}\rho\tilde{c}\lambda$ (здесь ρ - плотность сплошной среды, кг/м³; \tilde{c} - время десорбции, с; λ - удельная теплота десорбции, дж/кг); V - изменение удельного объема адсорбированного газа в единицу времени в период десорбции, м³/м²·с.

Выражение для равнодействующей сил десорбции получено на основе кинетической теории газов в результате рассмотрения задачи взаимодействия поверхности частицы и отрывающихся от нее во время десорбции молекул адсорбента. При этом считалось, что из-за одностороннего подвода тепла десорбция протекает только с соответствующей стороны частицы, что в свою очередь ограничивает нижеприведенное решение уравнения (2) только этим периодом десорбции.

Решая уравнение (2), получим

$$\tilde{m} \frac{d\tilde{u}_x}{d\tau} = 6\pi\tilde{r}\tilde{j}V - 6\pi\tilde{r}\eta\tilde{u}_x. \quad (4)$$

Деля обе части (4) на $m = \frac{4}{3}\rho\pi\tilde{r}^3$ и выполняя замену

$$\frac{\tilde{j}}{\eta}V = \tilde{u}_m, \quad \text{получим}$$

$$\frac{d\tilde{u}_x}{d\tau} = \frac{1}{\tau_p} (\tilde{u}_m - \tilde{u}_x).$$

Разделяем переменные и выполняем интегрирование

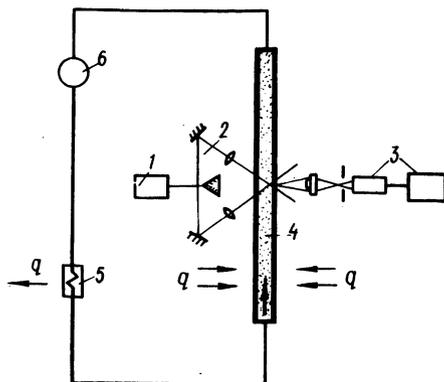
$$\int_{\tilde{u}_{ox}}^{\tilde{u}_x} \frac{d\tilde{u}_x}{\tilde{u}_m - \tilde{u}_x} = \int_{\tau_0=0}^{\tau} \frac{d\tau}{\tau_p}.$$

Окончательное решение (2) запишется

$$\tilde{u}_x = \tilde{u}_m + (\tilde{u}_{ох} + \tilde{u}_m) \exp(-\tau/\tau_p), \quad (5)$$

где \tilde{u}_m - максимальная поперечная скорость частицы в результате действия сил десорбции; $\tilde{u}_{ох}$ - начальная скорость частицы, м/с; τ_p - время релаксации, с; ρ_T - плотность твердого компонента, кг/м³.

Рис. 2. Схема измерения скорости частицы: 1 - источник когерентного света; 2 - оптическая приставка установки; 3 - измерительная приставка; 4 - экспериментальный участок; 5 - холодильник; 6 - вентилятор.



Для измерения скорости частиц использована методика, основанная на эффекте Доплера (рис. 2). Максимальная скорость частиц определяется путем зондирования потока пучком когерентного света.

Л и т е р а т у р а

1. Горбис З.Р. Теплообмен и гидромеханика дисперсных сквозных потоков, М., 1970.

Г.И. Жихар, Б.М. Руденков, Д.И. Гурин

СЕПАРАЦИЯ И ГОРЕНИЕ ЕДИНИЧНОЙ КАПЛИ ЖИДКОГО ТОПЛИВА В ЦИКЛОННОЙ КАМЕРЕ

В данной работе сделана некоторая количественная оценка влияния отдельных факторов как конструктивных, так и режимных (в том числе и горения) на сепарационную способность потока в циклонной камере. Для этого составим уравнение

движения капли в потоке циклонной камеры. На каплю в потоке циклонной камеры действуют в основном две силы: центробежная и сила сопротивления среды движению капли.

Величина центробежной силы, действующей на каплю, определяется по формуле

$$P_{цб} = \frac{m W^2}{r}, \quad (1)$$

где m – масса капли, кг; W – тангенциальная скорость в камере, м/с; r – радиус вращения потока, м.

Под действием центробежной силы инерции капли приобретают относительную скорость в радиальном направлении (скорость сепарации), встречая при этом гидродинамическое воздействие потока или сопротивление газовой среды

$$S = \Psi F \frac{W_{от}^2}{2g} \gamma_r, \quad (2)$$

где F – площадь миделева сечения капли, м²; $W_{от}$ – относительная скорость движения капли в радиальном направлении, м/с; γ_r – объемный вес газа, кг/м³; g – ускорение силы тяжести, равное 9,8 м/с².

Коэффициент Ψ гидравлического сопротивления капли для приближенных расчетов в пределах чисел Re от 2,5 до 200 рекомендуется определять по формуле, аналогичной зависимости Стокса для очень малых чисел Re с другим коэффициентом [1]

$$\Psi = \frac{8,4}{Re} \quad (3)$$

вместо $\Psi = \frac{24}{Re}$ по Стоксу.

Тогда сопротивление может считаться пропорциональным первой степени скорости капли. При этом расчет движения капли сильно упрощается тем, что можно независимо решать уравнения движения для каждой координаты.

Коэффициент сопротивления еще зависит от процесса горения капли – с возникновением процесса горения капли он возрастает в несколько раз.

С течением времени для горячей капли Re уменьшается [2], и коэффициент сопротивления горячей капли будет возрастать в среднем в 3 – 4 раза [3].

Для учета влияния горения на коэффициент сопротивления введем в зависимость $\Psi = f(Re)$ коэффициент K_r , учитывающий изменение Ψ при наличии горения капли.

Принимаем $K_r = 4$.

При установившемся равновесии и сопротивлении среды уравнение движения капли имеет вид

$$\frac{mW^2}{r} - \Psi F \frac{W_{от}^2}{2g} \gamma_r = m \frac{dW_{от}^2}{d\tau} \quad (4)$$

Пренебрегая начальным периодом движения, т. е., полагая

$$m \frac{dW_{от}^2}{d\tau} = 0, \text{ имеем}$$

$$\frac{mW^2}{r} - \Psi F \frac{W_{от}^2}{2g} \gamma_r = 0. \quad (5)$$

Принимаем движение газа в периферийной области по закону

$$Wr = \text{const} = a.$$

Здесь

$$a = \varepsilon \cdot W_{вх} \cdot R_{вх},$$

где $R_{вх}$ - средний радиус входа воздуха, м; ε - коэффициент сохранения скорости, учитывающий снижение тангенциальной скорости на $R = R_{вх}$ в камере по сравнению с входной скоростью воздуха.

$$\text{Коэффициент } \varepsilon = \frac{W_r}{W_{вх}},$$

где W_r - тангенциальная скорость на $R = R_{вх}$ в камере.

Коэффициент сохранения скорости ε зависит от относительной площади входа $\frac{f_{вх}}{F_{ц}}$. При горении жидкого топлива

в футерованной циклонной камере $\varepsilon = 0,2 - 0,4$ при $\frac{f_{вх}}{F_{ц}} = 2 - 5\%$ [3].

С учетом

$$m = \frac{\pi d^3 \gamma_k}{6g} \quad \text{и} \quad F = \frac{\pi d^2}{4}$$

уравнение (5) можно представить в виде

$$\frac{\pi d^3 \cdot a^2}{6r^3} \cdot \frac{\gamma_k}{g} - \psi \frac{\pi d^2}{4} \cdot \frac{W_{от}^2}{2g} \gamma_r = 0. \quad (6)$$

В уравнение (6) подставим значение коэффициента сопротивления с учетом процесса горения капли $\psi = \frac{8,4 \cdot K_r}{Re}$,

и полагая $W_{от} = \frac{dr}{d\tau}$, получим

$$\frac{d^2 a^2 \rho_k}{r^3} - 6,3 \mu_r \frac{dr}{d\tau} K_r = 0. \quad (7)$$

Здесь $\mu = \frac{\gamma_r}{g} \nu_r = \rho_r \nu_r$ - коэффициент динамической вязкости, кг·с/м².

Разделяем переменные и интегрируем выражение

$$d^2 a^2 \rho_k \int_0^{\tau_c} d\tau = \int_{R_1}^{R_2} 6,3 \mu_r K_r r^3 dr \quad (8)$$

в указанный пределах, полагая при этом $\frac{R_1}{R_2} = b$, будем иметь

$$d^2 a^2 \rho_k \tau_c = 1,6 \mu_r \frac{R_2^4}{r} (1-b^4) K_r \quad (9)$$

Из выражения (9) находим время сепарации капли

$$\tau_c = \frac{1,6 \mu_r K_r R_2^4 (1-b^4)}{d^2 a^2 \rho_k}, \quad (10)$$

где R_1 - радиус входа капле, м; R_2 - радиус циклонной камеры, м.

Подставляя в выражение (10) значение $a = \epsilon \frac{W_{вх} R_{вх}}$,

и, полагая $\frac{R_{вх}}{R_2} = n$, получим

$$\tau_c = \frac{1,6 \mu_r K_r R_2^4 (1-b^4)}{d^2 \epsilon^2 \rho_k n^2 W_{вх}^2}. \quad (11)$$

Данная зависимость получена только на основе сопоставления центробежной силы и силы сопротивления среды. Она не учитывает влияния силы тяжести, взаимодействия капель друг с другом и действительной геометрической формы капли.

Однако все перечисленные факторы являются второстепенными в сравнении с теми, которые учтены формулой, и поэтому в качестве первого приближения данная зависимость позволяет все же качественно оценить влияние тех или иных параметров на сепарационную способность потока в циклонной камере.

Время выгорания капли рассчитывается по диффузионной схеме [1]

$$\tau_v = \frac{d^2}{\sigma}, \quad (12)$$

где σ - константа скорости горения.

Величина σ определяется из выражения [1]

$$\sigma = \frac{4 \text{Nu} \lambda (T_{\Gamma} - T_{\text{кип}})}{\delta_{\text{ж}} [q_{\text{исп}} + c_{\text{п}} (T_{\Gamma} - T_{\text{кип}})]}. \quad (13)$$

Ранц и Маршал [1] для $\text{Re} < 200$ предлагают считать

$$\text{Nu} = 2,0 + 0,6 \text{Re}^{0,5} \text{Pr}^{0,33}. \quad (14)$$

Величина $q_{\text{исп}}$ определяется по формуле [4]

$$q_{\text{исп}} \approx \varphi_{\text{ж}} + c_{\text{ж}} (t_{\text{кип}} - t_0), \quad (15)$$

где $\varphi_{\text{ж}}$ - скрытая теплота испарения жидкого топлива, ккал/кг; $c_{\text{ж}}$ - средняя теплоемкость топлива при температуре кипения, ккал/кг $^{\circ}\text{C}$; $\delta_{\text{ж}}$ - удельный вес жидкости, кг/м 3 ; $t_{\text{кип}}$ - температура кипения жидкого топлива, поступающего в циклонную камеру, $^{\circ}\text{C}$; $c_{\text{п}}$ - теплоемкость паров, ккал/кг $^{\circ}\text{C}$; λ - коэффициент теплопроводности газовой среды, ккал/м \cdot ч \cdot $^{\circ}\text{C}$.

Степень выгорания капли в объеме циклонной камеры за время сепарации определяется из выражения

$$\xi = 1 - \left(\frac{d_k}{d_0} \right)^3, \quad (16)$$

где d_k - конечный диаметр капли; d_0 - начальный диаметр капли.

Конечный диаметр капли за время сепарации определяется по формуле

$$d_k^2 = d_0^2 - \sigma \tau_c. \quad (17)$$

Нами проведены вычисления времени сепарации, времени выгорания и степени выгорания капли в объеме циклонной камеры за время сепарации для капель с начальным диаметром от 50 до 500 мкн в циклоне диаметром 0,65 м и 1,85 м при различной скорости входа воздуха при условии, что капля вдувается в циклонную камеру вместе с тангенциальным потоком воздуха. Температура в циклоне принята равной 1700°С.

Полученные из расчета значения времени сепарации τ_c и времени выгорания τ_B капли, а также степени выгорания капли в объеме циклонной камеры представлены на рис. 1 и 2.

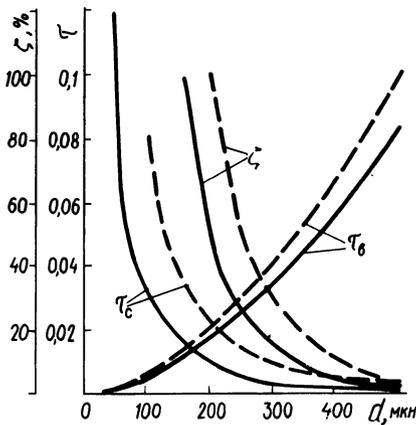


Рис. 1. Зависимость времени сепарации, времени выгорания и степени выгорания капли в объеме циклонной камеры от начального размера капли при различной скорости входа воздуха ($d_{II} = 0,65$ м): сплошная линия - $W_{BX} = 100$ м/с; пунктирная - 60 м/с.

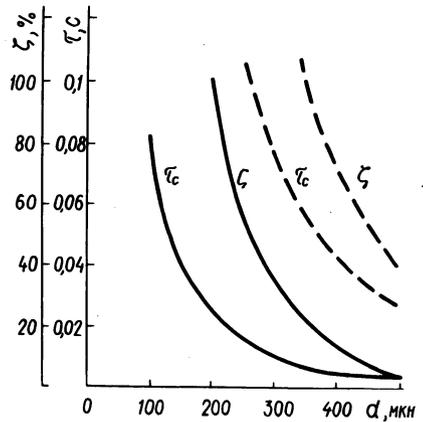


Рис. 2. Зависимость времени сепарации и степени выгорания капли в объеме циклонной камеры от начального размера капли при различном диаметре камеры ($W_{BX} = 60$ м/с): сплошная линия - $d_{II} = 0,65$ м; пунктирная - 1,85 м.

Из рис. 1 видно, что с увеличением скорости входа воздуха в циклонную камеру с 60 до 100 м/с время сепарации капли резко уменьшается и более мелкие капли начинают сепарировать на стенку циклона. При скорости воздуха $W_{BX} = 60$ м/с минимальный диаметр капли, отсепарированной на стенку циклонной камеры, составляет 200 мкн, тогда как при $W_{BX} = 100$ м/с он равен 150 мкн.

С увеличением скорости входа воздуха резко снижается степень выгорания капли в объеме циклона за время сепарации. Для капли диаметром 250 мкн при $W_{вх} = 60$ м/с степень выгорания капли в объеме камеры за время сепарации составляет 55%, а при $W_{вх} = 100$ м/с степень выгорания капли составляет только 25%. С увеличением скорости входа воздуха также уменьшается время выгорания капли.

Из рис. 2 видно, что с увеличением диаметра циклонной камеры время сепарации увеличивается и степень выгорания капли в объеме камеры за время сепарации также увеличивается. Время сепарации капли диаметром 300 мкн для камеры диаметром 0,65 м составляет 0,009 с, а степень выгорания капли — 30%; для камеры диаметром 1,85 м время сепарации равно 0,05 с и степень выгорания капли в объеме камеры за время сепарации составляет 100%. При увеличении диаметра камеры от 0,65 до 1,85 м увеличивается минимальный диаметр капли, отсепарированной на стенку циклона.

При диаметре циклонной камеры $d_{ц} = 0,65$ м минимальный диаметр капли, отсепарированной на стенку циклона, составляет 200 мкн, а при $d_{ц} = 1,85$ м — 400 мкн.

Таким образом, при тангенциальном вводе топлива с увеличением диаметра циклона ухудшается сепарационная способность его и уменьшается количество топлива, попадающего в пристенную область циклона. Поэтому уменьшается возможность образования коксовых отложений на стенке циклонной камеры.

Ввиду того что при попадании значительного количества топлива на стенку циклона возможно образование коксовых отложений, для циклона небольшого диаметра следует применять форсунки, дающие более тонкий распыл.

Л и т е р а т у р а

1. Кнорре Г.Ф. и др. Теория топочных процессов. М. — Л., 1966.
2. Кулагин Л.В., Охотников С.С. Сжигание тяжелых жидких топлив. М., 1967.
3. Исаев С.И. Сепарационная способность циклонной топочной камеры. — В сб.: Исследование котельно-топочных процессов, 1958, № 94.
4. Калишевский Л.Л. Структура потока и аэродинамические характеристики циклонной камеры при горении. — В сб.: Исследование котельно-топочных процессов, 1958, № 94.
5. Лавров Н.В., Шурьгин А.П. Введение в теорию горения и газификации топлива. М., 1962.

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Г.Е. Поспелов, М.А. Короткевич, Э.И. Ясюкович ПРОГРАММА ПЛАНИРОВАНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ РАБОТ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

К одной из важнейших задач управления производственно-хозяйственной деятельностью предприятия электрических сетей (ПЭС) относится планирование профилактических работ и контроль за ходом их выполнения.

В настоящее время годовые планы профилактических работ в электрических сетях составляются по каждому структурному подразделению ПЭС путем сопоставления требуемой периодичности выполнения данного вида работ согласно [1] на данном объекте с годом ввода объекта в эксплуатацию или с годом последнего проведения этой же работы. Получаемый таким образом график не отражает последовательности, взаимосвязей и взаимозависимостей между работами, требует для своего составления значительных затрат труда, в нем не указаны трудозатраты на выполнение каждой работы и календарная дата начала и окончания ее выполнения.

Следует также отметить, что порождаемое условиями материального стимулирования стремление работников ПЭС во что бы то ни стало выполнить намеченный ими же объем работ приводит к составлению такого перечня необходимых работ, трудозатраты на выполнение которых соответствовали бы фактически существующим трудовым ресурсам с учетом фактической численности персонала данного структурного подразделения. Это означает, что часть необходимых работ сознательно исключается из плана, следствием чего служит снижение уровня надежности электроснабжения потребителей.

В условиях функционирования автоматизированной системы управления расчет планов профилактического обслуживания электрических сетей будет выполняться с помощью электронных цифровых вычислительных машин вычислительного центра [2].

Программа, составленная нами применительно к машине БЭСМ-4, согласно блок-схеме (рис. 1), обеспечивает расчет необходимого количества обслуживающего персонала, формирование массива требуемых работ на каждом объекте в планиру-

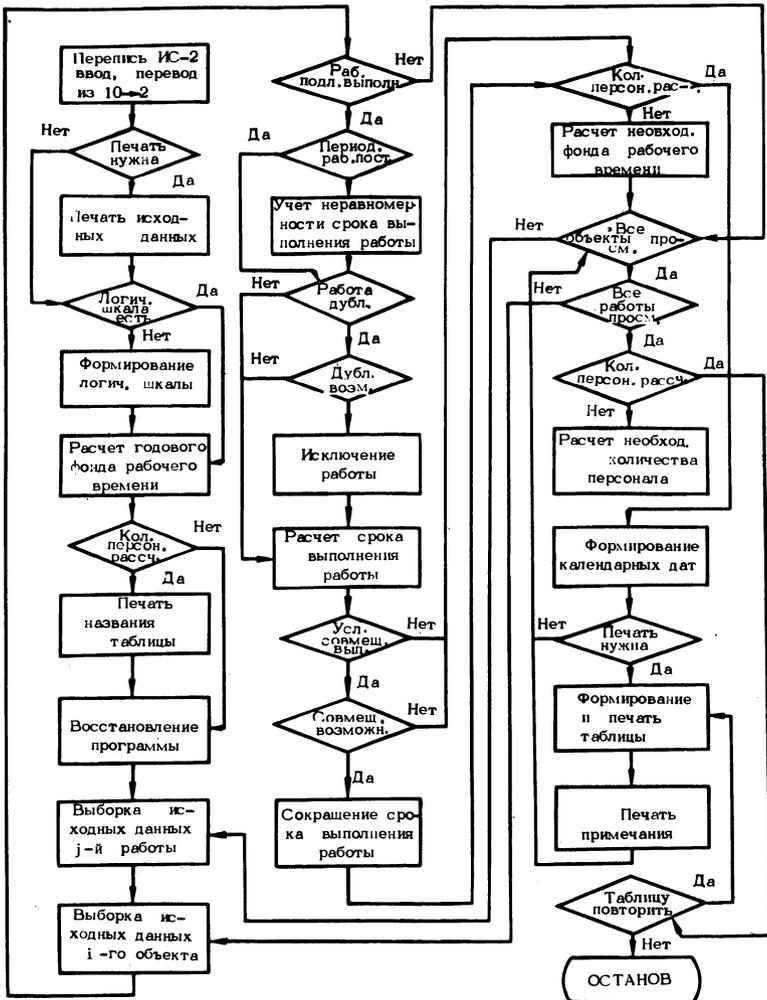


Рис. 1. Блок-схема программы составления планов профилактических работ.

емом году согласно [1]; выявление на основе логического анализа так называемых дублируемых работ; возможности совмещения выполнения отдельных видов работ по времени; опре-

деление сроков выполнения каждой работы и формирование календарных дат начала и окончания их выполнения. При этом обеспечивается равномерная занятость электросетевого персонала в течение года.

Совмещение работ по времени производства возможно в случае выполнения их на данном объекте в одно и то же время.

Совмещение по времени выполнения работ, например i и j , приводит к экономии времени на проезд бригады от базы сетей к месту проведения j -й работы. Указанное обстоятельство учитывается при определении времени выполнения j -й работы.

Под дублируемыми работами понимаются такие, самостоятельно названные [1] работы, которые входят в состав других, более общих работ. Так, например, при верховом осмотре воздушных линий выполняется замер загнивания древесины, проверка состояния защиты от перенапряжений, собственно осмотр линии и т.д.

Дублируемые работы в план не включаются.

Расчет необходимого количества обслуживающего персонала (m) производится на основании имеющегося годового (t_r) и рассчитанного необходимого (t_n) фондов рабочего времени, т.е.

$$t_n = \sum_{i=1}^n t_i; \quad (1)$$

$$t_r = t_k - t_o - t_{II}; \quad m = \frac{t_n}{t_r}, \quad (2)$$

где t_i - срок выполнения i -й работы; t_k - максимально возможное количество рабочих дней в году по календарю; t_o - количество дней отпуска в году; t_{II} - число потерянных дней в году по болезни работника и в связи с выполнением государственных или иных обязанностей.

Программой предусматривается возможность построения календарных дат начала и окончания выполнения каждой работы. Это обеспечивает так называемая логическая шкала "год". Последняя представляет собой набор нулей и единиц, где нуль обозначает рабочий день, единица - выходной или праздничный день.

К одному из основных блоков программы относится блок формирования календарных дат, работа которого основана на использовании логической шкалы.

Входной информацией блока формирования календарных дат служит срок выполнения работы, округленный до ближайшего целого числа. Построение календарной даты происходит ступенями с шагом в один день до величины, равной сроку выполнения работы. Одновременно с этим формируется календарная дата окончания выполнения работы в соответствии с положением логической шкалы. В момент, когда срок выполнения работы и показания счетчика сроков работ сравниваются, формирование календарной даты окончания выполнения работы заканчивается. Календарная дата начала выполнения последующей работы получается в результате увеличения календарной даты окончания предыдущей работы на один рабочий день. Работа блока формирования календарных дат приведена на рис. 2.

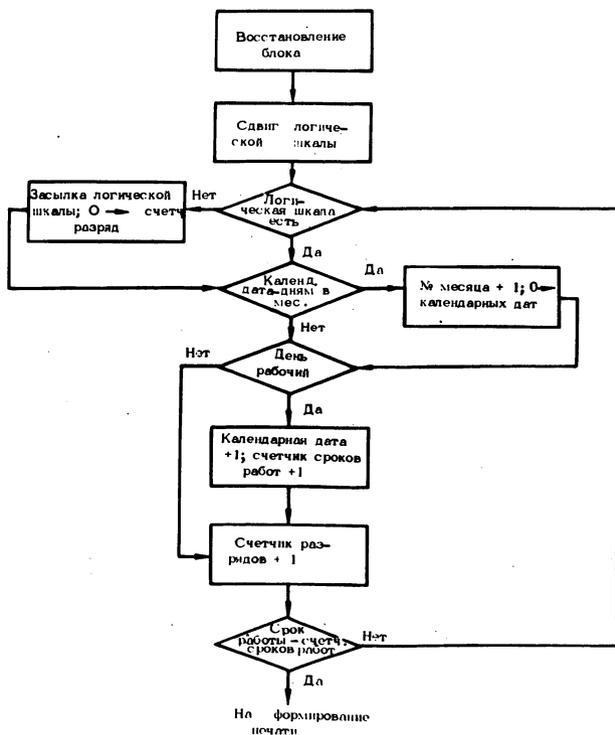


Рис. 2. Блок-схема формирования календарных дат.

Результаты расчета выводятся на печать в виде табл. 1.

Для удобства пользования выходными данными строки табл. 1 печатаются по мере последовательного убывания календарных

Таблица 1. План периодических профилактических работ на 1974 г.

Наименование объекта	Номер объек- та	Шифр рабо- ты	Едини- ца из- мере- ния	Объем рабо- ты	Выра- ботка на 1 ч/д	Срок выпол- нения рабо- ты	Календарная дата выпол- нения работы		Тре- буемое колич- ство ра- бочих для вы- полне- ния работы
							нача- ло	конец	
ВЛ-330 кВ Минск - Вильнюс	3	Э	изолят.	6060	300	19	2/1	28/1	2
ВЛ-110 кВ Минск - Столбцы	4	Э	изолят.	8226	300	25	29/1	4/III	2
ВЛ-110 кВ Минск - Борисов	6	Д	опора	290	8,6	31	26/III	10/У	2
ВЛ-110 кВ Минск - Червень	7	О	км	42,8	10,0	7	5/У1	10/У1	1
ВЛ-35 кВ Минск - Острошицкий Городок	10	П	соедин.	14	18	1	25/III	25/III	2

и т.д.

Примечание. Э - измерение электрической прочности подвесных фарфоровых изоляторов; Д - проверка загнивания древесины опор; О - осмотр линии; П - измерение переходного сопротивления контактных соединений проводов линии передачи.

Названия воздушных линий и их характеристики взяты произвольно.

дат. В примечании указаны исключенные из плана дублируемые работы и работы, совмещенные по времени производства с другими работами.

Полученный таким образом документ может быть использован в качестве эффективного инструмента контроля за ходом производства работ по структурному подразделению предприятия электросетей.

Представление исходных данных в память машины осуществляется в десятичной системе счисления.

Программа занимает два куба магнитного оперативного запоминающего устройства и использует нулевой магнитный барабан.

Программа отлажена применительно к службе линий электропередачи предприятия сетей.

Время работы программы с печатью табл. 1 составляет 5 - 7 мин машинного времени.

Л и т е р а т у р а

1. Правила технической эксплуатации электрических станций и сетей. М., 1968. 2. Поспелов Г.Е., Короткевич М.А., Запатрин Р.И. Математическое обеспечение решения некоторых задач, относящихся к низшим ступеням структуры ОАСУ. - В сб.: Разработка математического обеспечения ОАСУ. Кишинев, 1971.

О.В. Фальковский

ФОРМАЛИЗАЦИЯ ПОСТРОЕНИЯ АЛГОРИТМОВ В АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЕ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ

В условиях научно-технической революции резко сокращаются сроки морального устаревания промышленного оборудования и инженерных сооружений. Это приводит к увеличению объемов проектных работ. Возможности экстенсивного развития проектных организаций, как и всего народного хозяйства СССР, в ближайшее пятилетие будут ограничены. Интенсивное же развитие возможно лишь на основе широкого использования в проектных работах математических методов и вычислительной техники.

В настоящей статье излагаются формальные способы построения двух алгоритмов, являющихся основными при организации проектирования энергетических объектов: а) логический синтез сетевых моделей технологического процесса проектирования; б) формальный синтез алгоритмов с логическими и арифметическими операторами.

Под сетевой моделью здесь понимается сетевой график без временных и ресурсных оценок операций, т.е. сама топология (конфигурация) его.

Процесс построения сетевых графиков по своему содержанию является эвристическим, что требует привлечения к работе по их составлению специалистов достаточно высокой квалификации. Поэтому целесообразно превратить процесс построения сетевых графиков из творческого в формальный.

Ниже излагается алгоритм, в котором неформальной является только подготовка исходной информации о зависимостях между операциями, выполняемая путем анализа проектно-технологической документации, а процедура построения сетевых моделей полностью формализована.

Информация для построения сетевого графика задается в виде табл. 1, в которой перечисляются в произвольном порядке все операции технологического процесса проектирования и указываются условия выполнения каждой из них. Под условиями понимаются другие операции того же процесса, которые (согласно технологии проектирования) должны быть закончены прежде, чем можно будет приступить к выполнению данной операции (причем достаточно указать только непосредственно предшествующие операции). Запись избыточных условий (не непосредственно предшествующих) не нарушает работу алгоритма.

Основная идея алгоритма состоит в том, чтобы, начав построение с исходной операции, включать в сетевую модель другие операции (по мере построения условий). После построения

Таблица 1

Условия	-	-	a_1	a_2	a_2	a_4	a_5	a_6	a_6	a_6	a_8	a_9	a_8
Операция	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9	a_{10}	a_{11}	a_{12}	a_{13}
Вариант работы оператора	-	-	1	4	5	4	3	1	6	7	1	1	8

всех операций процесса проектирования строятся завершающие события, к которым подводятся стрелки завершающих операций, согласно выписанным ранее логическим зависимостям. Блок-схема алгоритма приведена на рис. 1. Примеры работы отдельных операторов даны на рис. 2.

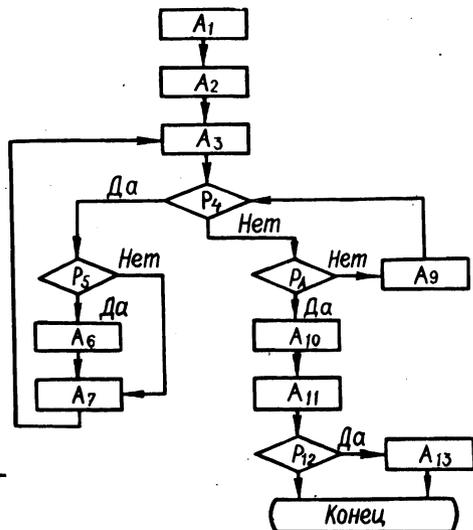


Рис. 1. Блок-схема алгоритма синтеза сетевой модели процесса проектирования.

На рис. 1 приведены следующие операторы алгоритма: A1 — построение исходного события сетевой модели; A2 — построение исходящих из него независимых (не имеющих условий) операций; A3 — построенные операции отмечены в табл. 1 в графах "Условие" и "Операция"; P4 — по данным табл. 1 (при наличии еще не построенной операции, у которой все условия отмечены) переходим к оператору P5 или к P8; P5 — просмотр всех условий данной операции; при наличии среди них предшествующих другим условиям этой же операции перейти к оператору A6 или к A7; A6 — из всех условий данной операции необходимо удалить предшествующие другим условиям этой же операции (оставить только непосредственно предшествующие условия); A7 — построить операцию, отразив при этом зависимость ее от своих условий, и вернуться к оператору A3; P8 — проверить, построены ли все операторы, если да, перейти к оператору A10, или к A9; A9 — по данным зависимостей табл. 1 найти ошибку (цикл) и устранить ее, т.е. вернуться к оператору P4; A10; — построить завершающие события; A11 — кон-

пы стрелок, не имеющие продолжений, подвести к завершаю-
 щим событиям; P12 -- при наличии операций с общими на-
 чальными и конечными событиями перейти к оператору A13, или
 КОНЕЦ; A13 -- все (кроме одной в каждом случае "параллель-
 ности") "параллельные" операции с общими начальными и ко-
 нечными событиями показать в виде последовательностей
 реальных и фиктивных работ; КОНЕЦ.

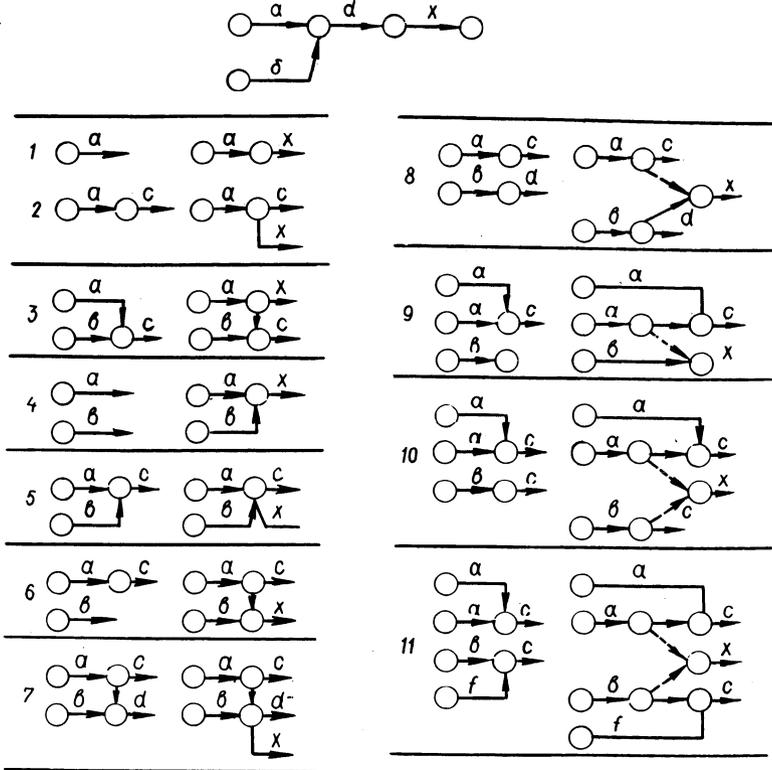


Рис. 2. Примеры работы операторов алгоритма рис. 1.

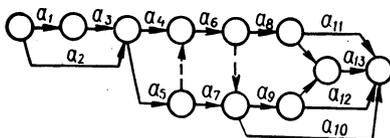
На рис. 3 показана сетевая модель, построенная на основе табл. 1. Если операции из табл. 1 изобразить на общем чертеже строго в порядке возрастания их индексов, то получится искомая сводная сетевая модель (рис. 3).

Изложенный алгоритм предусматривает синтез сетевых моделей в терминах операций и событий. Данный алгоритм с небольшими изменениями пригоден также для синтеза сетевых моделей в терминах операций и событий (в отдельности).

Однако в настоящей статье это рассматриваться не будет.

В Белорусском отделении института "Энергосетьпроект" в 1973—1974 гг. были проведены эксперименты по логическому синтезу укрупненных сетевых моделей процессов проектирования подстанций и воздушных линий электропередачи. Результаты показали, что использование изложенного алгоритма (даже без

Рис. 3. Сетевая модель процесса проектирования, синтезированная по алгоритму рис. 1.



применения ЭВМ) значительно сокращает период планирования проектных работ и позволяет в самом начале предусмотреть взаимодействие различных подразделений, участвующих в проектировании данного объекта. В 1975 г. намечено провести аналогичные эксперименты на детализированных сетевых моделях с применением ЭВМ.

В синтезированной алгоритмическим путем сетевой модели оказываются взаимоувязанными операции как неформального так и формального характера. Последние могут описываться чисто логическими, вычислительными либо смешанными процедурами. Именно смешанные процедуры представляют особый интерес (как наиболее общий случай). Оказывается, что, выделяя в этих процедурах логические и арифметические операторы и отмечая связи между ними, можно формализовать процесс составления алгоритмов, иными словами, построить алгоритм синтеза алгоритмов. В данной работе излагается один из возможных способов такой формализации. Алгоритм, синтезированный этим способом, имеет вид специфической сети — дерева. Описание его довольно сложно и детально приводится в [1]. Здесь же рассматривается конкретный пример из практики проектирования энергетических объектов.

Рассмотрим процесс построения граф-схемы алгоритма выбора материала опор воздушных линий электропередачи, используя таблицу применяемости, заполнение которой понятно из примера (табл. 2).

Первая строка табл. 2 расшифровывается следующим образом: материал Y_1 опоры выбирается тогда, когда параметр X_1 принимает первое значение; X_2 первое значение; X_3 третье значение; X_4 — первое значение; X_5 первое и (или) второе значения.

Таблица 2

X_1						X_2			X_3			X_4		X_5			
1	2	3	4	5	6	1	2	3	1	2	3	1	2	1	2	3	Y
1						1					1	1		1	1		Y_1
				1	1		1	1		1	1		1		1	1	Y_2
	1	1				1	1		1		1	1		1		1	Y_3

Выбор материала опор зависит от класса напряжения ВЛ, рельефа местности, географического расположения, удаленности от заводов-изготовителей и других местных условий. Условия выбора того или иного материала в зависимости от заданных значений указанных параметров приведены в табл. 2, составленной на основе обобщенного опыта проектирования.

В табл. 2 содержится три типа материалов: металл, железобетон и дерево, обозначенные соответственно Y_1 , Y_2 и Y_3 .

Параметры, определяющие выбор конкретного материала опоры, обозначены X_1 — класс напряжений: 6—10 кВ (1); 35 кВ (2); 110 кВ (3); 150 кВ (4); 220 кВ (5); 330 кВ (6); X_2 — рельеф местности — равнинный (1); пересеченный (2); горный (3); X_3 — окружающая среда — агрессивная для металла (1); агрессивная для железобетона (2); нормальная (3); X_4 — географическое

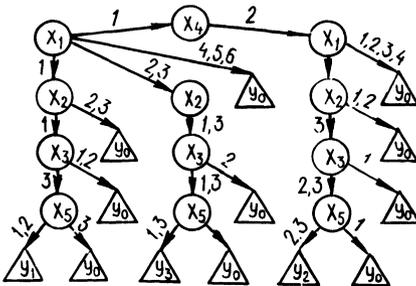


Рис. 4. Граф-схема алгоритма выбора материала опор ВЛ.

расположение — северные районы (1); средняя полоса (2); X_5 — характеризует удаленность проектируемой ВЛ от поставляющих заводов-металлоконструкций (1); железобетонных изделий (2); деревянных конструкций (3).

Например, при классе напряжения 330 кВ, рельефе местности горном, окружающей среде, агрессивной для железобетона, проектируемой ВЛ, располагаемой в средней полосе и наибольшем удалении от заводов железобетонных изделий и деревянных конструкций (условимся считать, что большая удаленность от того или иного завода отмечается в табл. 2 единицей в соответствующей клетке, пустая же клетка означает, что завод расположен близко от проектируемой ВЛ) наиболее подходящим видом материала для опор является металл (обозначен $У_2$).

Граф-схема алгоритма выбора материала опор ВЛ, синтезированная по вышеизложенному методу, представлена на рис. 4.

Эта граф-схема фактически является альтернативным деревом всех допустимых решений при заданных условиях. Получить из нее блок-схему алгоритма в стандартных обозначениях труда не представляет.

Л и т е р а т у р а

1. Танаев В.С., Поварич М.П. Синтез граф-схем алгоритмов выбора решений. Минск, 1974.

Л.В. Ничипорович, В.Н. Радкевич

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЪЕМОВ ИНФОРМАЦИИ ПРИ ПОСТРОЕНИИ ИНФОРМАЦИОННЫХ МОДЕЛЕЙ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЕТЕЙ

Одним из основных вопросов информационного обеспечения автоматизированной системы диспетчерского управления городскими распределительными сетями 6—20 кВ является построение информационной модели сети (ИМС). В связи с этим представляется важным оценить в ИМС объем исходной информации с целью анализа возможностей использования закупаемых устройств ЭВМ.

Объем информации в ИМС можно определить, выявив предварительно ее состав для источников питания (ИП), распределительных пунктов (РП), трансформаторных подстанций (ТП) и линий электропередачи (ЛЭП) и построив их информационные модели. Для этого были разработаны специальные бланки, предназначенные для записи основных сведений об ИП, РП, ТП

и ЛЭП в форме, удобной для последующей перфорации [1]. При этом часть информации, носящей справочный характер, а также являющейся общей для ряда объектов (например, типы трансформаторов и коммутационных аппаратов, марки проводов и кабелей и т.п.) была выделена в фонд нормативно-справочной информации (НСИ).

Фонд НСИ формируется группировкой однотипной информации в отдельные массивы, которым присваиваются номера. Каждый тип оборудования имеет свой шифр (номер), используя который в соответствующем массиве можно отыскать необходимые данные. Тогда в информационных бланках ИП, РП, ТП и ЛЭП достаточно записывать только минимальные сведения (нагрузки, допустимые токи, напряжения, номера массивов НСИ, шифры оборудования и т.п.), являющиеся реквизитами объектов.

Количество информации может измеряться в битах (бит — единица информации, несущая в себе один двоичный разряд) или байтах (байт — восьмибитовая структурная единица данных). Более удобно для этой цели применять байтовую систему.

В общем случае объем исходной информации в ИМС может быть представлен в следующем виде:

$$V = V_{\text{ИП}} + V_{\text{РП}} + V_{\text{ТП}} + V_{\text{ЛЭП}} + V_{\text{НСИ}}, \quad (1)$$

где $V_{\text{ИП}}$, $V_{\text{РП}}$, $V_{\text{ТП}}$, $V_{\text{ЛЭП}}$, $V_{\text{НСИ}}$ — суммарные объемы информации в байтах, содержащейся соответственно в информационных документах ИП, РП, ТП, ЛЭП и фонда НСИ.

Выражение (1) может быть записано как

$$V = \sum_{i=1}^k I_i + \sum_{i=1}^l I_i + \sum_{i=1}^m I_i + \sum_{i=1}^n I_i + \sum_{\nu=1}^r \sum_{j=1}^s I_{\nu j}, \quad (2)$$

где i — текущий индекс, который проходит значения номеров всех ИП, РП, ТП, ЛЭП; j — текущий индекс, который проходит значения номеров всех наименований (типов оборудования и т.п.) в массиве НСИ; ν — текущий индекс, который проходит значения номеров всех массивов НСИ; k, l, m, n — количество в сети ИП, РП, ТП, ЛЭП соответственно; r — количество массивов НСИ в ИМС; s — количество наименований (типов оборудования и т.п.) в каждом массиве НСИ; I_i — объем информации в байтах, характеризующий i -й сетевой объект соответствующего структурного элемента сети; $I_{\nu j}$ — объем информации в байтах, характеризующий j -е наименование (тип оборудования и т.п.) в ν -м массиве НСИ.

Информация о сетевых объектах I_i , содержащейся в реквизитах информационных документов, по своему виду является цифровой, а нормативно-справочная информация $I_{\nu j}$ — алфавитно-цифровой. С учетом этого I_i и $I_{\nu j}$ можно определить по следующим выражениям:

$$I_i = \omega' N_i; \quad (3)$$

$$I_{\nu j} = \omega'' M_{\nu j}, \quad (4)$$

где N_i и $M_{\nu j}$ — количество знаков в цифровой и алфавитно-цифровой информации соответственно; ω' и ω'' — коэффициенты, необходимые для пересчета цифровой и алфавитно-цифровой информации в байты.

Если формулы (3), (4) подставить в (2), то выражение для определения полного объема информации будет иметь следующий вид:

$$V = \omega' \left(\sum_{i=1}^k N_i + \sum_{i=1}^l N_i + \sum_{i=1}^m N_i + \sum_{i=1}^n N_i \right) + \omega'' \sum_{\nu=1}^r \sum_{j=1}^s M_{\nu j}. \quad (5)$$

Выражение (5) использовалось при подсчете количества информации в ИМС для различных по величине городских распределительных сетей. С этой целью предварительно были исследованы структура и информационная база электрических сетей ряда городов страны и определены усредненные показатели основных объектов, отнесенные к одному ИП. Оказалось, что в рассмотренных сетях на один ИП в среднем приходится 3 РП, 55 ТП и 66 линий. При этом из всех ИП 20% имеют одну, 55% — две и 25% — три и более секций 6—10 кВ. Для РП установлено, что 75% из них являются двухсекционными, 15% — трехсекционными и 10% — четырехсекционными. Обследованные сети содержат в себе примерно 40% односекционных и 60% двухсекционных ТП.

Как известно, линии электропередачи могут состоять из одного или нескольких отрезков разных сечений, что оказывает влияние на общий объем информации в ИМС. Исследования структуры распределительных сетей показали, что около 80% линий состоят из одного отрезка, 15% — из двух и 5% — из трех и более отрезков.

Указанные соотношения легли в основу построения зависимости объема информации в ИМС от числа ИП в сети. Полученные результаты представлены на рис. 1. Там же показаны и величины коэффициентов использования запоминающих устройств α для ЭВМ типа ЕС-1020, определенные по выражению

$$\alpha = \frac{V}{V_{\text{зу}}} \cdot 100\%, \quad (6)$$

где V — суммарный объем исходной информации; $V_{\text{зу}}$ — емкость накопителя ЭВМ.

В качестве накопителей ЭВМ для хранения ИМС рассматривались магнитные ленты (МЛ), магнитные диски (МД) и магнитные барабаны (МБ).

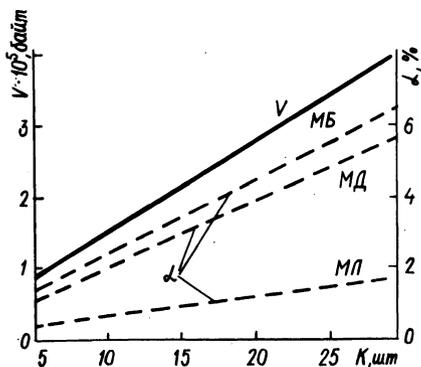


Рис. 1. Зависимость V и α от числа ИП в сети.

Зависимости рис. 1 дают возможность ориентировочно оценивать объемы информации в ИМС для различных по величине распределительных электрических сетей, а также планировать использование запоминающих устройств ЭВМ.

Л и т е р а т у р а

1. Ничипорович Л.В., Радкевич В.Н. Информационное обеспечение автоматизированной системы диспетчерского управления городской электрической сети. -- "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1974, № 6.

В.И. Новаш, М.И. Стрелюк, Л.Н. Свита,
И.И. Сергей, Е.Ф. Зарецкий

РАСЧЕТ УСТАНОВИВШЕГОСЯ РЕЖИМА ДАЛЬНИХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ СВЕРХВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ ЭЦВМ

Для правильной настройки устройств релейной защиты необходимо знать получаемую остаточную несимметрию по току и напряжению фактического режима работы электрической системы, содержащей длинные линии с удлиненными циклами транспозиции. Общепринятые классические методы расчета дальних ЛЭП [1,2] (по известным э.д.с.) хорошо зарекомендовали себя при исследовании однофазных линий. Однако для трехфазных ЛЭП они не имеют строгого математического обоснования и реализуются с большими трудностями, особенно если необходимо учесть транспозицию фаз.

В статье предлагается алгоритм расчета установившегося режима протяженных линий с учетом транспозиции фаз и влияния близости земли по заданным параметрам режима в конце линии. Сущность метода заключается в том, что линия с распределенными параметрами разбивается на участки с сосредоточенными параметрами. Если длина одной ячейки такой схемы составляет 25—50 км, то погрешность в воспроизведении составляющих высших частот до 750—1000 Гц (15—20 гармоники) не превышает 5—10%. Учитывая, что на работу устройств релейной защиты гармоники выше 20-й влияния не оказывают, то для анализа поведения релейной защиты в переходных режимах такое представление ЛЭП оказывается весьма полезным, так как позволяет свести задачу к решению системы обыкновенных дифференциальных и алгебраических уравнений. Математическая модель разработана для линии с двусторонним питанием, принципиальная схема которой показана на рис. 1. Линия представляется цепочечной схемой с сосредоточенными параметрами. Звено цепочечной схемы замещается Т-образной схемой замещения, которая в отличие от П-образной позволяет более просто учесть транспозицию фаз линии. В качестве нулевого провода трехфазной ЛЭП служит земля. На линиях сверхвысокого напряжения применяют горизонтальное расположение проводов, которые расщепляются на два и более, что приводит к существенному усложнению расчета, так как суммарное число проводов в системе возрастает во столько же раз. Практически решение можно упростить, если внести некоторые допу-

шения, почти не влияющие на результаты расчета. Следует учесть, что расстояние между проводами в фазе значительно (в десятки раз) меньше расстояний между фазами линии. Следовательно, действие магнитного поля, создаваемого другими фазами, можно считать практически одинаковыми, т.е. э. д. с.,

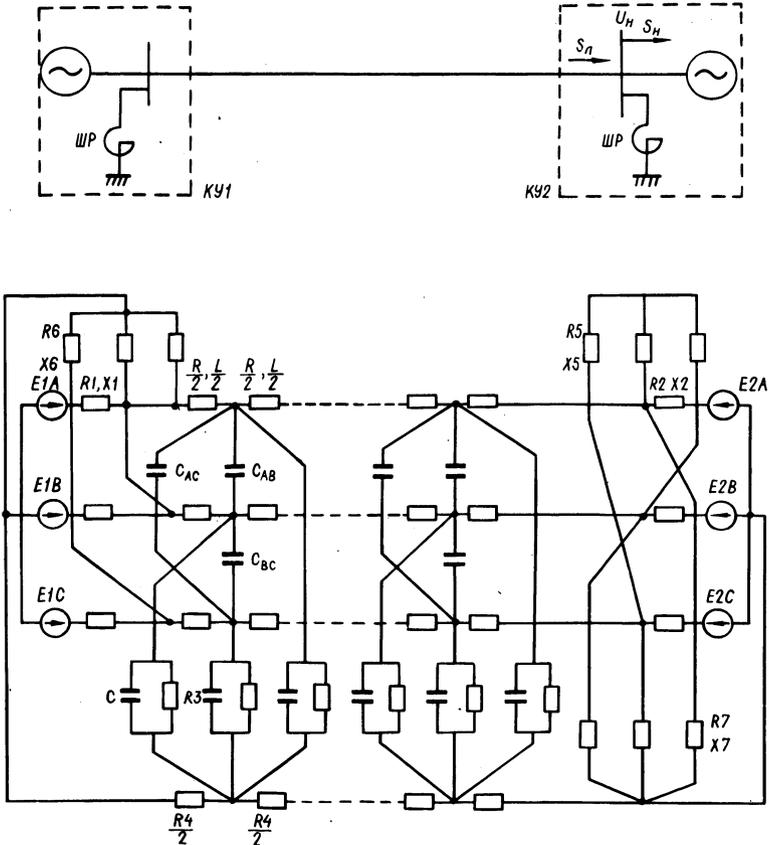


Рис. 1. Схема дальней электропередачи и ее схема замещения.

наведенные в проводах одной фазы, можно приближенно считать одинаковыми. Поэтому фаза в целом может рассматриваться в виде одного эквивалентного провода. Обычно принято считать, что собственная индуктивность фазы L является индуктивностью петли "провод—земля", а под взаимной индуктивностью между фазами M понимают величину взаимной индуктивности между двумя петлями "провод—земля". Кон-

цевые устройства (КУ) описываются упрощенно (синусоидальными э.д.с., постоянными активными R_1, R_2 и индуктивными X_1, X_2 сопротивлениями). Шунтирующие реакторы (ШР) поперечной компенсации и нагрузка также замещаются пос-

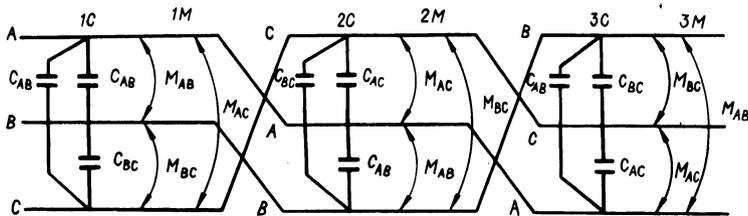


Рис. 2. Схема транспозиции проводов линии.

тоянными активными R_5, R_6, R_7 и индуктивными X_5, X_6, X_7 сопротивлениями. Принимаем, что длина одного цикла транспозиции равна 225 км на каждом участке ЛЭП. Каждому виду транспозиции S присваивается условный номер (1, 2, 3). Вид транспозиции по емкости (рис. 2) обозначен 1C, 2C, 3C, а по взаимоиנדуктивности — 1M, 2M, 3M. В результате транспонирования на каждом шаге изменяются емкости между фазами ($C_{AB} = C_{BC} = C_1; C_{AC} = C_2$) и взаимоиנדуктивности ($M_{AB} = M_{BC} = M_1; M_{AC} = M_2; M_3 = \frac{M_1 + M_2}{2}$). В табл. 1 приведены их параметры для каждого вида транспозиции.

Таблица 1

Вид транспозиции	Параметры					
	C_{AB}	C_{BC}	C_{AC}	M_{AB}	M_{BC}	M_{AC}
1	C_1	C_1	C_2	M_1	M_3	M_3
2	C_1	C_2	C_1	M_3	M_3	M_1
3	C_2	C_1	C_1	M_3	M_1	M_3

Для k -ой ячейки схемы замещения ЛЭП на основании законов Кирхгофа составляется следующая система алгебраических уравнений:

$$\dot{U}_{AKK} = \dot{U}_{AKK+1} - \dot{i}_{AKK} (R + j\omega L) - \dot{i}_{BK} j\omega M_{AB} - \dot{i}_{CK} j\omega M_{AC} + \dot{i}_{3K} R_4$$

$$\left. \begin{aligned}
 \dot{U}_{B|K|} &= \dot{U}_{B|K+1|} - \dot{I}_{B|K|} (R+j\omega L) - \dot{I}_{A|K|} j\omega M_{AB} - \dot{I}_{C|K|} j\omega M_{BC} + \\
 &+ \dot{I}_{3|K|} R_4; \\
 \dot{U}_{C|K|} &= \dot{U}_{C|K+1|} - \dot{I}_{C|K|} (R+j\omega L) - \dot{I}_{A|K|} j\omega M_{AC} - \dot{I}_{B|K|} j\omega M_{BC} + \\
 &+ \dot{I}_{3|K|} R_4; \\
 \dot{I}_{A|K|} &= \dot{I}_{A|K+1|} + \frac{\dot{U}_{A|K|}}{R_3} + \dot{U}_{A|K|} j\omega C + (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{B|K|}) \times \\
 &\times j\omega C_{AB} + (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{AC}; \\
 \dot{I}_{B|K|} &= \dot{I}_{B|K+1|} + \frac{\dot{U}_{B|K|}}{R_3} + \dot{U}_{B|K|} j\omega C - (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{B|K|}) \times \\
 &\times j\omega C_{AB} + (\dot{U}_{B|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{BC}; \\
 \dot{I}_{C|K|} &= \dot{I}_{C|K+1|} + \frac{\dot{U}_{C|K|}}{R_3} + \dot{U}_{C|K|} j\omega C - (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{AC} - \\
 &- (\dot{U}_{B|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{BC}; \\
 \dot{I}_{3|K|} + \dot{I}_{3|K+1|} &= \frac{\dot{U}_{A|K|} + \dot{U}_{B|K|} + \dot{U}_{C|K|}}{R_3} - (\dot{U}_{A|K|} + \dot{U}_{B|K|} + \\
 &+ \dot{U}_{C|K|}) j\omega C.
 \end{aligned} \right\} (1)$$

$$\left. \begin{aligned}
 \dot{I}_{A|K|} &= \dot{I}_{A|K+1|} + \frac{\dot{U}_{A|K|}}{R_3} + \dot{U}_{A|K|} j\omega C + (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{B|K|}) \times \\
 &\times j\omega C_{AB} + (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{AC}; \\
 \dot{I}_{B|K|} &= \dot{I}_{B|K+1|} + \frac{\dot{U}_{B|K|}}{R_3} + \dot{U}_{B|K|} j\omega C - (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{B|K|}) \times \\
 &\times j\omega C_{AB} + (\dot{U}_{B|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{BC}; \\
 \dot{I}_{C|K|} &= \dot{I}_{C|K+1|} + \frac{\dot{U}_{C|K|}}{R_3} + \dot{U}_{C|K|} j\omega C - (\dot{U}_{A|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{AC} - \\
 &- (\dot{U}_{B|K|} - \dot{U}_{C|K|}) j\omega C_{BC}; \\
 \dot{I}_{3|K|} + \dot{I}_{3|K+1|} &= \frac{\dot{U}_{A|K|} + \dot{U}_{B|K|} + \dot{U}_{C|K|}}{R_3} - (\dot{U}_{A|K|} + \dot{U}_{B|K|} + \\
 &+ \dot{U}_{C|K|}) j\omega C.
 \end{aligned} \right\} (2)$$

Здесь $\dot{U}_{i|K|}$ и $\dot{U}_{i|K+1|}$, $\dot{I}_{i|K|}$ и $\dot{I}_{i|K+1|}$, $\dot{I}_{3|K|}$ и $\dot{I}_{3|K+1|}$ — напряжения и токи фазы i , токи в земле двух соседних ячеек линии (нумерация ячеек ведется от начала дальней линии); R, R_3, R_4 — активные сопротивления фазы, утечки и земли одной ячейки, подсчитанные с учетом сосредоточенности параметров; C — емкость системы "провод—земля"; ω — круговая частота.

Система уравнений (1), (2) решалась методом разделения на действительные и мнимые части. Параметры КУ рассчитываются по общеизвестным формулам, которые здесь не приводятся. На основании описанной математической модели электропередачи составлена блок-схема расчета, которая приведена на рис. 3. Эта блок-схема реализована на ЭЦВМ "Минск-32".

Назначение основных ее элементов следующее. На первом этапе работы программы осуществляется ввод исходной информации, к которой относится: а) параметры линии (удельные активные сопротивления провода, земли и утечки); длина линии; расстояния между фазами и провода от земли; шаг и радиус расщепленного провода; б) режимные параметры (передаваемая мощность в конце линии); мощность и напряжение

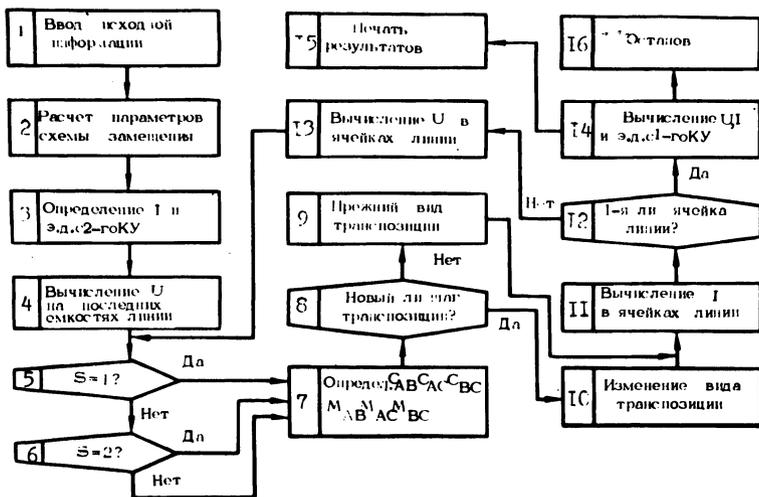


Рис. 3. Блок-схема расчета.

нагрузки; в) активные и реактивные сопротивления КУ; число ячеек линии; вид транспозиции в последней ячейке. Далее рассчитываются параметры схемы замещения, токи и э.д.с. 2-го КУ. После этого работает блок расчета действительных и мнимых составляющих напряжений и токов, организуя цикл по числу ячеек линии. Происходит накопление расчетов по всем циклам и печать их на АЦПУ в форме таблиц с соответствующими текстовыми пояснениями. Время, необходимое для расчетов, зависит от длины линии и составляет 45–60 с (для линии длиной 100–1500 км).

В ы в о д ы

Настоящая программа позволяет рассчитывать нормальные режимы в линиях с двусторонним питанием любого напряжения

длиной до 1500 км с любой индуктивной или активной нагрузкой при любом перетоке мощности по линии (индуктивном, емкостном, активном).

Произведенные расчеты показали, что в большинстве случаев при осуществлении одного цикла транспозиции длиной 225 км на каждом участке ЛЭП, расположенном между ближайшими подстанциями, несимметрия токов и напряжений оказывается в допустимых пределах.

Настоящая программа может быть использована для определения начальных условий при решении системы дифференциальных уравнений, описывающих поведение системы электропередачи в переходных режимах.

Л и т е р а т у р а

1. Веников В.А., Сиуда И.П. Расчет режимов дальних электропередач переменного тока. М., 1966. 2. Фазылов Х.Ф. Методы режимных расчетов электрических систем. Ташкент, 1964.

Г.Е. Поспелов, В.Э. Воротницкий

ОБ УЧЕТЕ ФАКТОРА ВРЕМЕНИ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ОПТИМАЛЬНОГО СООТНОШЕНИЯ МЕЖДУ КАПИТАЛОВЛОЖЕНИЯМИ И СТОИМОСТЬЮ ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Для современной электрической сети весьма характерной особенностью является постоянный рост нагрузки ее элементов. Это влечет за собой соответствующее увеличение потерь напряжения, мощности и энергии. В определенный момент времени возникает необходимость в повышении пропускной способности сети. Выбранные для этого мероприятия должны обеспечить в течение расчетного периода рациональное распределение суммарных затрат между отдельными составляющими и, в частности, оптимальное соотношение между стоимостью потерь электроэнергии и отчислениями от капитальных затрат в условиях непрерывного увеличения нагрузки [1, 2].

Попытаемся решить указанную задачу в детерминированной постановке, предполагая, что закон роста максимума нагрузки электропередачи $P_t = P_0 \cdot m_t$ нам заранее известен.

Здесь P_t - максимум потока активной мощности в электропередаче в любой момент времени t расчетного периода; P_0 - максимум активной мощности в линии в "нулевой" год расчетного периода, т.е. в момент возникновения необходимости повышения пропускной способности сети; m_t - кратность нагрузки в год t по отношению к начальной нагрузке, $m_t = f(q, t) = \frac{P_t}{P_0}$, где q - удельный годовой прирост нагрузки.

В частности, для линейного закона роста нагрузки

$$m_t = 1 + qt,$$

для показательного закона $m_t = (1+q)^t$.

Согласно Типовой методике [3], затраты в оптимизируемый объект, приведенные к году θ , с учетом изменяющихся в течение расчетного периода капиталовложений и годовых эксплуатационных расходов записываются в виде

$$Z_\theta = \sum_{t=1}^T (E_n K_t + \Delta \Gamma_t) (1 + E_{н.п})^{\theta-t}, \quad (1)$$

где E_n - нормативный коэффициент эффективности капиталовложений, $E_n = 0,12$; $E_{н.п}$ - нормативный коэффициент приведения разновременных затрат, $E_{н.п} = 0,08$; K_t - капиталовложения в год t ; $\Delta \Gamma_t$ - приращение годовых эксплуатационных расходов в $(t+1)$ год по сравнению с предыдущим годом t , $\Delta \Gamma_t = \Gamma_{t+1} - \Gamma_t$; T - длительность расчетного периода.

Преобразуем формулу (1)

$$\begin{aligned} Z_\theta &= E_n \sum_{t=1}^T K_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + \sum_{t=1}^T \Delta \Gamma_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} = \\ &= E_n \sum_{t=1}^T K_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + \sum_{t=1}^T \Gamma_{t+1} (1 + E_{н.п})^{\theta-t} - \sum_{t=1}^T \Gamma_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} = \\ &= E_n \sum_{t=1}^T K_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + \Gamma_{T+1} (1 + E_{н.п})^{\theta-T} + \sum_{t=1}^T \frac{\Gamma_t (1 + E_{н.п} - 1)}{(1 + E_{н.п})^{t-\theta}} - \\ &- \Gamma_1 (1 + E_{н.п})^{\theta-1}. \end{aligned} \quad (2)$$

Затраты, приведенные к "нулевому" году, запишутся в виде

$$Z_0 = E_H \sum_{t=1}^T \frac{K_t}{\alpha^t} + E_{H.П} \sum_{t=1}^T \frac{\Gamma_t}{\alpha^t} + \frac{\Gamma_{T+1}}{\alpha^T} - \frac{\Gamma_1}{\alpha}. \quad (3)$$

Здесь $\alpha = 1 + E_{H.П}$.

Для рассматриваемого случая за расчетный период примем время между двумя реконструкциями линии. Тогда капиталовложения можно считать единовременными, кроме того, можно принять с достаточной для оптимизации точностью, что годовые эксплуатационные расходы за расчетным периодом не изменяются, т.е. $\Gamma_T = \Gamma_{t+1} = \Gamma_{T+t}$, а годовые эксплуатационные расходы первого года расчетного периода в сравниваемых вариантах равны.

Тогда формула (3) существенно упростится

$$Z_0 = (p_a + E_H) K_0 + E_{H.П} \sum_{t=1}^T \frac{\Delta P_t \tau \beta}{\alpha^t} + \frac{\Delta P_T \tau \beta}{\alpha^T}, \quad (4)$$

где p_a - доля отчислений от капитальных затрат на амортизацию; ΔP_t , ΔP_T - потери мощности в линии соответственно в год t и в конечный год расчетного периода T ; τ - время максимальных потерь; β - стоимость 1 кВт·ч потерь энергии.

Заменим переменные по времени потери мощности $\Delta P_t = \Delta P_0 \cdot n_t$, $\Delta P = \Delta P_0 \cdot k_{Д.П}$ постоянными расчетными потерями так, чтобы приведенные затраты за расчетный период остались неизменными.

Здесь ΔP_0 - потери мощности в линии в "нулевой" год; n_t - кратность прироста потерь мощности в год t по отношению к нулевому году, $n_t = m_t^2$; $k_{Д.П}$ - коэффициент динамики потерь, зависящий от длительности расчетного периода и закона роста нагрузки.

С учетом указанных обозначений можем записать равенство

$$\begin{aligned} & (p_a + E_H) K_0 + (E_{H.П} \sum_{t=1}^T \frac{n_t}{\alpha^t} + \frac{n_T}{\alpha^T}) \Delta P_0 \tau \beta = \\ & = (p_a + E_H) K_0 + (E_H \sum_{t=1}^T \frac{k_{Д.П}}{\alpha^t} + \frac{k_{Д.П}}{\alpha^T}) \Delta P_0 \tau \beta, \end{aligned} \quad (5)$$

откуда

$$k_{Д.П} = E_{H.П} \sum_{t=1}^T \frac{n_t}{\alpha^t} + \frac{n_T}{\alpha^T}. \quad (6)$$

Следовательно, для нагрузки коэффициент динамики можно записать в виде

$$k_{д.н} = \sqrt{k_{д.п}} = \sqrt{E_{н.п} \sum_{t=1}^T \frac{m_t^2}{(1+E_{н.п})^t} + \frac{m_T^2}{(1+E_{н.п})^T}}, \quad (7)$$

а расчетная нагрузка определится по формуле $P_p = P_o k_{д.н}$.

Стоимость передачи электроэнергии, обусловленную расходами по линии передачи, можно записать в виде [1, 2]

$$C_{л.п} = \frac{P_{л.1} K_1 l}{P_o T_M} + \frac{\Delta P_o \tau \beta}{P_o T_M}, \quad (8)$$

где $P_{л.1} K_1$ - ежегодные отчисления от стоимости линии; T_M - время использования наибольшей нагрузки; l - длина линий.

Формула (8) справедлива для одновременных капиталовложений и неизменной в течение нормативного срока окупаемости нагрузки линии.

Для возрастающей нагрузки и одновременных капиталовложений в формулу (8) следует подставить вместо P_o расчетную нагрузку $P_p = P_o k_{д.н} = P_o \sqrt{k_{д.п}}$:

$$C_{л.п} = \frac{P_{л.1} K_1 l}{P_o \sqrt{k_{д.п}} T_M} + \frac{\Delta P_o k_{д.п} \tau \beta}{P_o \sqrt{k_{д.п}} T_M} = \frac{P_{л.1} K_1 l}{P_o k_{д.н} T_M} + \frac{\Delta P_o k_{д.н} \tau \beta}{P_o T_M}. \quad (9)$$

Здесь

$$\Delta P_o = \frac{P_o^2 R_o l}{U^2 \cos^2 \varphi}, \quad (10)$$

где R_o - удельное активное сопротивление 1 км провода; U - номинальное напряжение электроэнергии; $\cos \varphi$ - коэффициент мощности.

Из формулы (10)

$$\frac{\Delta P_o}{P_o} 10^2 = \frac{P_o R_o l}{U^2 \cos^2 \varphi} 10^2 = \Delta P_o \%; \quad (11)$$

$$P_o = \frac{\Delta P_o \% U^2 \cos^2 \varphi}{R_o l \cdot 10^2} 10^3. \quad (12)$$

Тогда, подставив (11) и (12) в (9), получим

$$c_{л.п} = \frac{p_{л} K_1 R_0 l^2 \cdot 10^2}{U^2 \cos^2 \varphi \Delta P_0 \% 10^3 k_{д.н} T_M} + \frac{\Delta P_0 \% k_{д.н} \tau \beta}{10^2 T_M} =$$

$$= \frac{\tau \beta}{T_M 10^2} \left(\frac{p_{л} K_1 R_0 l^2 10^4}{U^2 \cos^2 \varphi \Delta P_0 \% \tau \beta 10^3 k_{д.н}} + \Delta P_0 \% k_{д.н} \right). \quad (13)$$

Обозначим $\frac{p_{л} K_1 R_0}{U^2 \cos^2 \varphi \tau \beta 10^3} = \frac{1}{l_k^2}$, тогда

$l_k = U \cos \varphi \sqrt{\frac{\tau \beta 10^3}{p_{л} K_1 R_0}}$ имеет размерность длины и носит название критериальной длины [1, 2].

Подставив l_k в формулу (13), получим

$$C_{л.п} = \frac{\tau \beta}{T_M 100} \left(\frac{l^2 10^4}{l_k^2 \Delta P_0 \% k_{д.н}} + \Delta P_0 \% k_{д.н} \right). \quad (14)$$

Определим оптимальное значение относительно расчетных потерь мощности $\Delta P_0 \% = \Delta P_0 \% k_{д.н}$ при изменяющейся во времени нагрузке. Продифференцируем стоимость

$$\frac{\partial c_{л.п}}{\partial \Delta P_0 \%} = - \frac{l^2 10^4}{l_k^2 (\Delta P_0 \%)^2} + 1 = 0, \quad (15)$$

Откуда

$$\Delta P_{р.э} \% = \frac{1}{l_k k_{д.н}} 100 \quad (16)$$

или

$$\Delta P_{оэ} \% = \frac{1}{l_k} 10^2. \quad (17)$$

Следовательно, оптимальные потери мощности в линии с учетом роста нагрузки в $k_{д.н}$ раз меньше аналогичных потерь при постоянной нагрузке в течение расчетного периода.

Для анализа различных факторов, влияющих на величину экономических потерь в линии с учетом роста нагрузки, формулу (17) можно представить в виде

$$\Delta P_{\text{оэ}} \% = \frac{1100}{U \cos \varphi} \sqrt{\frac{P_{\text{л}} K_1 R_{\text{о}}}{\tau \beta 10^3 \left[E_{\text{н.п}} \sum_{t=1}^T \frac{m_t^2}{(1+E_{\text{н.п}})^t} + \frac{m_T^2}{(1+E_{\text{н.п}})^T} \right]}}$$

(18)

В ы в о д ы

Применение коэффициента $k_{\text{Д.Н}}$ позволяет статическую задачу оптимизации параметров электропередачи привести к динамической задаче.

Предлагаемая методика определения оптимального соотношения между капиталовложениями и стоимостью потерь энергии может найти практическое применение для ориентировочных инженерных расчетов. Расчеты эти могут быть уточнены с помощью ЭЦВМ, однако расход машинного времени на поиск оптимального решения существенно сократится за счет предварительного сужения области оптимизации.

Л и т е р а т у р а

1. Поспелов Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередачи. Минск, 1967. 2. Поспелов Г.Е., Федин В.Т. Энергетические системы. Минск, 1974. 3. Типовая методика определения экономической эффективности капитальных вложений. М., 1969.

Н.М. Сыч, М.И. Фурсанов, Е.А. Желтиков

К МЕТОДИКЕ ВЫБОРА МОЩНОСТЕЙ ТРАНСФОРМАТОРОВ ПОДСТАНЦИЙ

При выборе мощностей трансформаторов на подстанциях исходят из обеспечения необходимой надежности электроснабжения, технической допустимости и экономической целесообразности принимаемых технических решений. Требования к надежности и технической допустимости регламентированы "Правилами устройства электроустановок". Поэтому рассмотрим некоторые принципиальные положения проблемы экономичности.

При технико-экономическом сопоставлении вариантов обычно не учитывают пропускную (нагрузочную) способность транс-

форматоров различных номинальных мощностей и не обосновывают расчетный период [1]. Учет этих показателей, по нашим данным, оказывает существенное влияние на выбор рациональной стратегии и принятие технических решений при технико-экономическом анализе, проектировании и развитии подстанций. Избежать этих просчетов можно лишь при совместном учете факторов времени и нагрузочной способности трансформаторов. Ниже предлагается методика выбора трансформаторов на подстанциях с учетом отмеченных факторов.

Допустим, нам известна нагрузка и закон ее изменения в пределах обозримого периода времени T . Мощность подстанции, соответствующая началу периода (моменту ввода подстанции в эксплуатацию), равна S_0 , а его концу — S_n . В рассматриваемом диапазоне нагрузок подстанции ($S_0 \div S_n$) на интервале времени T требуется определить оптимальную стратегию последовательного изменения номинальных мощностей трансформаторов, соответствующую минимуму приведенных затрат.

Выявим тип трансформаторов, удовлетворяющих техническим условиям задачи, и отберем лишь те из них, номинальная мощность и нагрузочная способность которых находятся в диапазоне нагрузок ($S_0 \div S_n$). Выбранные для технико-экономических исследований трансформаторы расставим в порядке возрастания их номинальных мощностей. Для каждого трансформатора, в соответствии с его нагрузочной способностью и законом роста нагрузок, определим интервал мощности и расчетную продолжительность нахождения его в эксплуатации. Эту задачу, вообще говоря, нужно было бы решать, как технико-экономическую, на основе определения экономических интервалов номинальных мощностей трансформаторов с учетом затрат на их демонтаж и монтаж на отрезке времени T . Однако проведенные нами исследования показали, что экономические интервалы трансформаторов с учетом затрат на демонтаж и монтаж практически совпадают, а в ряде случаев превышают их нагрузочную способность. Поэтому в качестве определяющего параметра для оценки расчетного времени нахождения трансформатора в эксплуатации на заданной подстанции рациональнее в этих условиях принять его нагрузочную способность. Данный расчетный прием существенно упрощает анализ.

Теперь составим все возможные стратегии чередования трансформаторов. Их число равно количеству сочетаний из n по i , где $i = 1, 2, \dots, n$ и выражается формулой.

$$\sum_{i=1}^n C_n^i = (n^i) = 2^n, \quad (1)$$

где n - число трансформаторов; i - их количество в сочетании.

В нашем случае не все сочетания из n по i представляют возможную стратегию изменения номинальных мощностей трансформаторов, а лишь те из них, которые содержат последний член, т.е. во всех случаях стратегия должна оканчиваться установкой самого мощного трансформатора на отрезке текущей координаты изменения мощности подстанции $S_0 \div S_n$ в интервале времени T . Поэтому число стратегий уменьшается вдвое и составит 2^{n-1} .

Из всех удовлетворяющих заданным техническим условиям 2^{n-1} стратегий нам необходимо выбрать оптимальную, т.е. соответствующую минимуму приведенных затрат в интервале обозримого периода T . Для этой цели воспользуемся методом сравнения вариантов. В основу определения приведенных затрат по каждой из стратегий положим формулу

$$\bar{Z}_j = \sum_{t=1}^T Z_t (1 + p)^{\tau-t}, \quad (2)$$

где p - коэффициент приведения, Z_t - затраты t -го года эксплуатации подстанции:

$$Z_t = p_t K_{ti} + \Delta \mathcal{E}_{ti} \beta_t + D_{t,i-1}. \quad (3)$$

Здесь p_t - отчисления от капитальных затрат в t -ом году эксплуатации (включают амортизацию, текущий ремонт, обслуживание и нормативный коэффициент эффективности); K_{ti} - расчетная стоимость i -го трансформатора в t -й год эксплуатации. Сюда включается также стоимость монтажа трансформатора. При пользовании укрупненными показателями [2] эта составляющая включена в расчетную стоимость трансформатора; $\Delta \mathcal{E}_{ti}$ - потери энергии в i -ом трансформаторе в t -й год эксплуатации; β_t - стоимость потерь энергии в t -ом году; $D_{t,i-1}$ - стоимость демонтажа; включается в формулу (3) в случае совпадения t -го года с временем замены i -го трансформатора на большую мощность.

Здесь предполагается, что замененный трансформатор используется в дальнейшем на других подстанциях. Поэтому его ликвидная стоимость в формулу (3) не вносится.

Оптимальная стратегия устанавливается из условия:

$$\bar{z}_j = \min, \quad (4)$$

где j - порядковый номер стратегий.

На этом задача в проектной постановке считается решенной. При этом мы экономически обосновываем первоначальную мощность трансформатора на подстанции и оптимальную стратегию его замены по мере истощения его нагрузочной способности. Известны будут и сроки предстоящей реконструкции подстанций (замены трансформаторов) в пределах точности прогнозируемых нагрузок. Это позволит своевременно подготовить необходимую проектную документацию, заказать необходимое оборудование, составить график работ, заключить своевременно договор с подрядными и субподрядными организациями и т.п.

Достоинство алгоритма заключается еще и в одинаковом подходе к решению проектных и эксплуатационных задач, что позволит использовать его также для анализа сети. В условиях эксплуатации исходная мощность трансформатора фиксирована и из оптимизации исключается. Поэтому расчетный алгоритм дополняется блоком определения времени и оценки эффективности перехода на оптимальную стратегию.

Предлагаемая методика особенно эффективна при выборе трансформаторов в распределительных сетях, где динамика нагрузки во времени в наибольшей степени поддается математическому описанию. Универсальность алгоритма позволяет проводить периодический анализ сети с целью уточнения первоначально заложенных стратегий. Повторные расчеты, по нашему мнению, понадобятся не чаще одного раза в пять лет.

Величина обозримого расчетного периода, на наш взгляд, не должна превышать $15 \div 20$ лет.

Л и т е р а т у р а

1. МЭ и Э СССР. Инструкция по определению экономической эффективности капитальных вложений в развитие энергетического хозяйства (генерирование, передача и распределение электрической и тепловой энергии). М., 1973.

**О НЕОБХОДИМОСТИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ КОЛИЧЕСТВА
НОВЫХ ПРИСОЕДИНЕНИЙ НА ДЕЙСТВУЮЩИХ
ПОДСТАНЦИЯХ 35-110 кВ**

Развитие распределительных электрических сетей 35 – 110кВ осуществляется не только путем строительства новых сетей, но и за счет непрерывного увеличения удельного веса реконструкции действующих сооружений. Об этом свидетельствуют данные одной энергосистемы (табл. 1).

Таблица 1. Развитие подстанций мощностью 35 – 110 кВ

Виды работ	Годы		
	1959 – 1965	1966 – 1970	1971 – 1975
Всего, %	100	100	100
Новое строительство	90	72	46
в том числе:			
подстанций 110 кВ	23	30	29
подстанций 35 кВ	67	42	17
Реконструкция	10	28	54
в том числе:			
подстанций 110 кВ	3	10	22
подстанций 35 кВ	7	18	32

Проведенные нами исследования показали, что реконструкция действующих подстанций 35 – 110 кВ в 57,2% вызывается необходимостью развития электрических схем и только в 42,8% (наряду с развитием схем) увеличением мощности подстанций. Следовательно, частота реконструкций, обусловленных новыми нагрузками (подстанциями и дополнительными связями) 35 – 110 кВ, на 33% выше частоты реконструкций, вызванных необходимостью увеличения мощности подстанций. При этом в 75 % случаев период между очередными реконструкциями меньше пяти лет.

Учитывая специфику действующих электросетевых сооружений, которая влияет не только на повышение капитальных затрат в реконструкцию, но и вызывает значительный недоотпуск энергии потребителям в период реконструкции, становится очевидной необходимость поиска оптимальных технико-экономических условий развития действующих подстанций. Одним из таких условий, по-нашему мнению, следует считать прогнозирование

нагрузок по каждому напряжению подстанции. Более того, прогнозирование должно сводиться к выявлению количества присоединений на каждом напряжении. Тогда на основе динамического ряда нагрузок по каждому напряжению в разрезе присоединений (потребителей) представляется возможным определить оптимальное количество реконструкций и периоды между ними по критерию минимума приведенных затрат. Это позволит с большей эффективностью использовать ассигнования на развитие электрических сетей.

Число новых присоединений может быть описано законом распределения Пуассона

$$p_m = \frac{a^m}{m!} e^{-a}, \quad (1)$$

где p - вероятность попадания на участок от t_0 до $(t_0 + \tau)$ числа событий ввода новых присоединений, равного m ; a - среднее число событий, приходящееся на участок τ .

Величина a определяется как

$$a = \int_{t_0}^{t_0 + \tau} \lambda(t) dt, \quad (2)$$

где $\lambda(t)$ - интенсивность потока событий.

В свою очередь интенсивность потока может быть определена по ретроспективным данным как

$$\lambda(t) = \frac{\sum_{i=1}^{\mu} n_i(t, t+1)}{\mu}, \quad (3)$$

где $n_i(t, t+1)$ - число введенных присоединений в течение года эксплуатации i -го объекта (шин подстанции), $i = 1, 2, \dots, \mu$.

Средний интервал времени между вводом двух присоединений

$$T(t) = \int_{t_0}^{\infty} \lambda(t) e^{-\lambda(t-t_0)} (t-t_0) dt, \quad (4)$$

где t_0 - момент отсчета.

ЭКОНОМИЧЕСКИЕ СЕЧЕНИЯ КРИОРЕЗИСТИВНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Криорезистивные кабельные линии переменного тока за счет глубокого охлаждения токопроводящих фаз позволяют передавать мощность при больших токах (несколько тысяч ампер). При токах больше 1000 А в них значительно проявляется поверхностный эффект, в результате чего ток по сплошному сечению фазы распределяется резко неравномерно, вытесняясь на поверхность. Глубина проникновения электромагнитного поля определяется по формуле [1, 2]

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho(T)}{\pi f \mu(T) \mu_0}}, \quad (1)$$

где f - частота переменного тока; T - рабочая температура фаз; $\rho(T)$ - удельное сопротивление материала фазы, зависящее от принятой рабочей температуры; $\mu(T)$ - магнитная проницаемость проводника; μ_0 - магнитная постоянная, равная $4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м.

Вследствие вытеснения тока на поверхность фазы криорезистивных линий целесообразно выполнять полыми и их полости использовать для прокачки хладагента. Наиболее выгодная толщина стенки цилиндрической трубы оказывается несколько больше, чем глубина проникновения [1]. Для меди и алюминия она составляет $m\delta$, где $m = (1,34 \div 1,47)$.

По условию снижения теплопритоков из внешней среды в зону низких температур диаметры фаз должны выбираться как можно меньше. Минимальный средний диаметр фазы, при котором толщина стенки трубы наиболее эффективно используется для пропускания нагрузки, может быть определен по формуле

$$d_{\text{ср}} \approx \frac{s_{\text{э}}}{\pi m \delta}, \quad (2)$$

где $s_{\text{э}}$ - экономическое сечение проводника фазы.

Таким образом, диаметр фазы оказывается жестко зависимым от экономического сечения. Имея в виду это обстоятельство, капитальные затраты в криорезистивную кабельную линию можно представить в следующем виде:

$$K = K_0 + K_s. \quad (3)$$

Составляющая K_o не влияет на выбор экономического сечения фазы и при фиксированном значении последнего определяется исключительно диаметром фазы. Она включает в себя капитальные затраты на электроизоляцию $K_{эи}$, хладагент $K_{ха}$, теплоизоляцию $K_{ти}$ и часть рефрижераторных установок $K_{реф_{тп}}$, которая используется для компенсации теплопритоков из внешней среды:

$$K_o = K_{эи} + K_{ха} + K_{ти} + K_{реф_{тп}}. \quad (4)$$

Составляющая K_s зависит от сечения фазы и для трехфазного кабеля может быть представлена в виде

$$K_s = K_{п} + K_{реф_{\Delta P}} = 3 \gamma_{п} c_{п} s l + 3 I^2 \frac{\rho(T)}{s} l k_y(T), \quad (5)$$

где $K_{п}$ - стоимость материала проводников; $K_{реф_{\Delta P}}$ - капитальные затраты на часть рефрижераторных установок, необходимую для компенсации тепловыделений, связанных с потерями мощности в фазах криорезистивной линии; $k_y(T)$ - стоимость единицы установленной мощности рефрижераторов; $\gamma_{п}$ - плотность материала проводника; $c_{п}$ - удельная стоимость материала проводника; I - максимальный ток; l - длина линии.

Годовые эксплуатационные расходы, зависящие от сечения, слагаются из отчислений на амортизацию и текущий ремонт проводников фаз Γ_1 и рефрижераторных установок Γ_2 , стоимости потерь энергии в кабеле Γ_3 , стоимости энергии Γ_4 в рефрижераторных установках, идущей на компенсацию потерь энергии в кабеле:

$$\Gamma_s = \Gamma_1 + \Gamma_2 + \Gamma_3 + \Gamma_4 = r_{п} K_{п} + r_{р} K_{реф_{\Delta P}} + 3 I^2 \frac{\rho(T)}{s} l \tau \beta + 3 I^2 \frac{\rho(T)}{s} l \tau \beta h(T), \quad (6)$$

где $r_{п}$ и $r_{р}$ - соответственно отчисления на амортизацию и текущий ремонт проводников фаз и рефрижераторных установок; τ - время потерь; $h(T)$ - затраты мощности в рефрижераторных установках на отвод единицы тепла из холодной зоны.

Тогда экономическое сечение фаз, соответствующее минимуму расчетной стоимости передачи электроэнергии [3], определится из выражения приведенных затрат

$$Z = p_H K_S + \Gamma_S \rightarrow \min. \quad (7)$$

Подставив в (7) значения K_S из (5) и Γ_S из (6) и произведя преобразования, получим

$$Z = 3 \gamma_{\Pi} c_{\Pi} l (p_H + p_{\Pi}) S + 3 I^2 \frac{\rho(T)}{S} l \left[k_y(T) (p_H + p_p) + (1 + h(T)) \tau \beta \right] \rightarrow \min. \quad (8)$$

Экономическое сечение фазы найдем из выражения

$$\frac{dZ}{dS} = \gamma_{\Pi} c_{\Pi} (p_H + p_{\Pi}) - \frac{\rho(T)}{S^2} \left[k_y(T) (p_H + p_p) + (1 + h(T)) \tau \beta \right] = 0. \quad (9)$$

Отсюда

$$S_{\ominus} = I \sqrt{\frac{\rho(T) [k_y(T) (p_H + p_p) + (1 + h(T)) \tau \beta]}{\gamma_{\Pi} c_{\Pi} (p_H + p_{\Pi})}} = \frac{I}{j_{\ominus}}, \quad (10)$$

где экономическая плотность тока

$$j_{\ominus} = \sqrt{\frac{\gamma_{\Pi} c_{\Pi} (p_H + p_{\Pi})}{\rho(T) [k_y(T) (p_H + p_p) + (1 + h(T)) \tau \beta]}}. \quad (11)$$

Алгоритм выбора параметров проводников фаз криорезистивных линий можно сформулировать в следующем виде.

1. По заданным максимальной мощности и номинальному напряжению линии определяется максимальный ток I .

2. Выбирается тип хладагента и рабочая температура фаз.

3. Выбирается проводниковый материал фаз.

4. По формуле (11) определяется экономическая плотность тока.

5. По формуле (10) определяется экономическое сечение проводников.

6. По формуле (1) находится глубина проникновения электромагнитного поля.

7. По формуле (2) определяется экономически целесообразный диаметр фазы. После подстановки в (2) значений S_{\ominus} из (10) и δ из (1) формула для определения диаметра принимает вид

$$d_{\text{ср}_3} \approx \frac{I}{m} \sqrt{\frac{f \mu(T) \mu_0 \left[k_y(T) (p_H + p_P) + (1+h(T)) \tau \beta \right]}{\pi \gamma_{\text{п}}^2 c_{\text{п}} (p_H + p_P)}}}. \quad (12)$$

Л и т е р а т у р а

1. Мукосеев Ю.Л. Распределение переменного тока в токопроводах. М., - Л., 1959. 2. Проводниковые материалы. Под ред. Л.Ш. Казарновского. М., 1970. 3. Поспелов Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередач. Минск, 1967.

В.Т. Федин, Ю.В. Белянчев

К ВОПРОСУ ОБ ОПТИМАЛЬНОМ РАЗМЕЩЕНИИ РЕФРИЖЕРАТОРНЫХ УСТАНОВОК ВДОЛЬ ТРАССЫ КРИОГЕННОЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Одним из важнейших элементов криогенных линий электропередач являются рефрижераторные установки, стоимость которых по исследованиям разных ученых составляет от 1/5 до 1/4 стоимости всей линии. От размещения рефрижераторных установок по трассе линии зависят условия охлаждения кабеля, а следовательно, и его электрические параметры, в том числе и важнейший из них — передаваемая по криогенной линии мощность.

В [1,2] отмечается, что должно существовать оптимальное размещение рефрижераторных установок по трассе криогенной линии электропередачи, так как в этом вопросе имеются два конкурирующих фактора: величина единичной мощности рефрижераторных установок, изменение которой приводит к изменению удельной стоимости этих установок и расстояния между ними, и вязкостные потери в охлаждающей жидкости.

Увеличение единичной мощности рефрижераторных установок приводит к снижению их числа, стоимости и увеличению расстояния между ними, что вызывает рост вязкостных потерь в охлаждающей жидкости и ухудшение условий охлаждения токоведущих частей. Снижение единичной мощности рефрижераторных

установок приводит к увеличению их числа и стоимости, но при этом снижаются вязкостные потери в охлаждающей жидкости и улучшаются условия охлаждения.

В [1,2] получены решения, позволяющие определять наибольшие расстояния между рефрижераторными установками по условию энтальпийного истощения хладагента на этом расстоянии.

В настоящей работе ставится задача определения расстояния между рефрижераторами по условию минимума приведенных затрат и сравнения его с расстоянием, соответствующим энтальпийному истощению хладагента.

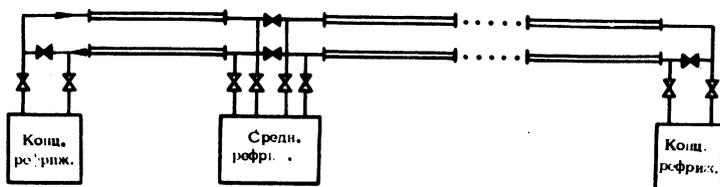


Рис. 1. Схема циркуляции хладагента.

Решение задачи рассматривается для замкнутой схемы циркуляции хладагента, представленной на рис. 1. При такой схеме благодаря наличию двух теплоизолированных охлаждающих каналов происходит лучшее охлаждение, и внутри кабеля поддерживается более постоянная температура по его длине. Система вентилей (заштрихованные — нормально закрыты, незаштрихованные — нормально открыты вентили) позволяет резервировать любую вышедшую из строя рефрижераторную установку.

В зависимости от конструкции криогенной линии рабочая температура токоведущих частей обеспечивается путем циркуляции одного или нескольких различных хладагентов. В криорезистивных линиях предполагается осуществлять охлаждение одним хладагентом, а в сверхпроводящих — двумя (основным и промежуточным). При этом конструктивно сечения каналов прямого и обратного потока хладагента могут быть выполнены как одинаковыми, так и различными.

Задавшись скоростью прямого потока хладагента v_1 , можно из условия непрерывности его циркуляции найти скорость обратного потока

$$v_2 = v_1 \frac{F_1}{F_2}, \quad (1)$$

где F_1, F_2 — сечения прямого и обратного потоков хладагента. При равенстве сечений скорости прямого и обратного потоков хладагента одинаковы. Вязкостные потери в потоке хладагента можно определить по формуле

$$q_{\text{в}} = k_{\text{тр}} \frac{FV^3\rho}{2d}, \quad (2)$$

где $k_{\text{тр}}$ — коэффициент трения в потоке, зависящий от числа Рейнольдса; d — гидравлический диаметр охлаждающего канала; ρ — плотность хладагента.

Расстояние между рефрижераторами определим из условия теплового баланса в глубокоохлаждаемой зоне хладагента

$$l = \frac{\rho \Delta i (V_1 F_1 + V_2 F_2)}{q_1 + q_{\text{в}1} + q_{\text{в}2}}, \quad (3)$$

где q_1 — удельный теплоприток и тепловыделения в зоне хладагента; Δi — разность энтальпий потока хладагента между соседними рефрижераторными установками, зависящая от температуры и давления на концах участка.

Зная расстояние между рефрижераторными установками, можно определить количество средних рефрижераторов, как

$$n_p = \frac{L}{l} - 1, \quad (4)$$

где L — длина криогенной линии.

Так как число рефрижераторов не может быть дробным, то полученное число необходимо округлить до ближайшего целого числа.

Определив таким образом гидродинамические параметры хладагента и расстояние между рефрижераторами, можно найти холодопроизводительность рефрижератора

$$Q_p = \rho \left[V_1 F_1 \left(\Delta i + k_{\text{мп}1} \frac{V_1}{2d_1} l \right) + V_2 F_2 \left(\Delta i + k_{\text{мп}2} \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \frac{V_2}{2d_2} l \right) \right]. \quad (5)$$

Стоимость и мощность рефрижераторной установки можно выразить через их холодопроизводительность в следующем виде:

$$\begin{cases} K_{pc} = a + \sum_{j=1}^N b_j Q_p^{n_j} ; \\ P_{pc} = c + \sum_{j=1}^N d_j Q_p^{m_j} . \end{cases} \quad (6)$$

Здесь индекс "с" определяет принадлежность этих величин к средним рефрижераторам. Для нахождения же стоимости $K_{рк}$ и мощности $P_{рк}$ конечных рефрижераторов, несущих вдвое меньшую нагрузку по отводу тепла, в формулы (6) следует подставлять вдвое меньшую величину холодопроизводительности. Следует отметить, что учет конечных рефрижераторов носит условный характер и применяется для исследования собственно линии, тогда как в действительности охлаждение конечных участков линии будет осуществляться от мощных подстанционных рефрижераторных установок, охлаждающих криогенные трансформаторы, токопроводы, выключатели и другие элементы электропередачи.

Выражение приведенных затрат для зоны хладоагента будет иметь вид

$$Z = p (n_p K_{pc} + 2K_{рк}) + c_{\text{э}} \tau (n_p P_p + 2P_{рк}) , \quad (7)$$

где p — доля отчислений на амортизацию, текущий ремонт и обслуживание рефрижераторных установок с учетом коэффициента эффективности капиталовложений; $c_{\text{э}}$ — стоимость 1 кВт·ч электроэнергии, расходуемой на привод рефрижераторных установок; τ — число часов работы рефрижераторных установок.

Таким образом определяются приведенные затраты для зоны основного и промежуточного хладоагентов.

По описанной методике была составлена блок-схема расчета, приведенная на рис. 2, и программа расчета на ЭЦВМ "Минск-22", которая позволяет оптимизировать такие криогенные параметры конструкции кабеля, как сечения теплоизолирующих слоев, сечение канала промежуточного хладоагента и другие, а также находить оптимальные расстояния между рефрижераторами основного и промежуточного хладоагентов.

По этой программе была проведена серия расчетов с целью выяснения характера зависимостей расстояния между рефрижераторами от скорости прокачки хладагента $l = f(V)$ и удельных приведенных затрат от расстояния между рефрижераторами $z_y = f(l)$ для двухцепной коаксиальной конструкции сверхпроводящей линии, в которой в качестве основного хладагента был принят жидкий гелий в сверхкритическом состоянии, в качестве промежуточного — жидкий азот. Материал сверхпроводника — ниобий, электроизоляция выполнена в виде лент из диэлектрика (лавсана). Роль теплоизоляции выполняют два слоя вакуума.

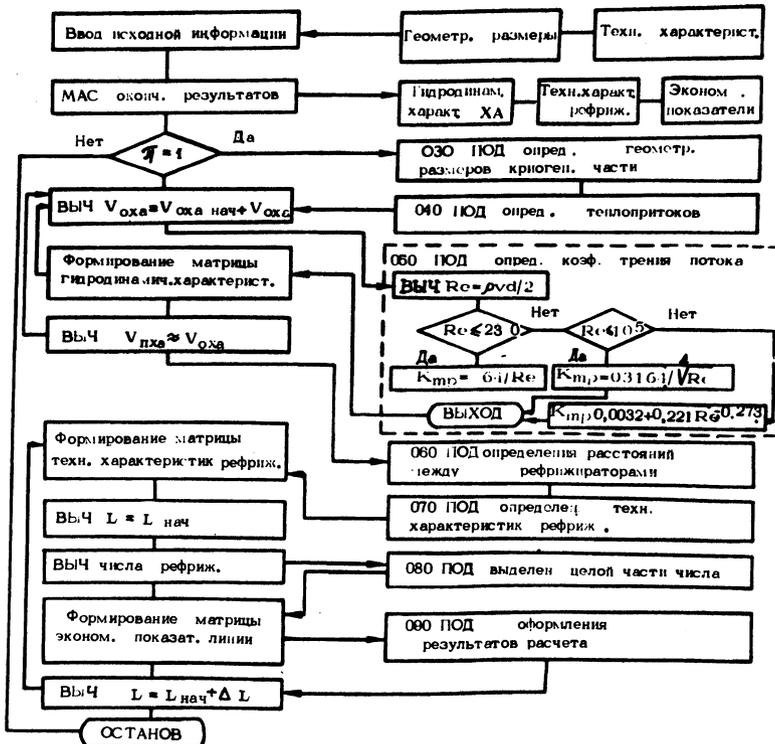


Рис. 2. Блок-схема расчета технико-экономических показателей криогенной линии.

На рис. 3 приведена зависимость $l = f(V)$, а на рис. 4 — зависимость относительных удельных приведенных затрат z_y^* , определенных по отношению к наименьшим затратам для данного варианта, в функции расстояния между гелиевыми реф-

рижераторами. Зависимости приведены для значений передаваемой мощности 3 и 5 ГВт. Характер зависимостей для других конструктивных и режимных параметров линии оказался аналогичным.

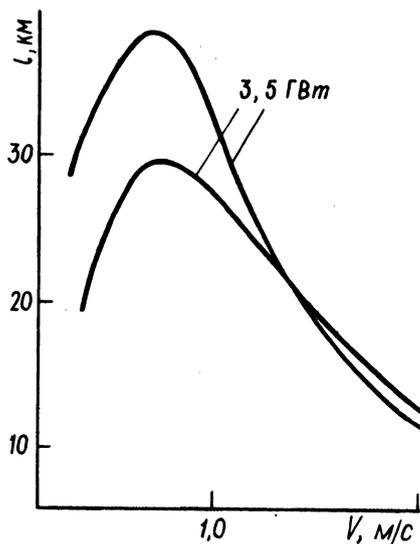


Рис. 3. Зависимость расстояния между рефрижераторами от скорости прокачки хладагента.

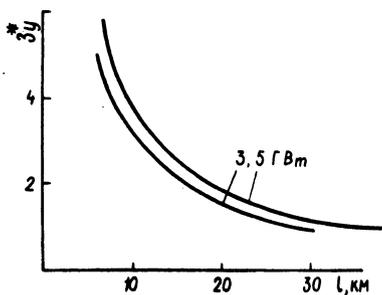


Рис. 4. Зависимость относительных удельных приведенных затрат от расстояния между рефрижераторами.

Из приведенных зависимостей видно, что оптимальное расстояние между гелиевыми рефрижераторами равно наибольшему расстоянию между ними. С ростом передаваемой мощности оптимальное расстояние между рефрижераторами увеличивается. Это объясняется тем, что с увеличением передаваемой мощности растут геометрические размеры кабеля, в том числе сечения и гидравлические диаметры каналов охлаждения и, следовательно, облегчаются условия охлаждения, в то время как потери мощности в сверхпроводнике и электроизоляции малы по абсолютной величине и возрастают незначительно.

Для рассмотренного случая оптимальное расстояние между азотными рефрижераторами при передаче мощности 3 ГВт составило 15,7 км, а при передаче 5 ГВт — 16,0 км.

В связи с тем, что в настоящее время стабильных цен на рефрижераторное оборудование и криогенные материалы нет, к

полученным абсолютным значениям следует подходить осторожно.

В заключение следует заметить, что несомненный интерес представляет решение задачи оптимального совместного размещения рефрижераторных установок основного и промежуточного хладагентов по трассе сверхпроводящей линии.

Л и т е р а т у р а

1. Блинков Е.Л., Гольденберг Е.С. Оптимизация условий циркуляции хладагентов в криогенных кабелях. — "Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт". М., 1972, № 4. 2. Вилкинсон К. Перспективы использования проводников при низкой температуре в силовых кабелях и трансформаторах. — "Радиотехника сверхвысоких частот и квантовая радиотехника", 1968, № 23.

Ю.В. Белянчев

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КОАКСИАЛЬНОЙ СВЕРХПРОВОДЯЩЕЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

По мнению отечественных и зарубежных исследований, одним из перспективных может быть способ передачи электроэнергии по сверхпроводящим линиям.

В настоящей работе предполагается исследовать влияние некоторых режимных и конструктивных параметров сверхпроводящего кабеля на его экономические показатели с целью определения оптимальных значений этих параметров.

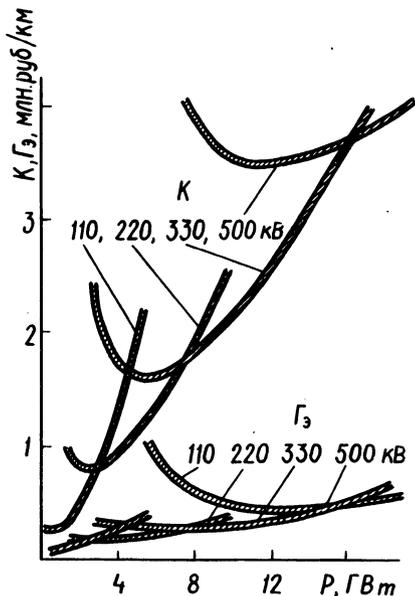
Были проведены исследования для одной из предпочтительных конструкций сверхпроводящей линии — фазно-коаксиальной конструкции [1]. В качестве сверхпроводящего материала в ней принят ниобий, нанесенный на подложку из гофрированной медной трубки. Электроизоляция выполнена из твердого диэлектрика типа тефлона. Для снижения теплопритоков к глубоководяемой гелиевой зоне служит азотный экран, теплоизолированный от окружающей среды и гелиевой зоны вакуумными полостями. Фаза этой линии выполнена из двух коаксиальных труб, которые располагаются в вершинах равностороннего треугольника, образуя трехфазную систему.

При исследовании этой конструкции изменялись такие криогенные и электрические параметры, как сечения вакуумных теплоизолирующих слоев и азотного экрана, конструктивное исполнение сверхпроводящего слоя и подложки (материалы с различной степенью пористости), сечение подложки, коэффициенты эффективности гелиевых и азотных рефрижераторов, передаваемая мощность, длина линии, ее номинальное напряжение и другие параметры.

Критерием принятых решений служили удельные приведенные затраты, методика определения которых для сверхпроводящих линий изложена в [2].

Алгоритм, составленный по этой методике, и программа расчета применительно к ЭЦВМ "Минск-22" позволили провести несколько серий расчетов с целью определения зависимостей экономических показателей сверхпроводящей линии от ее конструктивных и режимных параметров.

Рис. 1. Зависимость капитальных затрат и годовых эксплуатационных расходов, отнесенных к единице длины сверхпроводящего кабеля, от передаваемой мощности для различных номинальных напряжений.



Зависимость, построенная по результатам расчетов капитальных затрат и эксплуатационных расходов от передаваемой мощности для различных номинальных напряжений, приведена на рис. 1. Она имеет нелинейный характер, который объясняется закономерностью изменения объема электрической изоляции с изменением передаваемой мощности и изменяющегося пропорционально ей диаметра сверхпроводящего слоя.

Анализируя полученные зависимости удельных приведенных затрат, представленные на рис. 2, в функции передаваемой мощности для различных номинальных напряжений, можно определить наиболее выгодную передаваемую мощность для каждого номинального напряжения, используя в качестве критерия минимум приведенных затрат. Так, наивыгоднейшая передаваемая мощность для сверхпроводящего кабеля исследуемой конструкции с номинальным напряжением 110 кВ порядка 1,5 ГВт, 220 кВ — 5,5 ГВт, 330 кВ — 12 ГВт, 500 кВ — 22 ГВт.

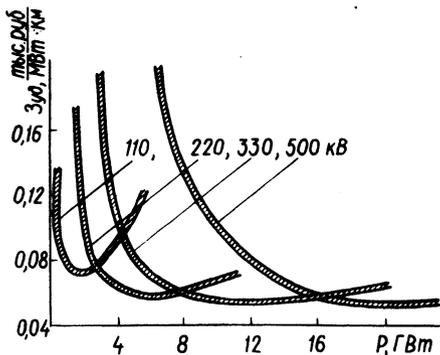


Рис. 2. Зависимость удельных приведенных затрат от передаваемой мощности для различных номинальных напряжений.

Кроме того, анализ этих зависимостей дает возможность определить области экономичных номинальных напряжений. При этом в качестве граничного условия, соответствующего равноэкономичному применению двух смежных стандартных номинальных напряжений U_k и U_n , было принято условие

$$z_k(U_k, S_i) = z_n(U_n, S_i),$$

где S_i — передаваемая мощность; z_k, z_n — приведенные затраты в сверхпроводящую линию при номинальных напряжениях U_k и U_n соответственно и передаваемой мощности S_i .

Так, применение номинального напряжения 220 кВ экономически выгоднее номинального напряжения 110 кВ, начиная со значений передаваемой мощности порядка 2,6 ГВт; применение 330 кВ экономически более выгодно, чем 220 кВ, с передаваемых мощностей порядка 7,3 ГВт; а применение 500 кВ экономически выгодней, чем 330 кВ, начиная со значений передаваемой мощности порядка 17 ГВт. Программа расчета поз-

воляет также определять оптимальные конструктивные размеры сверхпроводящего кабеля, если определить зависимость удельных приведенных затрат от изменяемых геометрических размеров. Так, оптимальное сечение вакуумных теплоизолирующих полостей получается при радиальной толщине каждой из них, равной 1,0--1,5 см. Оптимальное сечение азотной зоны получается при радиальной толщине в 0,5--1,0 см.

Влияние коэффициента эффективности гелиевых и азотных рефрижераторов на приведенные затраты очень незначительно. Так, снижение коэффициента эффективности гелиевых рефрижераторов с 500 до 300 Вт/Вт уменьшает приведенные затраты на 2,7%.

Еще меньше влияет коэффициент эффективности азотных рефрижераторов. Так, его снижение с 10 до 7 Вт/Вт уменьшает приведенные затраты на 1,37%, а его дальнейшее снижение до 4 Вт/Вт, возможное в перспективе, уменьшает приведенные затраты на 2,78%.

Уменьшение толщины подложки приводит к еще менее значительному снижению приведенных затрат.

В проведенных расчетах не учитывалось подстанционное оборудование и компенсирующие устройства. Из-за отсутствия в настоящее время стабильных цен на криогенные материалы и оборудование в расчетах был задан ряд цен из существующего диапазона их с учетом прогнозируемых на будущее значений. Вследствие этого на рис. 1,2 получены области возможных значений экономических показателей. Учет в дальнейших исследованиях подстанционного оборудования и компенсирующих устройств, а также использование для расчетов по составленной программе более точных стоимостных характеристик криогенных материалов и оборудования позволит уточнить экономические показатели сверхпроводящей электропередачи.

Л и т е р а т у р а

1. Астахов Ю.Н. и др. Сверхпроводящие линии электропередачи. — "Электротехника и энергетика", М., 1971. 2. Поспелов Г.Е., Федин В.Т., Бережной А.В. Эффективность применения кабелей с глубоким охлаждением для электроснабжения городов и промышленных предприятий. — В сб.: Электроренергетика, вып. 4. Минск, 1974.

ЭКОНОМИЧЕСКИЙ ЭФФЕКТ ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ ГОРОДСКИХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Всякая распределительная электрическая сеть, работающая в разомкнутом режиме, не всегда имеет минимальные потери мощности, соответствующие наиболее рациональным точкам размыкания ее. Это несоответствие может быть вызвано наличием в сети определенных ограничений.

На рис. 1 показаны зависимости потерь активной мощности, полученные автором для реальных сетей 0,38 кВ с двусторонним питанием и различной степенью неоднородности, от потока полной мощности одного из головных участков. Характеристики рис. 1 показывают явно выраженный минимум функции. Минимум становится более резким при переходе от кабельного исполнения сети к воздушному. Это свидетельствует о том, что как в кабельных, так и в воздушных сетях малейшее отступление от глобального минимума функции приводит к ее существенному возрастанию.

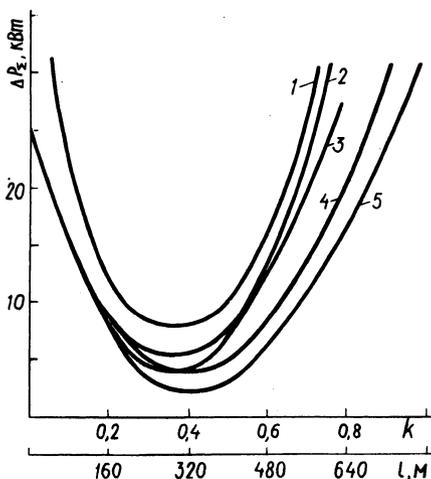


Рис. 1. Зависимости суммарных потерь активной мощности в распределительной сети 0,38 кВ от полной мощности головного участка сети ($\Delta P_{\Sigma} = f k S_{ИП}$): 1,5 - распределительная воздушная и кабельная сеть; 2,3,4 - распределительная кабельная сеть: 60, 40, 20% длины заменено проводом марки А соответственно.

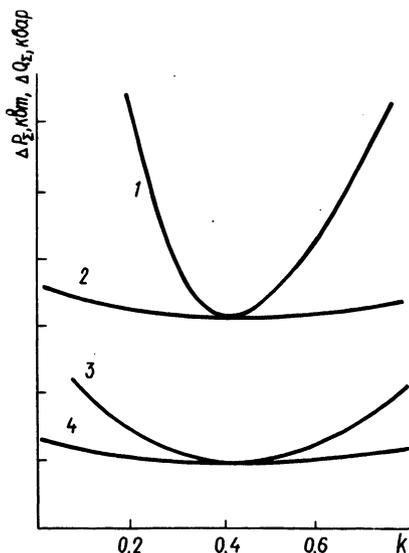
Рис. 2 иллюстрирует изменение потерь мощности в зависимости от потоков активной и реактивной мощностей головного участка той же сети. Рассмотрение этих кривых показывает, что регулирование потока реактивной мощности очень слабо изменяет потери в сети (как активные, так и реактивные). Наоборот, значительное влияние на потери в сети оказывает принудительное распределение потоков активной мощности.

Проведена серия расчетов по определению экономического эффекта, зависящего от выбора оптимальных мест размыкания (по минимуму потерь активной мощности) распределительных сетей 6 – 10 кВ ряда городов Советского Союза [1, 2 и др.]

Сети рассматриваемых городов очень развиты, со множеством резервных переемычек, в основном выполнены кабельными линиями. Работа сетей по разомкнутым схемам означает наличие в них разрывов, среди которых имеются фиксированные по условиям АВР и другим эксплуатационным соображениям. В сетях рассматриваемых городов число фиксированных разрывов от их общего числа составляет 24,2%; 15,1; 19,2; 36,9; 31,3; 19,2; 13,72%.

Расчеты показали, что наибольшая экономия народнохозяйственных средств достигается при определении такого режима сети, которому соответствует глобальный минимум целевой функции. Это режим сети с оптимальными местами ее размыкания без ограничений по пропускной способности линий и без

Рис. 2. Зависимости потерь активной и реактивной мощностей от мощности головного участка сети: 1 - $\Delta P_{\Sigma} = f k P_{ИП1}$; 2 - $\Delta P_{\Sigma} = f k Q_{ИП1}$; 3 - $\Delta Q_{\Sigma} = f k P_{ИП1}$; 4 - $\Delta Q_{\Sigma} = f k Q_{ИП1}$.



фиксации разрывов. Экономия средств за счет снижения в сети потерь электроэнергии за год и снижение капитальных вложений во вновь строящиеся конденсационные электростанции (КЭС) для такого режима, по отношению к режиму с принятыми в эксплуатацию местами размыкания сети, составляет: для сети 6 кВ города Б – 109,45 тыс.руб., для сети 6 кВ г. К. — 161,35 тыс.руб., для сети 6 кВ г. С. – 81,42 тыс.руб., соот-

ветственно для сети 6 кВ Центрального, сети 6 кВ Северного и сети 10 кВ Южного районов г. А. – 203,8 тыс.руб., 27,95 тыс. руб., 36,06 тыс.руб., что в сумме составляет 320,68 тыс. руб., сети 6 кВ г. Д. – 50,08 тыс.руб., или с учетом ввода новой подстанции – 31,87 тыс.руб. При этом стоимость 1 кВт.ч потеря электроэнергии определялась в зависимости от времени потерь. Стоимость 1 кВт.ч установленной мощности на вновь вводимых КЭС – 120 руб./кВт. Снижение потерь мощности и электроэнергии в режимах сети с глобальным минимумом целевой функции по отношению к потерям в режиме с принятыми в эксплуатации местами размыкания сетей составляет 29,3%; 51,5; 15; 35; 23,1; 24,17; 19,4; 14,7% соответственно для сетей городов Б, К, С, А (Центрального, Северного и Южного районов) и сети г. Д. Отсюда видно, что в момент проведения расчетов в наиболее экономичном режиме из рассматриваемых работали сети городов С и Д и в наименее экономичном – сеть г. К.

Однако сети отечественных городов не могут работать в режиме с глобальным минимумом целевой функции из-за наличия ограничений по пропускной способности линий и фиксированных разрезов по условиям АВР и др. В режиме сетей с оптимальными разрезами и с учетом ограничений по пропускной способности линий, но без фиксации разрезов, экономия средств за счет снижения потерь электроэнергии за год и снижения капитальных вложений во вновь строящиеся КЭС несколько ниже той экономии, которую можно получить в режиме сети с абсолютным минимумом потерь мощности и электроэнергии. В данном случае она составит 74,79 тыс.руб., 126,25 тыс.руб., 72,65 тыс.руб. соответственно для сетей городов Б, К и С. В сетях г. А и г. Д ограничения по пропускной способности линий отсутствуют. В рассматриваемом режиме снижение потерь мощности и электроэнергии составляет для сети г. Б 20%, для сети г. К – 40,3 и для сети г. С – 13,3%. Если не учитывать ограничения линий по пропускной способности в сетях, но учесть все фиксированные разрезы здесь, то экономия средств также уменьшается. Она составит 79,6 тыс.руб., 154,52 тыс.руб., 62,74 тыс.руб., 194,95 тыс.руб., 27,82 тыс.руб., 308,69 тыс.руб. соответственно в сетях городов Б, К, С, А (Центральный, Южный и Северный районы), в сети г. Д – 37,37 тыс.руб. (без учета дополнительной опорной подстанции) и 22,55 тыс.руб. (с учетом ввода новой подстанции). При этом потери мощности и энергии снижены на 21,3%; 45,4; 11,5; 33,5; 23,0; 23,9; 14,5 ; 10,3% соответственно в сетях городов Б, К, С, Центральном,

Северном и Южном районах г. А и сети г. Д (без учета и с учетом ввода опорной подстанции).

К внедрению рекомендован режим с оптимальными местами размыкания сети и с учетом как ограничений по пропускной способности линий, так и фиксированных разрезов в ней. В этом случае экономия хотя и несколько ниже чем та, которую мы могли бы получить, но все же достигает ощутимых размеров. Она составляет по отношению к режиму с принятыми в эксплуатации местами размыкания сети: 41,88 тыс.руб., 83,35 тыс.руб., 53,44 тыс.руб., 194,95 тыс.руб., 27,82 тыс.руб., 35,8 тыс.руб., 32,62 тыс.руб., 32,32 тыс.руб., 15,41 тыс.руб., 17,56 тыс.руб. соответственно для сетей городов Б, К, С, А (Центральный, Северный и Южный районы) и сети г. Д. Расчеты показывают, что даже при имеющихся ограничениях выбор оптимальных мест размыкания сети дает значительную экономию средств вследствие снижения потерь мощности и электроэнергии в сетях, а также снижения капиталовложений во вновь строящиеся КЭС. С наибольшим отклонением от предлагаемого к внедрению режима в расчетный период эксплуатации овалась сеть Центрального района г. А, с наименьшим – сети г.г. С, Б и Д. Такой вывод напрашивается из рассмотрения процентного снижения потерь мощности и электроэнергии для рассматриваемых сетей.

Расчет сети г. Д с учетом ввода новой опорной подстанции и без ввода ее показал, что введение в строй дополнительной опорной подстанции снижает потери мощности и электроэнергии в сети. В результате проведенных исследований выявлены перегруженные линии. Анализ показывает, что наибольшее число перегруженных линий в сетях отечественных городов наблюдается в исходном режиме сети, с принятыми в эксплуатации местами ее размыкания. В режимах с оптимальными местами размыкания сетей число перегруженных линий уменьшается. Наиболее благоприятным режимом (с точки зрения загрузки линий) является режим с ограничениями по пропускной способности линий, но без фиксации разрезов. Учет имеющихся разрезов сети почти во всех случаях приводит к увеличению потерь мощности. Однако не всегда увеличение потерь мощности в сети, вызванное наложением фиксации, влечет за собой увеличение числа перегруженных линий.

В реальных сетях оптимальное положение одних разрезов определяется в основном параметрами сети; положение других в большей мере зависит от нагрузок.

Опыт расчетов показывает, что около половины разрезов после определения их оптимального положения в дальнейшем не меняют своих мест при изменении нагрузок сети, наблюдаемых в эксплуатации в различные периоды года. Если проводить расчеты оптимальных мест размыкания из года в год (такие расчеты необходимо выполнять), то можно убедиться, что более половины разрезов будут занимать и в этом случае одни и те же оптимальные места.

Выявление оптимальных мест разрезов особенно важно, так как смещение их приводит к значительному увеличению потерь мощности и энергии. Разрезы, оптимальное положение которых определяется в основном нагрузками потребителей, будут менять свои места с изменением нагрузок. Однако перемещение таких разрезов, во-первых, будет не слишком большим (как правило на 1 – 2 смежных участка), а, во-вторых, при регулярных расчетах можно определить их оптимальные места в характерные периоды года. Следует рекомендовать выполнять расчеты по выбору оптимальных мест размыкания два раза в год на характерные периоды осенне-зимнего максимума и весенне-летнего минимума графика нагрузок.

Л и т е р а т у р а

1. Поспелов Г.Е. и др. Повышение технико-экономических показателей распределительных сетей 6 кВ г. Б путем размыкания их в оптимальных местах. Минск, 1968. 2. Поспелов Г.Е. и др. Анализ потерь мощности и выбор оптимальных мест размыкания распределительной сети 6 кВ г. К с целью повышения ее технико-экономических показателей. Минск, 1970.

В.Г. Пекелис, А.Е. Розенберг

ОПТИМИЗАЦИЯ РАЗМЕЩЕНИЯ ШУНТОВЫХ КОНДЕНСАТОРНЫХ БАТАРЕЙ НА РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СИСТЕМНЫХ ПОДСТАНЦИЯХ

Поперечная емкостная компенсация является одним из эффективных мероприятий по снижению потерь энергии в сетях. Однако масштабы ее применения в нашей стране пока недостаточны. Она почти не применяется в распределительных сетях энергосистем, питающих мелкочеловеческую, бытовую и сельскохозяйственную нагрузку с низким $\cos \varphi$. При оптимизации

размещения конденсаторных батарей в сетях энергосистем необходимо учитывать, что батареи системного назначения должны быть в основном наружного исполнения, обладать повышенной надежностью и быть приспособленными для работы на не-обслуживаемых подстанциях. Этим требованиям удовлетворяют лишь нерегулируемые шунтовые конденсаторные батареи (ШКБ) на номинальное напряжение 6 - 10 кВ.

Ориентация на нерегулируемые батареи резко упрощает задачу оптимизации. Во-первых, их оптимальные мощности зависят только от среднегодовых реактивных нагрузок. Во-вторых, при определении их оптимальных мощностей можно не учитывать условия обеспечения общесистемного баланса реактивной мощности в максимальном режиме. Указанный баланс должен обеспечиваться регулируемыми источниками. В-третьих, можно не учитывать также ограничения на уровни напряжения в узлах. Небольшие по величине практически постоянные добавки напряжения, создаваемые нерегулируемыми батареями, при необходимости могут быть скомпенсированы переключением ответвлений трансформаторов.

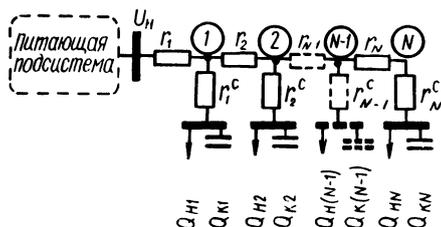


Рис. 1. Схема замещения распределительной линии 110—35 кВ.

С учетом вышеизложенного целевая функция оптимизации для характерной схемы питания распределительных подстанций 110 - 35/6-10 кВ (рис. 1) имеет следующий вид:

$$\begin{aligned}
 & i=N \qquad \qquad \qquad i=N \\
 Z = & p \sum_{i=1}^N (A_i + B_i Q_{ki}) + \Delta P_k t_p \beta_{\text{пост}} \sum_{i=1}^N Q_{ki} + \\
 & + \frac{t_p \beta_{\text{пер}}}{U_H^2} \left\{ \sum_{i=1}^N r_i^c \left[(Q_{Hi} - Q_{ki})^2 + D_{pi} \right] + \right. \\
 & + \left. \sum_{j=1}^{j=N} r_j \left[\left(\sum_{i=j}^{i=N} Q_{Hi} - Q_{ki} \right)^2 + \sum_{i=j}^{i=N} D_{pi} + 2 \sum_{i < j} K_{ij} \right] \right\}, \quad (1)
 \end{aligned}$$

где p – общие ежегодные отчисления от капитальных вложений, определяемые суммой нормативного коэффициента эффективности r_n , отчислений на амортизацию r_a и расходов на обслуживание r_o ; A_i – постоянные составляющие затрат, не зависящие от генерируемой мощности; B_i – удельные затраты на единицу генерируемой мощности; ΔP_k – удельные потери активной мощности в компенсирующих устройствах; $\beta_{\text{пер}}$; $\beta_{\text{пост}}$ – удельные затраты на возмещение переменных и постоянных потерь в электрических сетях; $t_{\text{КУ}}$ – время работы КУ; $Q_{\text{ни}}$ – средняя реактивная нагрузка; P_{D}^{pi} – дисперсия потоков реактивной мощности; K_{ij} – корреляционный момент потоков реактивной мощности ($i < j$ под суммой обозначает, что суммирование распространяется на все возможные попарные сочетания случайных величин).

Целевая функция является выпуклой, поскольку ее второй дифференциал представляет собой положительную квадратичную форму, и как следствие она является одноэкстремальной [1]. Для нахождения ее минимума достаточно решить систему уравнений в частных производных, которая ввиду квадратичности дифференцируемой функции представляет собой систему линейных алгебраических уравнений. Указанная система записывается в матричной форме:

$$AX = B. \quad (2)$$

Коэффициенты квадратной симметрической матрицы A определяются по формулам

$$a_{ij} = \begin{cases} r_i^c + \sum_{k=1}^{k=i} r_k, & \text{если } i=j; \\ \min_{\sum_{k=1}^{\min(i,j)}} r_k, & \text{если } i \neq j. \end{cases} \quad (3)$$

В свою очередь элементы столбцовой матрицы B вычисляются по единой формуле

$$b_i = r_i^c Q_{\text{ни}} + \sum_{k=1}^{k=i} r_k \sum_{n=k}^{n=N} Q_{\text{ни}} - \frac{p B_i + \Delta P_k t_{\text{КУ}} \beta_{\text{пост}}}{2 \beta_{\text{пер}}} \cdot (4)$$

В точке экстремума часть переменных (мощностей батарей) может принять отрицательные значения, что приводит к уменьшению целевой функции, но противоречит здравому смыслу.

Поэтому допустимым является решение только при неотрицательных переменных. Характер целевой функции позволяет учитывать данное ограничение путем исключения всех переменных, принявших отрицательное значение, после чего находится оптимальное решение задачи пониженной размерности. При втором цикле решения могут повторно появиться отрицательные переменные. В течение нескольких таких циклов удается исключить все отрицательные переменные и получить допустимое оптимальное решение.

Получение положительных мощностей еще не означает, однако, что установка всех батарей экономически эффективна. Это объясняется наличием в целевой функции постоянных составляющих, которые не влияют на положение точки экстремума, но оказывают сильное влияние на эффективность батарей.

Для достижения абсолютного минимума целевой функции с учетом ее постоянной составляющей необходимо поочередно исключать наименее эффективные батареи.

Данный алгоритм предусматривает циклическое использование стандартной программы решения систем линейных алгебраических уравнений и обеспечивает получение оптимальных мощностей батарей за небольшое (конечное) число шагов.

Л и т е р а т у р а

1. Ильин В.А., Позняк Э.Г. Основы математического анализа. Ч. 1. М., 1971.

В.И. Русан, О.В. Хруцкий

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ 660 В ПРИ ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ СЕЛЬСКОГО ХОЗЯЙСТВА

Интенсификация сельскохозяйственного производства, перевод его на промышленную основу, глубокое проникновение электроэнергии в быт сельского населения значительно увеличили электропотребление в сельском хозяйстве. За последнее время в ряде районов страны произошли коренные изменения в характере сельскохозяйственных потребителей, увеличился рост числа и мощности технологических агрегатов и приводных двигателей, электрифицированных производственных площадей.

С увеличением электрических нагрузок и протяженности электрической сети возрастают потери напряжения и мощнос-

ти. Анализ проектов и действующих схем электроснабжения животноводческих комплексов показывает, что распределительные сети напряжением 380/220 В уже не обеспечивают надежного и высококачественного электроснабжения.

Учитывая вышеизложенное и накопленный опыт в промышленности, назрела необходимость применения и в сельском хозяйстве стандартного напряжения 660 В.

Внедрение напряжения 660 В позволяет повысить эффективность электрифицированных механизмов, уменьшить расход цветных металлов, сократить потери электроэнергии и капиталовложения в сетях и т.п. Однако, несмотря на значительные технические и экономические преимущества повышенного напряжения, сдерживающим фактором его широкого внедрения был выбор режима нейтрали и как следствие этого условия безопасности эксплуатации сетей. Но проведенные в последнее время работы [1] доказали, что, с точки зрения электробезопасности, сеть 660 В можно эксплуатировать как с изолированной, так и с глухозаземленной нейтралью. Показано также, что напряжение 660 В не представляет большей опасности, чем напряжение 380 В при соблюдении ряда условий (правильный выбор режима нейтрали, параметров систем заземления и зануления, применения эффективного контроля состояния изоляции и защитного отключения). При этом сеть с глухозаземленной нейтралью экономичнее и проще в эксплуатации. Последние исследования, проведенные в ГДР и Канаде, показали технико-экономическую целесообразность и практическую осуществимость применения осветительных установок на напряжение 380В.

В нашей стране также ведутся разработки светильников напряжением 380 В. В проекте новых ПУЭ предусматривается пересмотр параграфа с учетом возможности применения электроустановок напряжением 660 В как с глухозаземленной, так и с изолированной нейтралью.

В качестве примера рассмотрены схемы электроснабжения комплекса, строящегося в совхозе "Мир" Брестской области, для выращивания и откорма 10 тыс. голов молодняка в год, комплекса в пос. Лошница Минской области по откорму 108 тыс. свиней в год и птицефабрики в г.п. Смолевичи Минской области мощностью 3 млн. бройлеров в год [2].

При переводе электроснабжения этих комплексов с напряжения 380/220 В на 660/380 В число ТП сокращается до 1 - 2 вместо 3 - 4, уменьшается на 40% протяженность сетей высокого напряжения, значительно уменьшаются потери электро-

Таблица 1

Объект	Напря- жение сило- вой сети, В	Капита- ловло- жения, тыс.руб.	Стои- мость потерь элект- роэнер- гии, тыс.руб.	Эксплу- атаци- онные расходы, тыс.руб.	При- веден- ные затра- ты, тыс. руб.
Птицефабрика на 3 млн. бройлеров в год	<u>380</u>	<u>71</u>	<u>0,9</u>	<u>6</u>	<u>17</u>
	660	64	0,5	4	13
Комплекс для вы- ращивания и откорм- ма 108 тыс.свиней в год	<u>380</u>	<u>144</u>	<u>1,0</u>	<u>10</u>	<u>32</u>
	660	138	0,7	8	29
Комплекс для вы- ращивания и откорма 10 тыс. голов мо- лодняка крупного рогатого скота в год	<u>380</u>	<u>52</u>	<u>0,7</u>	<u>8</u>	<u>16</u>
	660	47	0,7	5	12

энергии, капиталовложения, эксплуатационные расходы и приведенные затраты (табл. 1).

Все это говорит о целесообразности перевода низковольтных сетей сельскохозяйственных комплексов на напряжение 660 В.

В связи с намеряемым в будущем внедрением электроэнергии для электротеплоснабжения жилого сектора села весьма актуальным становится вопрос построения электрических сетей и определения их технико-экономических показателей. С этой целью проведен ряд работ по определению влияния нагрузки аккумулирующего электроотопления на электросетевое строительство по сравнению с электроснабжением традиционных нагрузок. Как показали расчеты [3], в этом случае напряжение 380 В приводит к увеличению мощности и количества ТП в 8 - 10 раз, уменьшению радиуса действия электрической сети 0,4кВ в 3 раза, увеличению расхода цветного металла и капитальных вложений в распределительную сеть 0,4 - 110 кВ из расчета на одну квартиру 190 - 750 руб.

При переходе на напряжение 660 В количество ТП уменьшается в 3 - 4 раза, увеличивается радиус действия электрической сети в два раза, а расход цветного металла и капита-

ловложения снижаются на 15 – 20%. Это подтверждает целесообразность применения напряжения 660 В для электротеплоснабжения быта села.

Применение напряжения 660 В создает также возможности для совершенствования наружного и внутреннего освещения сельскохозяйственных объектов.

Было проведено технико-экономическое сравнение следующих вариантов схем электроснабжения внутренних осветительных установок (по всем трем выше указанным комплексам): от отдельного осветительного трансформатора 6/0,4/0,23 кВ с использованием ламп напряжением 220 В; от отдельного осветительного трансформатора 6/0,23/0,133 кВ с использованием ламп напряжением 127 В; от отдельных сухих осветительных трансформаторов 0,69/0,23/0,133 кВ с использованием ламп напряжением 127 В. Оказалось, что по капиталовложениям и стоимости затраченной электроэнергии наиболее экономичен третий способ, который и следует применять.

Для наружного освещения территорий животноводческих комплексов в настоящее время применяются светильники на железобетонных опорах.

Учитывая, что все постройки комплексов одноэтажны и расположены на большой территории, нами были проведены технико-экономические сравнения вариантов наружного освещения: уличные светильники на железобетонных опорах с использованием напряжения 220 В (существующая схема); от группы прожекторов на металлических мачтах с использованием напряжения 660 В.

Расчеты показали, что наружное освещение территорий животноводческих комплексов группами прожекторов с металлических мачт на 15 – 20% экономичнее и в то же время надежнее в эксплуатации.

В настоящее время проводятся исследования по обоснованию технико-экономической целесообразности применения напряжения 660 В и в других технологических операциях и производственных процессах всех отраслей сельского хозяйства.

Л и т е р а т у р а

1. Кораблев В.П. Исследование условий безопасности при применении напряжения 660 В в сетях промышленных предприятий. Канд. дис. М., 1973. 2. Русан В.И., Хруцкий О. В. Об использовании напряжения 660 В в животноводческих комплексах. – "Механизация и электрификация социалистического

сельского хозяйства", 1973, № 11. 3. Карпович Н.В., Шестерень В.Е., Гургенидзе И.И. Технико-экономические показатели электрических сетей при внедрении аккумуляторного электроотопления жилых домов на селе. - В сб.: Основные направления по рациональному проектированию электрических сетей. Минск, 1973.

В.И. Новаш, М.И. Стрелюк, Л.Н. Свита,
В.Н. Королев, А.А. Аболтина

К МЕТОДИКЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДИФФАЗНОЙ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ ЗАЩИТЫ С РАЗМЕЩЕНИЕМ ИНФОРМАЦИОННЫХ ОРГАНОВ ПОД РАБОЧИМ ПОТЕНЦИАЛОМ ЛЭП

В релейной защите линий электропередачи сверхвысокого напряжения намечается тенденция ближнего резервирования с установкой двух комплектов быстродействующей защиты от всех видов к.з., охватывающей 100% длины защищаемой линии.

Рациональным решением с экономической точки зрения в этом случае представляется использование высокочастотных защит с размещением низковольтных трансформаторов тока, высокочастотных передатчиков, их блоков питания и управления

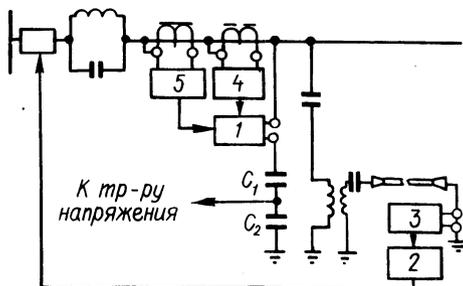


Рис. 1.

непосредственно на токоведущих частях под рабочим потенциалом ЛЭП. В статье рассматривается вариант дифференциально-фазной защиты с непрерывным сравнением полных токов фаз и выработкой команды отключения на паузах высокочастотного сигнала в линии [1].

На рис. 1 приведена структурная схема полукомплекта защиты для одной фазы ЛЭП. Выход передатчика 1 подключен

непосредственно к фазе ЛЭП и через конденсаторы емкостного делителя напряжения С1 и С2 — к земле. Орган сравнения фаз 2 включен на выходе приемника 3 на потенциале земли, как и у дифференциально-фазных защит обычного исполнения.

В рассматриваемом варианте защиты орган управления передатчиком 4 связан с линией через низковольтные трансформаторы тока T_1, \dots, T_n , установленные на проводах расщепленной фазы, и промежуточный суммирующий трансформатор T_C (рис.2). Манипуляции сигналов задающего генератора высокой частоты осуществляются транзисторным ключом. Стабилизаторы СТ1, СТ2 ограничивают величину управляющего напряжения, пропорционального току фазы, при больших кратковременных токах к.з. Для предотвращения срабатывания защиты в нормальных режимах с малыми нагрузками ЛЭП, когда один из передатчиков может не работать из-за недостаточной мощности, отдаваемой блоком питания 5 (рис. 1), в управляющее напряжение введено положительное смещение от независимого источника [2]. При малых значениях переменной составляющей управляющего напряжения постоянная составляющая смещения переводит передатчик в режим генерации неманипулированного сигнала, блокирующего оба полукомплекта защиты.

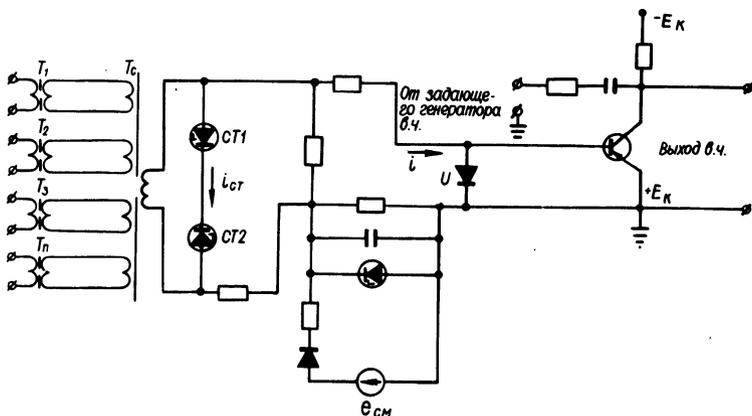


Рис. 2.

В качестве метода исследования поведения защиты в различных режимах ЛЭП на первых этапах разработки используется комплексное математическое моделирование с воспроизведением математических моделей на ЦВМ [3]. Комплексная ма-

тематическая модель защиты содержит полное математическое описание двух полукомплектов защиты и модель высокочастотного канала, отражающую запаздывание высокочастотных импульсов в линии.

Орган управления передатчиком каждого полукомплекта защиты совместно с трансформаторами тока (рис. 2) описан замкнутой системой дифференциальных и нелинейных алгебраических уравнений, связывающих мгновенные значения электрических и магнитных параметров режима с конструктивными параметрами и нелинейными характеристиками сердечников трансформаторов, полупроводниковых приборов. Средние кривые намагничивания трансформаторов тока и промежуточного суммирующего трансформатора задаются кусочно-параболической аппроксимацией вида

$$\left. \begin{aligned} H &= a_1 B + a_2 B^n, \quad (n = 3, 5, 7) \quad \text{при } |B| \leq B_0; \\ H &= \text{sign } B \left[a_3 + a_4 (B - B_0) + a_5 (B - B_0)^3 \right] \quad \text{при } |B| > B_0 \end{aligned} \right\} (1)$$

В уравнениях учтены активные сопротивления обмоток трансформаторов, предусматривается возможность задания воздушных зазоров в их магнитопроводах, учета индуктивностей рассеяния вторичных обмоток трансформаторов тока и первичных обмоток суммирующего трансформатора.

Цепь база—эмиттер триода совместно с шунтирующим диодом представляется вольт—амперной характеристикой [3].

Цепочка стабилитронов СТ1, СТ2 характеризуется нелинейным сопротивлением

$$\left. \begin{aligned} r &= b_3 + \frac{1}{c_3 + d_3 |i_{CT}|} + b + \frac{U}{|i_{CT}|} \\ r &= \frac{1}{c_3} \quad \text{при } |u_{CT}| < u, \end{aligned} \right\} (2)$$

где U — напряжение открытия стабилитрона; b — параметр, характеризующий наклон вольт—амперной характеристики стабилитрона в режиме стабилизации; b_3, c_3, d_3 — параметры кривой, аппроксимирующей зависимость сопротивления стабилитрона от тока при его обратной полярности.

Исходными параметрами режима являются начальные значения интегрируемых переменных и первичные токи трансформа-

торов тока, задаваемые в виде синусоидальных токов промышленной частоты с апериодическими составляющими и составляющими одной из высших гармоник. Результатом решения является ток базы триода i , определяющий его состояние. При $i \geq 0$ триод закрыт, и передатчик данного комплекта посылает в линию высокочастотный сигнал.

Схема органа сравнения фаз принята такой же, как и у существующих дифференциально-фазных защит. Математическое описание органа сравнения фаз содержит дифференциальные уравнения трансформатора, исполнительного поляризованного реле, сглаживающего фильтра. Вентили выпрямительного моста представляются нелинейными зависимостями их сопротивлений от токов согласно [3]. Характеристика намагничивания трансформатора задается с учетом потерь на вихревые токи. Исходным параметром является признак наличия или отсутствия высокочастотного сигнала на входе приемника, который определяет величину внутреннего сопротивления его выходной цепи. Результатом расчета является ток в цепи исполнительного поляризованного реле.

Признак наличия высокочастотного сигнала на входе приемника вырабатывается, если работает передатчик своего комплекта защиты или поступает высокочастотный сигнал с противоположного конца ЛЭП. Прохождение высокочастотного сигнала по ЛЭП моделируется перемещением единиц или любых чисел, отличающихся от нуля, в массиве из N чисел

$$N = \frac{l}{vH}, \quad (3)$$

где l — длина линии, v — скорость распространения сигнала, H — шаг численного интегрирования дифференциальных уравнений.

Математическое описание обоих полуккомплектов защиты содержит $2(n + 6)$ дифференциальных уравнений и четыре сложных системы нелинейных алгебраических уравнений.

Решение дифференциальных уравнений производится методом Рунге—Кутты второго порядка с экстраполяцией неинтегрируемых переменных во втором такте численного интегрирования, начиная со второго шага. На первом шаге системы нелинейных алгебраических уравнений решаются методом итераций дважды, а в дальнейшем — один раз на каждом шаге интегрирования. Блок—схема алгоритма приведена на рис. 3.

Воспроизведение математической модели выполнено на ЦВМ "Минск-22". Для этого разработана программа в автокоде "Инженер". Программа предусматривает возможность исследования защиты на ЛЭП с кратностью расщепления проводов фазы до $n = 5$ при длине линии до 600 км (при шаге интегриро-

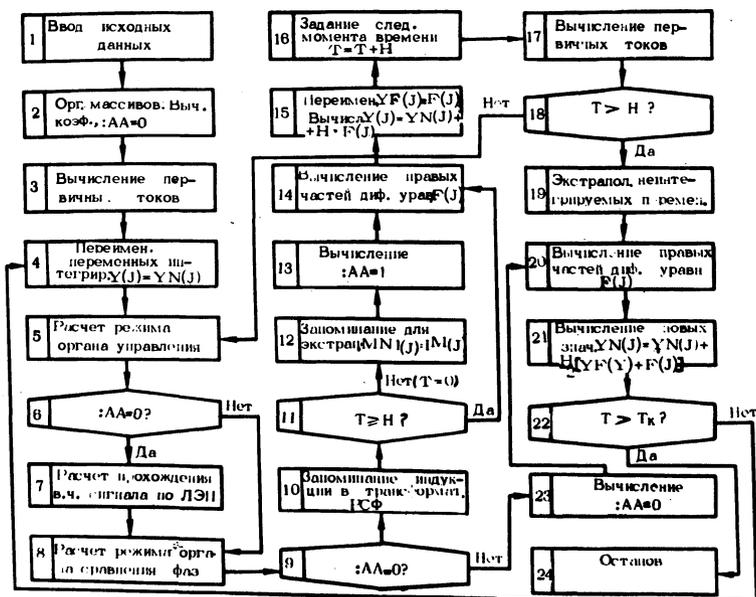


Рис. 3.

вания 0,0001 с). Длительность просчета одного периода при шаге интегрирования 0,0002 с составляет 1--2 мин. Проведенные предварительные расчеты для ЛЭП 500--750 кВ подтвердили правильную работу защиты в различных режимах.

Л и т е р а т у р а

1. Новаш В.И., Стрелюк М.И. Устройство для дифференциально-фазной высокочастотной защиты линий электропередачи. Авт. свид. № 416801. -- "Бюлл. изобр.", 1973, № 48. 2. Новаш В.И., Стрелюк М.И. Дифференциально-фазная высокочастотная защита линий электропередачи. Авт. свид. № 408415. -- "Бюлл. изобр.", 1973, № 47. 3. Новаш В.И. Некоторые вопросы математического моделирования релейных защит на полупроводниках. -- "Изв. вузов. Энергетика", 1971, № 2.

О ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ ЗАЩИТ

В литературе имеются указания о возможности построения характеристик дифференциальных (продольных) защит в осях токов [1, 2]. В [3] описаны идеализированные характеристики дифференциально-фазной защиты (ДФЗ), основанные на экспериментальных данных. Представляет практический интерес сопоставление различных типов дифференциальных защит с целью выбора или классификации с помощью некоторых общих характеристик. Для симметричного стационарного режима рассмотрены теоретические характеристики идеальных дифференциальных защит в той же форме, что и характеристики ДФЗ [3].

Для простоты рассматривается зона действия с двумя входами, первичные токи которых удовлетворяют первому закону Кирхгофа при отсутствии повреждения или внешнем повреждении

$$\dot{I}_I + \dot{I}_{II} = 0. \quad (1)$$

Если трансформаторы тока одинаковы, то будут равны выражения для первичных и вторичных токов. Считаем, что это так, а также что одинаковы все промежуточные измерительные элементы, включенные после трансформаторов тока.

Условие срабатывания дифференциальной защиты

$$|\dot{I}_I + \dot{I}_{II}| \geq I_{\text{ср}}, \quad (2)$$

где $I_{\text{ср}}$ — ток срабатывания реагирующего органа защиты при одностороннем питании места повреждения, $I_{\text{ср}} = \text{const}$.

Комплексное уравнение границы между областью срабатывания и областью несрабатывания, т.е. аналитическое выражение характеристики защиты, может быть записано так:

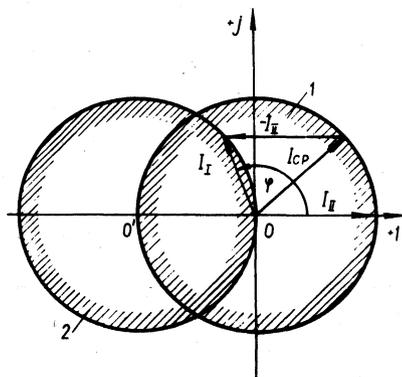
$$\dot{I}_I + \dot{I}_{II} = \dot{I}_{\text{ср}}. \quad (3)$$

Токи входов в общем случае изменяются независимо друг от друга, поэтому выражение (3) в общем виде не может иметь отображения в комплексной плоскости и требует пространственного отображения, которое, отличаясь полнотой, все-

таки весьма сложно. Если зафиксировать один из этих векторов по величине и фазе, то характеристика в комплексной плоскости (рис. 1) будет определяться изменением другого вектора:

$$\dot{i}_I = \dot{i}_{cp} - \dot{i}_{II} \text{ или } \dot{i}_{II} = \dot{i}_{cp} - \dot{i}_I. \quad (4)$$

Рис. 1. Характеристика дифференциальной защиты в комплексной плоскости токов: 1 — $|\dot{I}_{cp}| = \text{const}$; 2 — $\dot{I}_I = \dot{i}_{cp} - \dot{i}_{II}$.



Необходимо заметить, что векторы токов приняты совпадающими по фазе при внутреннем повреждении.

В условиях, когда оба вектора лежат на действительной оси, условие срабатывания имеет следующий вид:

$$|I_I + I_{II}| \geq I_{cp}. \quad (5)$$

Граничное уравнение

$$I_I + I_{II} = \pm I_{cp}. \quad (6)$$

Соответствующая характеристика в осях токов $I_I - I_{II}$ представляет собой две параллельные прямые, проходящие одна через точки $I_I = I_{cp}, I_{II} = I_{cp}$, другая через $I_I = -I_{cp}, I_{II} = -I_{cp}$.

Для дифференциальной защиты с торможением (ДЗТ), линейно зависящим от токов, т.е. для идеальной защиты такого типа, условие срабатывания может быть записано так:

$$|\dot{I}_I + \dot{I}_{II}| \geq I_{cp} \min + k_T \left\{ |\dot{I}_I| + |\dot{I}_{II}| \right\}. \quad (7)$$

Здесь $I_{\text{ср. min}}$ — ток срабатывания защиты при отключенном торможении и одностороннем питании; k_T — коэффициент торможения.

Уравнение комплексной характеристики ДЗТ

$$|\dot{I}_I + \dot{I}_{II}| = I_{\text{ср. min}} + k_T |\dot{I}_I| + k_T |\dot{I}_{II}|. \quad (8)$$

При одностороннем питании

$$|\dot{I}_I| = I_{\text{ср. min}} + k_T |\dot{I}_I| \quad (9)$$

или

$$|\dot{I}_{II}| = I_{\text{ср. min}} + k_T |\dot{I}_{II}|.$$

Выражение (9) иллюстрирует положение, по которому k_T должен приниматься меньше единицы.

Разрешая (8) относительно I_I (при $k_T = 0,5$ и $I_{\text{ср. min}}/I_{II} = 1/3$), получаем в декартовых координатах

$$x^4 + 2x^2y^2 + y^4 + 16x^3 + 16xy^2 + 60x^2 - 3,76y^2 + 58,4x + 13,45 = 0. \quad (10)$$

В полярных координатах (10) значительно упрощается

$$I_I^2 + (8 \cos \varphi - 3,33) I_I + 3,67 = 0. \quad (11)$$

В частном случае, когда торможение только от I_I

$$I_I^2 + (8 \cos \varphi - 1,335) I_I + 10,7 = 0. \quad (12)$$

Когда торможение только от I_{II} :

$$I_I^2 + 6I_I \cos \varphi + 2,75 = 0. \quad (13)$$

Соответствующие выражениям (11)–(13) кривые представлены на рис. 2, а.

На действительной оси условие срабатывания ДЗТ, исходя из (7), можно записать в следующем виде:

$$|I_I + I_{II}| \geq I_{cp \min} + k_T |I_I| + k_T |I_{II}|. \quad (14)$$

Уравнение токовой характеристики записываем аналогично (6)

$$I_I + I_{II} = \pm I_{cp \min} \pm k_T |I_I| \pm k_T |I_{II}|. \quad (15)$$

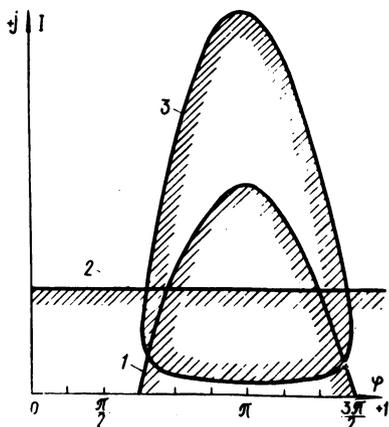
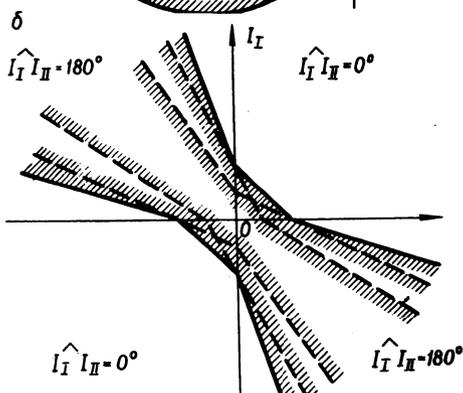
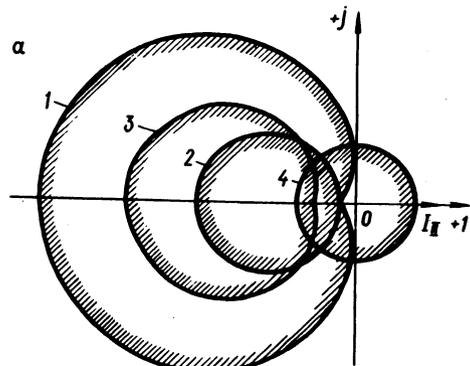


Рис. 2. Характеристики дифференциальной защиты с линейно зависимым торможением при $k_T = 0,5$ и $I_{cp \min} / I_{II} = 1/3:1$ — торможение от двух токов; 2 — торможение только от I_{II} ; 3 — торможение только от I_I ; 4 — одностороннее питание при наличии торможения.

Рис. 3. Практически более удобный вид комплексных характеристик дифференциальных защит: 1, 2 — преобразование характеристики рис. 1; 3 — та же кривая 1 рис. 2, а.

Характеристики по выражению (15) представлены на рис. 2, б.

Заметим, что характеристики в комплексной плоскости токов удобно строить, воспользовавшись преобразованием [3]:

$$i' = \arg i + j |i|. \quad (16)$$

Рис. 3. иллюстрирует преобразованные характеристики.

В ы в о д ы

Относительная величина областей срабатывания и несрабатывания наглядно качественно характеризуют селективность и чувствительность дифференциальных защит.

Графо-аналитические характеристики описанного вида могут быть основой для графических построений, выявляющих количественные показатели дифференциальных защит: чувствительность, допустимые погрешности, допустимое неравенство токов [3], ток небаланса и т.д.

Предлагаемые характеристики с достаточной полнотой описывают поведение защиты в рамках принятых допущений и вне зависимости от ее конструктивного исполнения.

Характеристики в описанной форме могут быть получены непосредственно экспериментально в функции первичных токов или любых пропорциональных вторичных величин.

Предложенные характеристики могут служить основой для оценки, сопоставления и классификации дифференциальных защит.

Л и т е р а т у р а

1. Атабеков Т.И. Теоретические основы релейной защиты высоковольтных сетей. М.—Л., 1957. 2. Федосеев А.М. Основы релейной защиты. М.—Л., 1961. 3. Соколик Л.И. О характеристиках дифференциально-фазной защиты. — "Изв. вузов. СССР. Энергетика", 1968, № 10.

Э.А. Скварко, В.С. Валуев, Н.С. Микулович

РАСЧЕТ НА ЭЦВМ ТОКОРАСПРЕДЕЛЕНИЯ В ТРЕХФАЗНЫХ КОРОБЧАТЫХ ТОКОПРОВОДАХ ПРИ ПРОИЗВОЛЬНОМ РАСПОЛОЖЕНИИ ШИН

В современных электроустановках с рабочими токами 10 кА и выше широкое применение получили пакетные коробчатые токопроводы различного сечения и взаимного расположения фаз. Переменный ток в таких токопроводах распределяется по сечению шины неравномерно вследствие поверхностного эффекта и

эффекта близости. Учет действительного распределения тока по отдельным сечениям пакетов приобретает особое значение при расчете токопроводов на механическую прочность в условиях все возрастающих электродинамических усилий. Аналитический расчет коэффициентов, влияющих на распределение тока, чрезвычайно громоздкий, так как они являются сложной функцией геометрии проводников и расстояния между ними. Расчет усложняется еще разнообразием конструктивного выполнения токопроводов и многовариантностью расположения шин.

Предложенные методы расчета распределения тока на ЭЦВМ [1, 2] пригодны для конкретного расположения шин, а [3] обладает медленной сходимостью итерации и требует много машинного времени. Метод [4], основанный на решении уравнений электромагнитного поля, является наиболее общим, однако ввиду громоздкости представляет лишь теоретический интерес.

При расчете токораспределения на ЭЦВМ любым методом сечение проводника разбивается на ряд элементов, с увеличением числа которых, с одной стороны, повышается точность, а с другой – возрастает порядок системы уравнений, а следовательно, и расчетное время. Поэтому в зависимости от назначения расчета сечение шины следует разбивать на оптимальное число элементов. Так, например, для расчета коэффициента поверхностного эффекта сечение шины целесообразно разбить на большее число элементов, а для определения электродинамических усилий и механической прочности достаточно найти, как распределяется ток между полками и стойками швеллеров составного пакета.

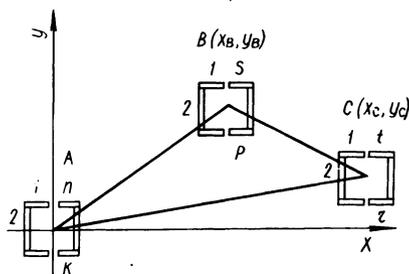


Рис. 1.

В данной работе рассматривается рациональный метод расчета распределения тока по сечению коробчатого токопровода при произвольном пространственном расположении проводников применительно к определению электродинамических усилий.

Рассмотрим токопровод из двух швеллеров с расположением шин согласно рис. 1.

Каждый швеллер разделим на три прямоугольных элемента — две полки и стойку.

Пакет рассматриваем как систему шести контуров с токами \dot{I}_i , сосредоточенными на осях прямоугольников.

Составим уравнения для расчета распределения тока исходя из условия, что токи в фазах симметричны

$$\dot{I}_A = \dot{I}_B e^{j120} = I_C e^{-j120}$$

и имеет место равенство падений напряжения на единицу длины каждой части пакета как по величине, так и по фазе [1]. В общем случае для каждого элемента можно написать выражение для падения напряжения на единицу его длины. Для К-го сечения фазы А

$$\Delta \dot{U}_{KA} = \dot{I}_{KA} (j\omega L + R_K) + j\omega \sum_{\substack{m=1 \\ m \neq k}}^n \dot{I}_{mA} M_{mA-KA} + \quad (1)$$

где R_K — активное сопротивление единицы длины данного элемента.

$$+ j\omega \sum_{p=1}^s \dot{I}_{pB} M_{pB-KA} + j\omega \sum_{r=1}^t \dot{I}_{rC} M_{rC-KA},$$

$$R_K = \frac{\rho_a}{S_K}; \quad \rho_a - \text{удельное активное сопротивление ма-}$$

териала шины; S_K — площадь поперечного сечения К-го прямоугольника; L — коэффициент самоиндукции; M — коэффициент взаимоиנדукции; ω — угловая частота; $\dot{I}_{KA}, \dot{I}_{pB}, \dot{I}_{rC}$ — комплексы токов в элементах, соответствующих индексам.

Коэффициенты самоиндукции и взаимоиנדукции определяются так [5]:

$$L = \frac{\mu_0}{2\pi} (\ln \frac{2l}{g_0} - 1); \quad M = \frac{\mu_0}{2\pi} (\ln \frac{2l}{g_{1-j}} - 1),$$

где g_{i-j} — среднегеометрическое расстояние (с.г.р.) между поперечными сечениями элементов, соответствующих индексам; g_0 — с.г.р. элемента от самого себя; l — длина шины; μ_0 — магнитная проницаемость вакуума, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м.

Логарифмы с.г.р. между площадями элементов пакета и площади самой от себя (рис. 1) определяются по формулам [5].

Для каждой фазы можно написать n равенств вида (1) по числу элементов, на которое разбито сечение пакета. Ввиду того что

$$\Delta \dot{U}_{1A} = \Delta \dot{U}_{2A} = \dots = \Delta \dot{U}_{kA} = \dots = \Delta \dot{U}_{nA},$$

можно написать для каждой фазы $n - 1$ уравнений вида

$$\Delta \dot{U}_{kA} = \Delta U_{nA}. \quad (2)$$

Для определения токов в элементах пакета необходимо к уравнениям (2) добавить уравнения, составленные на основании закона Кирхгофа.

$$\begin{cases} \dot{i}_{1A} + \dot{i}_{2A} + \dots + \dot{i}_{kA} + \dots + \dot{i}_{nA} = \dot{i}_A; \\ \dot{i}_{1B} + \dot{i}_{2B} + \dots + \dot{i}_{pB} + \dots + \dot{i}_{sB} = \dot{i}_B; \\ \dot{i}_{1C} + \dot{i}_{2C} + \dots + \dot{i}_{rC} + \dots + \dot{i}_{tC} = \dot{i}_C. \end{cases} \quad (3)$$

Разделив уравнения (2) и (3) на равенство действительных и мнимых частей, получаем систему из $6n$ уравнений для определения тока в каждой части пакета. В данном случае необходимо решать систему уравнений 36-го порядка.

Решение системы уравнения реализуется на ЭЦВМ "Минск-22" по стандартной программе с использованием метода Гауса с выбором главного элемента. Составляющие токов в элементах пакета вычисляются в долях от общего тока фазы, условно принятом за единицу.

Программа расчета токораспределения составлена в автокоде "Инженер". Блок-схема программы приведена на рис. 2.

Исходными данными для расчета являются: координаты центров пакетов, удельное активное сопротивление материала и основные размеры профилей.

Блок 2 организует счетчик по количеству профилей, 3 - в цикле вычисляет координаты центров прямоугольников во всех фазах, 4 - формирует массив признаков для полок и стоек, 5 - организует счетчик диагонального элемента матрицы. Логические блоки 6, 8, 9, 13, 16, 17, 18, 21 и 24 по координатам центров шин, отдельных элементов и их площадям определяют взаимное расположение шин и элементов относительно друг друга. Блоки 10, 12, 14, 15, 19, 20, 22, 23, 25 и 27 осуществ-

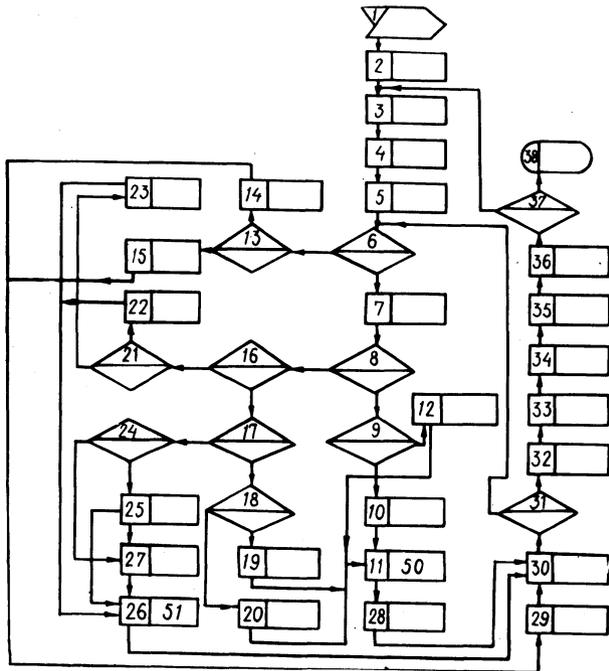


Рис. 2.

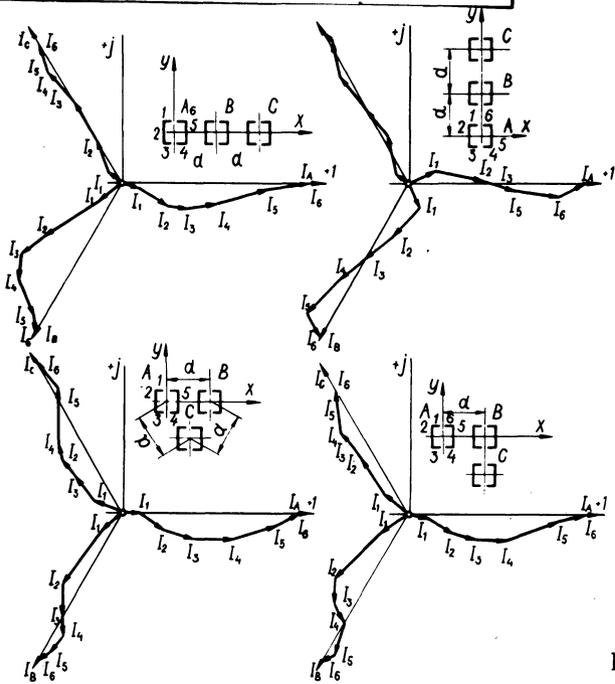


Рис. 3.

ляют засылку размеров в соответствующие подпрограммы вычисления логарифмов с.г.р. (11, 26 или 29). Блок 28 формирует треугольную матрицу логарифмов с.г.р., 30 - преобразовывает треугольную матрицу в квадратную, 32 - производит очистку матриц правых и левых частей, вычисляет активные сопротивления элементов и засылает их в соответствующие места матрицы, 33 - составляет квадратную матрицу коэффициентов левых частей системы уравнений, а 34 - столбцовую матрицу правых частей. Блок 35 - осуществляет решение системы уравнений.

Результаты счета выводятся на печать в виде таблицы.

Результаты расчета сверены с измерениями распределения тока в пакетах из алюминиевых шин корытного профиля размером $2(100 \times 45 \times 6)$ мм² при токах 4000 А и различных вариантах расположения фаз. Измерения проводились с помощью магнитного пояса компенсационным методом. На рис. 3 приведены векторные диаграммы токов, построенные по результатам вычислений при различных расположениях шин.

Л и т е р а т у р а

1. Стрелюк М.И., Скварко Э.А. Расчет токораспределения в шинах пакетных токопроводов с помощью ЭЦВМ. - "Изв. вузов. Энергетика", 1971, №5. 2. Загоровский Е.Н., Скварко Э.А. Распределение токов в однофазном токопроводе на ЭЦВМ "Минск-22". - "Изв. вузов. Энергетика", 1974, №4. 3. Гозони О.В., Колерова Т.Я. Многофазные промышленные токопроводы. Киев, 1966. 4. Чальян К.М. Распределение переменного тока по сечениям параллельных токопроводов с учетом эффекта близости. Rev Roum. "Techn-Electrotechn. et Energ.", t. 12 no 2, 243 Bucarest, 1967. 5. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей. Л., 1970.

Н.Д. Решетникова

ПРЕОБРАЗОВАНИЕ РЕЛЕЙНО-КОНТАКТНОЙ СХЕМЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ БУЛЕВОЙ ПРОИЗВОДНОЙ

В задачах диагностики релейных устройств для получения диагностических тестов применяется [1] математический аппарат, называемый булевым дифференцированием [2]. Частная производная функции выхода по аргументу x_i представляет

собой условие влияния x_i на выход схемы, что и используется при составлении тестов.

Для определения производной исследуемая схема или ее отдельные цепи представляются структурной формулой, которая в общем виде может быть записана как некоторая булева функция:

$$F(x) = f(x_1, x_2, \dots, x_i, \dots, x_n),$$

где $x_1, x_2, \dots, x_i, \dots, x_n$ — элементы схемы.

Производная этой функции по аргументу x_i (булева производная) определяется [2] следующим образом:

$$\frac{\partial F(x)}{\partial x_i} = F(x_1, x_2, \dots, x_i, \dots, x_n) \oplus F(x_1, x_2, \dots, \bar{x}_i, \dots, x_n),$$

где \oplus — сложение по модулю 2.

(1)

Как правило, функция $F(x)$ записывается в скобочной или дизъюнктивной нормальной форме. В этом случае при большом количестве аргументов дифференцирование оказывается затруднительным, поскольку необходимо дважды получать инверсии указанных форм, что приводит к большому объему логических операций. Их сокращения можно добиться путем преобразования исходной схемы и соответственно ее структурной формулы к виду, в котором исследуемый элемент x_i выделяется из схемы. Соотношения между x_i и остальными элементами схемы в этом случае определяются в теории релейно-контактных схем с применением следующей специальной символики: F — исходная схема; x_i — элемент, вершинами которого являются точки i и i' ; \underline{i} — индекс, означающий короткое замыкание между точками i и i' ; \bar{i} — индекс, означающий разрыв цепи между точками i и i' ; $f[\underline{i}]$ — цепи, проходящие через точки i и i' ; $f\{\bar{i}\}$ — цепи, проходящие между точками i и i' ; $f[x_i]$ — цепи, проходящие через элемент x_i ; $f\{x_i\}$ — цепи, проходящие параллельно ветви с элементом x_i ;

С учетом этих обозначений всякая схема может быть представлена следующими формулами [3]:

$$F = F_i + f[x_i];$$

$$F = \underline{i} \cdot f\{x_i\}.$$

Окончательно выделяя x_i , получим

$$F = F_i + f[i]_{\underline{i}} \cdot x_i ; \quad (2)$$

$$F = F_{\underline{i}} \cdot (f\{i\}_i + x_i). \quad (3)$$

Выражения (2) и (3) удобны для дифференцирования. Используя (1), находим

$$\begin{aligned} \frac{\partial F}{\partial x_i} &= (F_i + f[i]_{\underline{i}}) \oplus F_i = \overline{(F_i + f[i]_{\underline{i}})} \cdot F_i + \\ &+ (F_i + f[i]_{\underline{i}}) \cdot \overline{F_i} = \overline{F_i} \cdot f[i]_{\underline{i}} ; \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial F}{\partial x_i} &= F_{\underline{i}} \oplus F_{\underline{i}} \cdot f\{i\}_i = \overline{F_{\underline{i}}} \cdot F_{\underline{i}} \cdot f\{i\}_i + \\ &+ \overline{F_{\underline{i}}} \cdot \overline{F_{\underline{i}}} \cdot f\{i\}_i = \overline{F_{\underline{i}}} \cdot f\{i\}_i . \end{aligned} \quad (5)$$

Формулы (4) и (5) могут быть использованы для непосредственного определения булевой производной после выделения в схеме последовательных и параллельных цепей. Их применение показано на примере преобразования схемы (рис. 1, а), представляющей собой схему цепей реле 9РПф дистанционной защиты ПЗ-159 в символах теории релейных устройств. Дифференцирование производится по аргументам $x_1, \overline{x}_2, x_3, y_7$; выделение остальных элементов схемы не рассматривается.

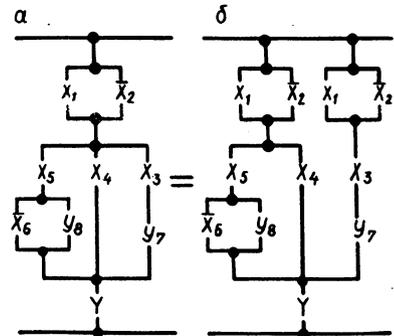


Рис. 1.

Условия работы элемента в схеме на рис. 1, а определяются следующей структурной формулой:

$$F(Y) = (x_1 + \overline{x}_2) [x_3 y_7 + x_4 + x_5 (y_8 + \overline{x}_6)] .$$

Здесь уже в первоначальном виде выделены элементы x_1 и x_2 , так как

$$f\{1\}_1 = \bar{x}_2;$$

$$f\{2\}_2 = x_1;$$

$$F(Y)_1 = F(Y)_2 = x_3 y_7 + x_4 + x_5 (y_8 + \bar{x}_6);$$

$$F(Y) = F(Y)_1 \cdot (f\{1\}_1 + x_1) = F(Y)_2 \cdot (f\{2\}_2 + \bar{x}_2).$$

Для выделения из схемы x_3 , y_7 удобнее преобразовать схему к (2), что показано на рис. 1, б.

Поскольку очевидно, что цепи, проходящие через x_3 и через y_7 , одни и те же, из схемы выделяется не каждый элемент в отдельности, а вся цепь, к которой они принадлежат:

$$f[3]_3 = y_7(x_1 + \bar{x}_2);$$

$$f[7]_7 = x_3(x_1 + \bar{x}_2);$$

$$F(Y)_3 = F(Y)_7 = (x_1 + \bar{x}_2)[x_4 + x_5(y_8 + \bar{x}_6)];$$

$$F(Y) = F(Y)_3 + f[3]_3 \cdot x_3 = F(Y)_7 + f[7]_7 \cdot y_7.$$

Булевы производные определяются согласно (4) и (5):

$$\frac{\partial F(Y)}{\partial x_1} = x_2 [x_3 y_7 + x_4 + x_5 (y_8 + \bar{x}_6)];$$

$$\frac{\partial F(Y)}{\partial \bar{x}_2} = \bar{x}_1 [x_3 y_7 + x_4 + x_5 (y_8 + \bar{x}_6)];$$

$$\frac{\partial F(Y)}{\partial x_3} = y_7(x_1 + \bar{x}_2) \overline{(x_1 + \bar{x}_2) [x_4 + x_5 (y_8 + \bar{x}_6)]};$$

$$\frac{\partial F(Y)}{\partial y_7} = x_3(x_1 + \bar{x}_2) \overline{(x_1 + \bar{x}_2) [x_4 + x_5 (y_8 + \bar{x}_6)]}.$$

Для приведения получаемых выражений к виду, удобному для составления тестов, требуется образовать инверсию скобочной или дизъюнктивной нормальной формы только один раз.

Л и т е р а т у р а

1. Селлерс Ф. Методы обнаружения ошибок в работе ЭЦВМ. М., 1972.
2. Akers S.B. On a theory of Boolean functions. - J. Soc. Ind. and Appl. Math., 1959, № 4.3.
- Гаврилов М.А. Теория релейно-контактных схем. М., 1950.

ОБЛАСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕОРИИ ВЕРОЯТНОСТЕЙ В ЭНЕРГЕТИКЕ

Процессы выработки, преобразования, передачи распределения и потребления электроэнергии протекают быстро и одновременно во многих самых разнородных элементах, расположенных далеко друг от друга и взаимодействующих между собой. К работе электрических установок предъявляются высокие требования по надежности. Большие масштабы электропотребления определяют важность проблем энергетики.

Трудность исследования электрических систем объясняется отношением их к категории сложных динамических систем.

Существуют следующие основные особенности электрических систем: протяженность системы в пространстве; множественность и избыточность элементов; сложность взаимодействий между элементами и наличие обратных связей; динамичность характеристик, одновременность и высокие скорости процессов.

Цель управления электрической системой — обеспечение наиболее эффективной работы ее, т. е. оптимизация параметров режима и технико-экономических показателей.

Для решения задачи оптимизации необходимо иметь большой объем сведений о свойствах отдельных элементов системы и связей между ними. Вся эта обширная информация должна быть переработана, обобщена и использована для анализа и планирования состояний системы.

При решении задач управления электрической системой неизбежно появление некоторой неопределенности в исходных значениях параметров. Это обусловлено указанными особенностями электрических систем, а также тем, что каждое последующее состояние системы не может быть однозначно определено по предыдущему состоянию.

Исследование процессов в электрических системах в настоящее время может быть выполнено двумя принципиально отличными друг от друга группами методов: детерминистическими и методами теории вероятностей.

Детерминистические методы позволяют описать характер протекания процесса в общих чертах. При пользовании этими методами неизбежны допущения, вызванные необходимостью пренебречь многими факторами, влияющими на реальный процесс.

Методы теории вероятностей оказываются лучше приспособленными к исследованию электрических систем, так как про-

цессы в последних характеризуются массовыми случайными явлениями. Именно вероятностные модели позволяют учитывать стохастический характер исходных значений и случайные вариации изменения параметров электрической системы в процессе ее функционирования.

Вероятностные методы позволяют проверить справедливость той или иной гипотезы, уточнить принятые допущения, оценить точность и надежность результатов.

С помощью вероятностных методов решается множество самых различных задач энергетики, причем можно выделить три основные области применения: надежность; режимы; технико-экономический анализ.

Одной из важнейших проблем энергетики можно назвать проблему надежности. Следует отметить многообразие моделей и методов теории надежности, которые дают то или иное приближение и применимы в зависимости от конкретных условий состава и структуры системы, а также режима работы и стратегии обслуживания ее.

Рассматривая надежность, имеют в виду вопросы оценки безотказности работы и ремонтпригодности отдельных элементов и всей системы (или части ее). Сюда же относятся вопросы выбора размеров и размещения резерва мощности, вида резерва и кратности резервирования питания, а также определение необходимых значений самых различных показателей надежности как силовых элементов системы, так и аппаратуры управления, релейной защиты и автоматики. При этом необходимо учитывать их взаимные связи и влияния друг на друга, т.е. приемлемыми оказываются только комплексные решения.

Так, вопрос бесперебойности питания не может быть сведен только к оценке вероятной длительности перерывов или ограничений электроснабжения, но требует учета предполагаемых потерь и включает в себя характеристику качества электроэнергии.

Еще одним необходимым условием бесперебойности является обеспечение запаса по динамической устойчивости.

Кроме того, все показатели надежности тесно связаны не только с техническими показателями системы и параметрами режима работы ее, но и с технико-экономическими характеристиками системы.

Иными словами, проблема надежности — это технико-экономическая проблема комплексного характера.

Особое значение проблема надежности имеет в аспекте проектирования электрических систем. Трудности учета надежности

обусловлены неопределенностью ситуации, связанной с неполным объемом информации, необходимой для количественного анализа процессов. Эта неопределенность имеет место в связи с ограниченностью опытных данных и возможностью переплетения множества случайных явлений, влияющих на исследуемый процесс.

Таким образом, особенностью решения вопросов надежности является целесообразность и необходимость вероятностного подхода.

Такой же подход дает хорошие результаты не только при проектировании отдельных элементов и электрических систем, но и при эксплуатации их. Сюда относятся вопросы режима работы, обслуживания, профилактики, графиков планово-предупредительных осмотров и ремонтов, ревизий, расчет потребности запасных частей и материалов для ремонта и эксплуатаций, объема складских резервов, расчет численности ремонтных бригад, а также обслуживающего и оперативного персонала.

Проблема режимов — это также комплекс целого ряда сложных вопросов. Главное из них — это вопросы электрических нагрузок. Все методы (даже если они явно не используют аппарат теории вероятностей) обоснованы именно массовостью потребителей электрической энергии и интегральным эффектом множества факторов, влияющих на формирование групповых графиков электрической нагрузки. Это связано с большим числом токоприемников в системе.

В качестве расчетной для любого элемента электрической системы принимается некоторая неизменная во времени нагрузка, эквивалентная по нагреву его электрическим током. Иными словами, сущность определения расчетной величины нагрузки по нагреву для некоторого графика заключается в оценке теплового эффекта. Поскольку нагрев проводника является интегральным эффектом влияния электрического тока, то в основе оценки нагрева лежит принцип осреднения электрической нагрузки во времени. При этом основную трудность составляет правильный выбор длительности интервала осреднения, а также учет особенностей графика нагрузки. Эти принципы положены в основу методов оценки нагрузочной способности трансформаторов и линий электропередачи.

Вопросы расчета электрических нагрузок и оценки перегружочной способности отдельных элементов системы решаются с помощью простых статистических методов, основанных на теории случайных величин. Более сложный аппарат теории слу-

чайных функций привлекается для исследования графиков нагрузок, а также пиковых нагрузок и устойчивости системы.

Специфическими являются вопросы оценки качества электроэнергии. В настоящее время разрабатываются специальные приборы, позволяющие непосредственно получать вероятностные характеристики режима, например, статистический вольтметр дает значения так называемой неодинаковости напряжения.

Проблемы технико-экономического анализа электрических систем включают в себя рассмотрение вопросов качества электроэнергии, надежности, режимов, устойчивости и экономичности в их комплексе. Обычно при выборе оптимального режима учитываются все эти вопросы. В этом заключается основной смысл технико-экономических задач. Кроме того, сами эти задачи могут быть наиболее успешно решены именно вероятностными методами. Так, только методы теории вероятности дают возможность найти единый интегральный критерий оптимальности, удовлетворяющий как техническим требованиям, так и экономическим.

Во всех вопросах технико-экономического анализа труднее всего бывает выбрать расчетные условия. Практика показывает, что нельзя ориентироваться ни на наиболее легкие условия ни на наиболее тяжелые, так как они не отвечают наибольшей экономичности. Вероятностные методы позволяют количественно оценить оптимальные расчетные условия, исключить экономически неоправданные решения.

ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ МЕХАНИЗМОВ

А.П. Варакса, О.П. Ильин

АВТОМАТИЧЕСКАЯ КОРРЕКЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО РЕЖИМА НА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ С ЧАСТОТНОРЕГУЛИРУЕМЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ ГЛАВНОГО ДВИЖЕНИЯ

Нагрузка на рабочий орган фрезерного станка характеризуется периодическими изменениями крутящего момента. Наличие в системе привода инерционностей, упругих связей и зазоров является возбудителем крутильных колебаний и вибраций.

Работа привода в режиме автоколебаний недопустима из-за резкого снижения стойкости инструмента, ухудшения качества обработки и интенсивного износа элементов механической передачи [1].

Частота вынужденных упругих колебаний определяется числом зубьев фрезы и частотой вращения шпинделя, а их амплитуда — параметрами электромеханической системы и нагрузки.

Статистический анализ технологических режимов тяжелых фрезерных станков показывает, что спектр частот возмущающих воздействий на главный привод находится в пределах $10 \div 220$ Гц. В эту зону попадают частоты собственных колебаний электромеханической системы.

Пulsации электромагнитного момента и скорости частотно-регулируемого асинхронного двигателя при питании его от автономного инвертора охватывают область частот, в значительной части совпадающую с частотами вынужденных и свободных колебаний.

При данных соотношениях частот очевидна вероятность возникновения резонансных колебаний или работа в околорезонансной зоне.

Резонировать может как первая, так и вторая гармоники пульсирующей нагрузки. Из-за нелинейности упругой системы может возникать субгармонический резонанс с частотой $1/2$ от первой гармоники [1].

Интенсивность возникших колебаний может быть снижена путем регулирования режимов обработки, а именно, увеличением скорости резания или уменьшением величины подачи. На обычных станках эта операция выполняется вручную. На станках с программным управлением и при многостаночном обслуживании необходимо, чтобы выход из зоны вибраций осуществлялся автоматически в соответствии с заданными условиями протекания технологического процесса.

Автоматическая коррекция режимов обработки предполагает наличие в системе управления электроприводами станка элементов самонастройки, осуществляющих учет и анализ внешних воздействий и вырабатывающих управляющие сигналы. Оптимальное управление технологическим процессом в условиях возникновения в природе упругих колебаний может быть осуществлено посредством ЭВМ.

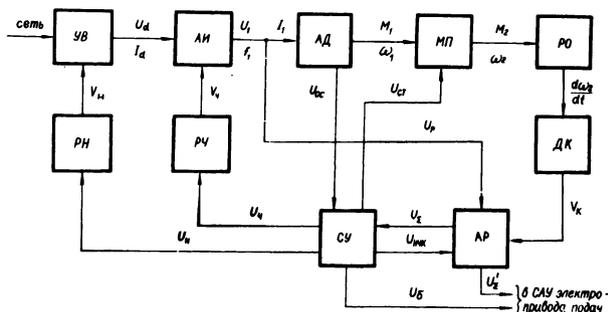


Рис. 1. Функциональная схема системы управления с контуром самонастройки.

На рис. 1 представлен вариант функциональной блок-схемы системы управления частотно-регулируемым электроприводом главного движения фрезерного станка с использованием простейшего устройства для коррекции процесса обработки при возбуждении упругих колебаний.

Преобразователь частоты состоит из управляемого выпрямителя **УВ** и автономного инвертора **АИ**, к выходу которого подключен асинхронный двигатель **АД**, приводящий во вращение рабочий орган **РО** через механическую передачу **МП** с упругими связями.

Регулирование частоты вращения рабочего органа осуществляется схемой управления **СУ** по трем каналам: а) управления напряжением выпрямителя **УВ** посредством регулятора **РН**; б)

управления частотой на выходе инвертора АИ с помощью регулятора РЧ; в) переключения ступеней механической передачи МП.

Упругие колебания в приводе фиксируются специальным датчиком ДК (тахогенератором, акселерометром, вибродатчиком и т.п.), сигналы которого поступают в анализатор режимов АР, осуществляющий логические операции и вырабатывающий управляющие сигналы U_{Σ} и U_{Σ} для регулирования скорости главного привода или привода подачи. На вход анализатора АР подаются также сигналы из схемы управления $U_{НЧК}$ и преобразователя частоты U_p , первый из которых несет информацию о величине заданного значения скорости главного привода и допустимом уровне упругих колебаний, второй — о нагрузке двигателя АД. При возникновении колебаний, превышающих допустимый уровень в случае, когда скорость двигателя ниже максимальной, анализатор подает сигнал на увеличение частоты вращения главного привода. Если колебания не уменьшаются, анализатор вырабатывает соответствующий сигнал U_{Σ} , поступающий в схему управления электроприводом подач, и скорость подачи снижается. В случае, когда меры по регулированию скоростей обоих приводов не устраняют чрезмерных упругих колебаний (вибраций), поступает команда на остановку привода подачи. Работа анализатора программируется в соответствии с данными статистического анализа режимов обработки методом фрезерования с учетом технико-экономических показателей.

Система автоматического управления, содержащая элементы для самоподстройки, позволяет в известной степени оптимизировать технологический процесс в условиях, когда параметры и характеристики нагрузки изменяются в широких пределах, а недостаточность априорной информации на стадии проектирования исключает возможность учета влияния некоторых факторов на работу электромеханической системы привода [2].

Л и т е р а т у р а

1. Ривин Е.И. Динамика привода станков. М., 1966.
2. Современные методы проектирования систем автоматического управления. Под ред. В.Н. Петрова и др. М., 1967.

АНАЛИТИЧЕСКОЕ КОНСТРУИРОВАНИЕ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ ПО ПРЯМЫМ ПОКАЗАТЕЛЯМ КАЧЕСТВА

При проектировании систем стабилизации скорости электроприводов возникает задача определения оптимального управления возмущенным движением.

Такую задачу [1] можно решать, используя принцип аналитического конструирования регуляторов. При этом поиск оптимального управления является начальным этапом проектирования и, конечно, должен определить облик будущей системы управления электроприводом.

Критерий оптимальности для задач управления возмущенным движением может быть представлен в виде минимума квадратичного функционала от координат и управляющих воздействий

$$I = \int_0^{\infty} V dt .$$

$$\text{Здесь } V = \sum_k a_k X_k^2 + cU^2 . \quad (1)$$

Определение алгоритма управления производится на основе решения вариационной задачи применительно к неизменяемой части системы электропривода, описываемой системой обыкновенных дифференциальных уравнений

$$\frac{dX_k}{dt} = \sum_{\alpha=1}^n b_{k\alpha} X_{\alpha} + m_k U . \quad (2)$$

При решении учитываются ограничения на фазовые координаты и управляющие воздействия

$$|U| \leq |V_m|, \quad |X_{\alpha}| \leq |X_{m\alpha}|, \quad (3)$$

где V_m и $X_{m\alpha}$ — максимально допустимые значения управляющих воздействий и фазовых координат.

Минимум функционала I по переменной есть некоторая функция начального состояния при $t = 0$

$$\Psi_{k0} = \min I . \quad (4)$$

Решение системы уравнений, минимизирующих интегральный критерий, равносильно решению системы уравнений Беллмана

$$V + \sum_k \left(\sum_{\alpha} b_{k\alpha} X_{\alpha} + m_k U \right) \frac{\partial \Psi}{\partial X_k} = 0 . \quad (5)$$

Оптимальный закон регулирования при рассматриваемой математической модели представляется линейной системой жесткими обратными связями

$$U = - \frac{1}{2c} \sum_{\alpha=1}^n \left(\sum_{k=1}^n m_k A_{k\alpha} \right) X_{\alpha} \quad (6)$$

Здесь X_k -- фазовая координата; U -- управление; φ -- управление после однозначного нелинейного преобразования; $a_{k\alpha}$, c -- весовые коэффициенты; $b_{k\alpha}$ -- коэффициенты, определяемые характеристиками электропривода; $A_{k\alpha}$ -- параметр закона управления.

Техническая реализация оптимального закона управления возможна при известных параметрах регулятора $A_{k\alpha}$. Кроме того, каждая система автоматического управления электроприводом должна обеспечить определенные технические требования.

Для класса машин, где требуется стабилизация скорости вращения при колебаниях нагрузки, минимальным объемом прямых показателей качества при параметрическом синтезе можно считать: время восстановления скорости t_p , неустойчивость скорости вращения S при $t = t_p$. Таким образом к прямым показателям качества относим время переходного процесса $t = t_p$ и значение регулируемой величины $X_1(t) = S$, которое она приобретает в момент времени $t = t_p$ при любых начальных возмущениях X_k и остается меньше или равно $X_1(t) = S$. Следовательно, задачу можно сформулировать так. Найти параметры $A_{k\alpha}$ регулятора (6), обеспечивающие замкнутой системе (2), (6) асимптотически устойчивое решение, аperiodичность переходного процесса и чтобы в заданный момент времени $t = t_p$ значение регулируемой координаты $X_1(t)$ было равно или оставалось меньше заданного числа S при любых начальных возмущениях X_k .

Составим дифференциальное уравнение замкнутой системы относительно координат X [2,3]

$$\begin{cases} \dot{X} = NX; \\ X = \left\{ X_k \right\}, \end{cases} \quad (7)$$

где $k = 1, 2, \dots, n, n+1$.

Матрица H должна быть стационарна и система (2), (6) имеет положительный корень μ кратности $n + 1$, обеспечивающий в указанном смысле переходный процесс.

Корень μ определяется из трансцендентного уравнения [2]

$$e^{-\mu t_p} \sum_{k=0}^n c_k t_p^k - \alpha = 0. \quad (8)$$

Здесь

$$c_k = \sum_{j=0}^k \frac{d^j X(+)}{dt^j} \Big|_{t=0} \mu^{k-j} / j! (k-j)! \quad (9)$$

Особенности режима наброса нагрузки для электропривода при $t = 0^+$ приводят к условию, когда $\frac{dX_1}{dt} \neq 0$, а $\frac{d^2 X_1}{dt^2} = 0$.

Следовательно, при определении c_k производные регулируемого параметра выше первой могут не учитываться. Тогда при расчете оптимальной системы стабилизации скорости вращения определение c_k можно вести по уравнению

$$c_k = \frac{\mu^k}{k!} + \frac{d X_1(t)}{dt} \Big|_{t=0} \frac{\mu^{k-j}}{j! (k-j)!}. \quad (10)$$

При известных μ параметры $A_{k\alpha}$ оптимального закона управления определяются из системы линейных алгебраических уравнений

$$(-1)^j G_j = C_n^j \mu^j, \quad (11)$$

где G_j — сумма всех главных миноров порядка k матрицы H ; C_n^j — число сочетаний из n по j .

Сумма G_j определяется параметрами электропривода $b_{k\alpha}$ и закона управления $A_{k\alpha}$.

Таблица 1

Скорость вращения в установленном режиме	Показатели переходных процессов			
	статическая точность, %	время переходного процесса	перерегулирование, %	число колебаний
1,0	3,8	0,1	10,0	апериодический
1,5	2,8	0,15	4,6	"
2,0	2,6	0,2	-	"

Практическая эффективность применения аналитического конструирования для расчета систем электропривода по прямым показателям качества определяется степенью реальности принятых моделей объекта. Учитывая приближенный характер математических моделей, а также возможные реальные отклонения параметров объекта, можно построить систему квазиоптимальной стабилизации скорости вращения.

Теоретические предпосылки проверялись на примере абразивно-отрезных и лущильных станков, главный привод которых осуществляется от электродвигателя постоянного тока, управляемого потоком, и обеспечивает стабилизацию скорости вращения при $U_a = \text{const}$.

С учетом рекомендаций ЭНИМСа принимались время восстановления скорости $t_p \leq 0,15$ с, нестабильность скорости вращения $S \leq 0,03$ при $t_p \leq 0,15$ с.

Исследования проводились при инерционном и безынерционном усилителе в цепи возбуждения.

Квазиоптимальная система, построенная по рассматриваемому принципу, показана в табл. 1.

Экспериментальные исследования показывают достаточную сходимость аналитических расчетов с экспериментальными данными.

Л и т е р а т у р а

1. Летов А.М. Теория оптимального управления. — Труды международного конгресса ИФАК. М., 1965. 2. Толокнов В.И. () параметрическом синтезе в задаче аналитического конструирования регуляторов. — "Техническая кибернетика", 1968, № 1. 3. Ползик П.В. К вопросу построения оптимальных систем стабилизации скорости. — Труды У Всесоюз. конф. "Автоматизированный электропривод в народном хозяйстве", М., 1970.

ОБ ОПТИМАЛЬНОМ ПЕРЕДАТОЧНОМ ЧИСЛЕ РЕДУКТОРА ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПОСТОЯННОГО ТОКА, РАБОТАЮЩЕГО В ДИНАМИЧЕСКИХ РЕЖИМАХ

Задача выбора оптимального передаточного числа редуктора (ПЧР) для электроприводов постоянного тока, работающих в режимах пуска и торможения, неоднократно рассматривалась в технической литературе [1, 3].

В настоящей статье рассматривается задача определения оптимального ПЧР при отсутствии технологических ограничений скорости. Этот случай имеет большое практическое значение для многих механизмов, допускающих движение с различными скоростями. Для выбора оптимального ПЧР при предварительно выбранном электродвигателе максимальной скорости двигателя Ω соответствует скорость механизма

$$x_{2m} = \Omega_M = \Omega / r, \quad (1)$$

где r — ПЧР.

Если $\Omega_M \leq \Omega_D$, где Ω_D — максимальная скорость механизма, допустимая по технологическим соображениям, то можно считать, что технологические ограничения скорости отсутствуют, и установившаяся скорость механизма зависит от ПЧР.

Для определения оптимального ПЧР при предварительно выбранном двигателе с ограниченной скоростью Ω применим принцип максимума с параметрами [4], приняв за эквивалентное управление момент двигателя $M = U$. Все величины, характеризующие движение объекта, приведем к выходному валу редуктора. Тогда исходные уравнения системы будут иметь вид

$$\left. \begin{aligned} \dot{x}_1 &= x_2 = f_1(x, u, r); \\ \dot{x}_2 &= \frac{Mr - M_M}{Jr^2 + J_M} = f_2(x, u, r), \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где M_M , J_M — момент и момент инерции механизма, приведенные к выходному валу редуктора; M , J — момент и момент инерции двигателя; x_1 , x_2 — угол поворота и скорость выходного вала редуктора.

Оптимальное ПЧР будем искать при оптимальном по быстродействию управлении, при котором критерий оптимальности

$$I = \int_0^{t_{\pi}} f_0(x, u, r) dt = t_{\pi} \quad (3)$$

имеет минимальное значение.

Здесь t_{π} — полное время движения и $f_0(x, u, r) = 1$.

Задача состоит в том, чтобы при переводе системы, описываемой уравнениями (2), из начального положения $X_{\text{нач}}$ ($X_{1\text{нач}}, 0$) в конечное положение $X_{\text{кон}}$ ($X_{1\text{кон}}, 0$) при оптимальном по быстродействию управлении и ограничении (1) найти оптимальное ПЧР v , доставляющее минимум функционалу (3).

Функция Гамильтона в рассматриваемом случае имеет вид

$$H = \Psi_1 f_1 + \Psi_2 f_2. \quad (4)$$

Сопряженные функции при скорости, меньшей допустимой, определяются равенствами

$$\dot{\Psi}_1 = -\frac{\partial H}{\partial X_1} = 0; \quad \dot{\Psi}_2 = -\frac{\partial H}{\partial X_2} = -\Psi_1. \quad (5)$$

На участке движения с максимально допустимой скоростью $X_2 = X_{2m} = \frac{\Omega}{r}$ сопряженные функции должны удовлетворять условию (5) и условиям принципа максимума при ограниченных фазовых координатах. На этом участке

$$\dot{\Psi}_1 = -\frac{\partial H}{\partial x_1} = 0; \quad \dot{\Psi}_2 = -\frac{\partial H}{\partial x_2} + \lambda \frac{\partial P}{\partial x_2}, \quad (6)$$

где

$$p(x, u) = \frac{\partial g}{\partial x_1} f_1 + \frac{\partial g}{\partial x_2} f_2. \quad (7)$$

Функция g , ограничивающая поверхность допустимых значений фазовых координат, имеет вид

$$g = X_{2m} - x_2 = 0. \quad (8)$$

Ее частные производные выражаются равенствами

$$\frac{\partial g}{\partial x_1} = 0; \quad \frac{\partial g}{\partial x_2} = -1. \quad (9)$$

Подставив эти значения в (7), получим

$$p(x, u) = -f_2 = -\frac{Mr - M_M}{Jr^2 + J_M}.$$

Таким образом, для рассматриваемой задачи $\partial p / \partial x_2 = 0$ и, следовательно, для всех участков движения справедливы уравнения (5).

Решение этих уравнений дает

$$\Psi_1 = c_1 = \text{const}; \quad (10)$$

$$\Psi_2 = c_2 - c_1 t. \quad (11)$$

В точках стыка участков фазовой траектории, лежащих в области $x_2 < x_{2m}$ с участком, на котором $x_2 = x_{2m} = \text{const}$, должно соблюдаться одно из следующих условий скачка [4]:

$$\Psi^+(\tau) = \Psi^-(\tau) + \mu \text{grad } g(x(\tau)); \quad (12)$$

$$\Psi^-(\tau) + \mu \text{grad } g(x(\tau)) = 0, \quad (13)$$

где μ — действительное число; τ — момент времени, соответствующий стыку участков фазовых траекторий.

Сопряженные функции Ψ_1, Ψ_2 определяются с точностью до постоянного множителя. Поэтому можно принять $c_1 = 1$. При $0 \leq t \leq \tau_1$ происходит разгон привода, при $\tau_1 \leq t \leq \tau_n$ — движение с постоянной скоростью $x_2 = X_{2m}$ и при $\tau_2 \leq t \leq t_n$ торможение привода.

Управление на участке разгона и торможения определяется условием максимума функций H

$$u = M \text{sign } \Psi_2, \quad (14)$$

где M — максимальное значение момента двигателя.

На участке движения с постоянной скоростью, справедливо равенство

$$\dot{x}_2 = f_2 = 0 \quad \text{и} \quad u = \frac{M}{r} . \quad (15)$$

В момент окончания разгона $t = \tau_1$ имеет место скачок функции ψ_2 . При этом

$$\psi_2^-(\tau_1) = 0 . \quad (16)$$

Подставляя это значение в (11), получим

$$c_2 = c_1 \tau_1 = \tau_1 \quad (17)$$

и уравнение сопряженной функции для участка разгона принимает вид

$$\psi_{2p} = \tau_1 - t . \quad (18)$$

Для рассматриваемой задачи

$$\text{grad } g(x(\tau)) = - \left[\frac{\partial g}{\partial x_1}, \frac{\partial g}{\partial x_2} \right] = - [0, -1] . \quad (19)$$

Поэтому скачок функции ψ_1 равен нулю, а для функции ψ_2 согласно (12) имеем

$$\psi_2^+(\tau_1) = \mu . \quad (20)$$

В момент τ_2 окончания движения с максимальной скоростью и начала торможения $\psi_2^+(\tau_2) = 0$ и на основании (13)

$$\psi_2^-(\tau_2) = -\mu . \quad (21)$$

Применив уравнение (11) для $t = \tau_1$ и $t = \tau_2$, найдем

$$\mu = \frac{\tau_2 - \tau_1}{2} ; \quad c_2 = \frac{\tau_1 + \tau_2}{2} ; \quad (22)$$

$$\psi_{2 \text{ уст}} = \frac{\tau_1 + \tau_2}{2} - t .$$

Для участка торможения из условия $\psi_2^+(\tau_2) = 0$ находим

$$c_2 = \tau_2 \text{ и}$$

$$\psi_{2T} = \tau_2 - t . \quad (23)$$

Графики изменения управления u и скорости x_2 и сопряженной функции Ψ_2 за время движения показаны на рис. 1. При этом функция H имеет значение

$$H = X_{2m} = \text{const},$$

что удовлетворяет требованию принципа максимума, которое состоит в том, что максимальное значение H должно быть ≥ 0 .

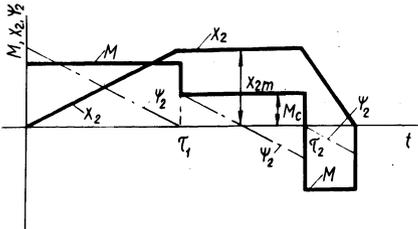


Рис. 1. Графики M, x_2 и Ψ_2 в функции времени.

Согласно [4] дополнительное условие для выбора оптимального ПЧР имеет вид

$$\int_0^{t^n} \Psi_1 \frac{\partial f_1}{\partial r} dt + \int_0^{t^n} \Psi_2 \frac{\partial f_2}{\partial r} dt = I_1 + I_2 = 0. \quad (24)$$

Интегралы, входящие в условие (24), могут быть вычислены по участкам. Так,

$$I_1 = \int_0^{t^n} \Psi_1 \frac{\partial f_1}{\partial r} dt = \int_0^{\tau_1} \Psi_1 \frac{\partial f_1}{\partial r} dt + \int_{\tau_1}^{\tau_2} \Psi_1 \frac{\partial f_1}{\partial r} dt + \int_{\tau_2}^{t^n} \Psi_1 \frac{\partial f_1}{\partial r} dt = \int_{11} + \int_{12} + \int_{13}; \quad (25)$$

$$I_2 = \int_0^{t^n} \Psi_2 \frac{\partial f_2}{\partial r} dt = \int_0^{\tau_1} \Psi_2 \frac{\partial f_2}{\partial r} dt + \int_{\tau_1}^{\tau_2} \Psi_2 \frac{\partial f_2}{\partial r} dt + \int_{\tau_2}^{t^n} \Psi_2 \frac{\partial f_2}{\partial r} dt = \int_{21} + \int_{22} + \int_{23}. \quad (26)$$

В этих выражениях $\int_{11} = \int_{33} = 0$, так как на участках разгона

и торможения $f_1 = x_2$ не зависит явно от ПЧР r . Кроме того, $\int_{22} = 0$, так как на участке установившегося движения $f_2 \equiv 0$.

Для вычисления \int_{12} следует положить $f_1 = X_2 m = \Omega / r$; $\frac{\partial f_1}{\partial r} = -\frac{\Omega}{r^2}$; $\psi_1 = 1$. Тогда

$$\int_{12} = \int_{\tau_1}^{\tau_2} \left(-\frac{\Omega}{r^2} \right) dt = -\frac{\Omega}{r^2} (\tau_2 - \tau_1). \quad (27)$$

Значения $\partial f_2 / \partial r$ для участков разгона и торможения определяются равенствами

$$\left(\frac{\partial f_2}{\partial r} \right)_p = \frac{h(-r^2 + 2mr + j)}{(r^2 + j)^2}; \quad (28)$$

$$\left(\frac{\partial f_2}{\partial r} \right)_T = \frac{h(r^2 + 2mr - j)}{(r^2 + j)^2}, \quad (29)$$

где $h = M/J$; $m = M_m/M$; $j = J_m/J$.

Подставив значения $\partial f_2 / \partial r$ в (26) и учитывая (18) -- (23), получим

$$\int_{21} = \frac{h(-r^2 + 2mr + j)}{(r^2 + j)^2} \int_0^{\tau_1} (\tau_1 - t) dt = \quad (30)$$

$$= \frac{h(-r^2 + 2mr + j) \tau_1^2}{2(r^2 + j)^2};$$

$$\int_{23} = \frac{h(r^2 + 2mr - j)}{(r^2 + j)^2} \int_{\tau_2}^{t_{\Pi}} (\tau_2 - t) dt = \quad (31)$$

$$= -\frac{h(r^2 + 2mr - j)(t_{\Pi} - \tau_2)^2}{2(r^2 + j)^2}.$$

Длительности разгона и торможения согласно (2) могут быть представлены в форме

$$\tau_1 = \frac{\Omega(r^2 + j)}{hr(r-m)} ; \quad t_{\Pi} - \tau_2 = \frac{\Omega(r^2 + j)}{hr(r+m)}. \quad (32)$$

Используя выражения (30)–(32), получим

$$I_1 + I_2 = \frac{-\alpha h(r^2 - m^2)^2 + 2\Omega^2 r(m^2 + j)}{hr(r^2 - m^2)^2}, \quad (33)$$

где α — заданное положение рабочего органа.

Приравнявая (33) нулю, получим уравнение, определяющее оптимальное ПЧР при отсутствии технологических ограничений скорости и ограниченной скорости двигателя

$$r_o^4 + A_2 r_o^2 + A_1 r_o + A_0 = 0, \quad (34)$$

где $A_2 = -2m^2$; $A_1 = -\frac{2\Omega^2(m^2 + j)}{\alpha h}$; $A_0 = m^4$.

Полученное по уравнению (34) решение должно проверяться по условию достижения приводом максимальной скорости

$$\alpha \geq \frac{\Omega^2(r^2 + j)}{hr(r^2 - m^2)}. \quad (35)$$

Если это условие не выполняется, то привод не достигает установленной скорости и интеграл $I_1 \equiv 0$. В таком случае оптимальное ПЧР должно выбираться из условия $I_2 = 0$, из которого легко получить

$$r_o = \sqrt{\frac{3m^2 + j}{2}} + \sqrt{\frac{(3m^2 + j)^2}{4} + m^2 j}. \quad (36)$$

В частном случае для приводов, в которых можно пренебречь статическим моментом ($m = 0$), и если имеется участок с установившейся скоростью, то

$$r_o = \sqrt[3]{\frac{2\Omega^2 j}{\alpha h}}, \quad (37)$$

а при отсутствии участка установившейся скорости $r_0 = \sqrt{j}$.

На рис. 2 показаны зависимости оптимального ПЧР от величины заданного перемещения в относительных единицах для электропривода с двигателем МП-41, 12 квт, 685 об/мин, $j = 0,775 \text{ кгм}^2$, $M = \lambda M_n = 370 \text{ нм}$; $h = 477$; $\Omega = 21,6$, вычисленные для $j = 10$; $m = 0$ и $m = 2$ по формуле (36) и уравнению (34).

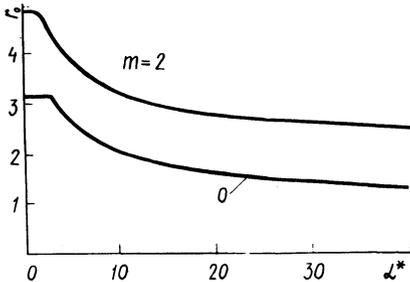


Рис. 2. Зависимость оптимального ПЧР от заданного перемещения:

$$\alpha^* = \alpha / \alpha_{\text{баз}} = \alpha / \Omega \theta_{\text{дв}}$$

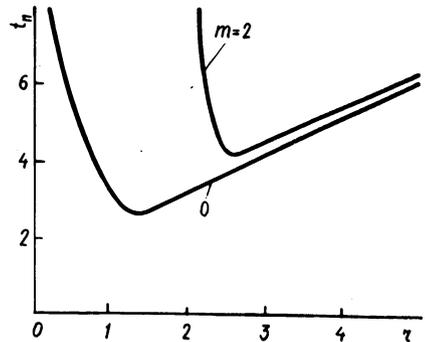


Рис. 3. Зависимость полного времени движения от ПЧР при $j = 10$; $h = 477$; $\Omega = 21,6$, $\alpha = 90,4$.

Полное время движения $t_{\text{п}}$ при оптимальном по быстродействию управлению может быть выражено формулой

$$t_{\text{п}} = \frac{\alpha r}{\Omega} + \frac{\Omega (r^2 + j)}{h(r^2 - m^2)} \quad (38)$$

На рис. 3 приведены кривые, показывающие влияние отклонения ПЧР от оптимального на длительность отработки перемещения $\alpha = 40 \alpha^* = 90,4$ при максимальной скорости двигателя $\Omega = 21,6$; $j = 10$; $h = 477$ при $m = 0$ и $m = 2$. Из рис. 3 видно, что выбор ПЧР существенно влияет на производительность механизма.

Л и т е р а т у р а

1. Гейлер Л.Б. Основы электропривода. Минск, 1972.
2. Чистов В.П., Бондаренко В.И., Святославский В.А. Оптимальное управление электрическим приводом. М., 1968.
3. Ильин О.П., Галкин А.Л. О выборе оптимального передаточного числа редуктора приводов позиционных механизмов. — "Электричество", 1973, № 4.
4. Понтрягин Л.С. и др. Математическая теория оптимальных процессов. М., 1961.

Л.С. Писарик

ОПТИМИЗАЦИЯ ВНЕШНЕЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ АВТОНОМНОГО ТЯГОВОГО ГЕНЕРАТОРА В СЛУЧАЕ ЕЕ ЛИНЕЙНОСТИ

Системы регулирования тяговых генераторов автономных транспортных установок стремятся выполнять таким образом, чтобы во всех режимах движения установки обеспечивалось постоянство мощности, потребляемой генератором от двигателя внутреннего сгорания (ДВС), величина которой задана положением управляющего органа. Выполнение этого условия обеспечивает работу ДВС с неизменной заданной угловой скоростью и подачей топлива.

Внешняя характеристика генератора $U = f(I)$, обуславливающая постоянство его первичной мощности P_{1T} , должна выражаться уравнением

$$U = \frac{P_{1T} \eta_g}{I}, \quad (1)$$

которое описывает кривую, близкую к гиперболе. Практическое получение идеальной внешней характеристики, имеющей форму кривой (1), требует усложнения системы регулирования генератора, поэтому в ряде случаев предпочитают иметь характеристику, которая отклоняется от идеальной, чтобы выиграть в простоте и надежности системы регулирования.

Один из вариантов системы регулирования тягового генератора, применяемый в электропередачах тепловозов и большегрузных автомобилей, реализует в случае постоянства угло-

вой скорости генератора прямолинейную зависимость $U = f(I)$ в пределах максимально-допустимых величин напряжения $U_{\text{макс}}$ и тока $I_{\text{макс}}$ генератора (рис. 1). Отклонение внешней характеристики генератора от идеальной приводит к тому, что режим работы ДВС отклоняется от оптимального и технико-экономические показатели ДВС (в частности, использование по мощности) ухудшаются.

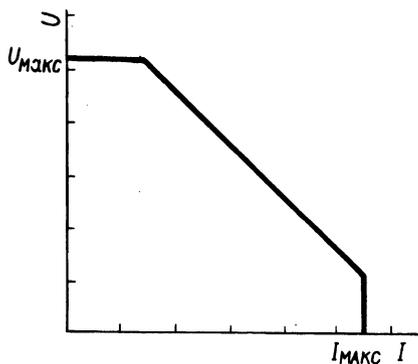


Рис. 1. Линейная внешняя характеристика генератора при постоянстве угловой скорости.

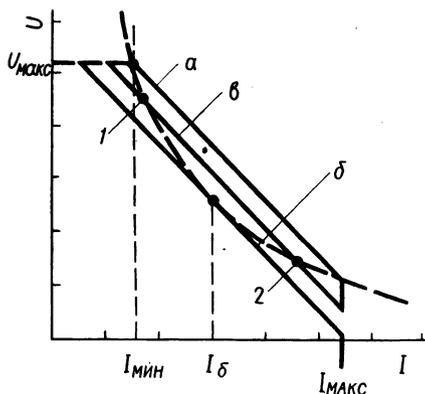


Рис. 2. Идеальная (гиперболическая) внешняя характеристика постоянства мощности и возможные положения а, б, в линейной внешней характеристики генератора.

Рассмотрим, как связано использование ДВС по мощности с расположением прямолинейной внешней характеристики генератора относительно идеальной кривой постоянства мощности на примере дизельгенераторной установки, имеющей только тяговую нагрузку, при наличии у дизеля предельного регулятора.

На рис. 2 показана идеальная характеристика, обеспечивающая постоянство первичной мощности генератора, равной номинальной мощности дизеля, и три положения а, б и в прямолинейной внешней характеристики. Характеристика а проходит через точки идеальной характеристики, соответствующие $U_{\text{макс}}$ и $I_{\text{макс}}$, а, б и в параллельны ей. Положения а, б и в соответствуют различным настройкам системы регулирования гене-

ратора при скорости генератора, равной номинальной скорости дизеля.

Мощность генератора, имеющего при номинальной угловой скорости внешнюю характеристику a , в диапазоне токов $I_{\min} < I < I_{\max}$ больше мощности, развиваемой при этой скорости дизелем, т.е. генератор "стремится" перегрузить дизель. В результате скорость дизеля снижается и мощность, отдаваемая генератору, оказывается меньше номинальной.

Только на границах диапазона мощность дизеля равна номинальной и скорость дизель-генератора номинальная. При токе $I < I_{\min}$ номинальная скорость дизеля поддерживается регулятором, уменьшающим подачу топлива. Таким образом, в положении a внешней характеристики мощность дизеля используется полностью только в двух точках — при токах I_{\min} и I_{\max} , где она реализуется при максимальной скорости движения или при максимальной тяге соответственно.

В положении b характеристики генератора дизель недогружен при всех токах нагрузки, исключая значение I_6 , при котором его нагрузка равна номинальной. В остальных точках характеристики генератора подача топлива в дизель снижена регулятором.

На характеристике b мощность дизеля используется полностью только в точках 1 и 2. Между этими точками характеристики скорость дизеля и его мощность снижаются, но в меньшей степени, чем при характеристике a . Вне участка 1—2 мощность дизеля также меньше номинальной, поскольку здесь подача топлива уменьшена регулятором.

Следует отметить, что характер недоиспользования мощности дизеля в точках характеристик генератора, лежащих выше идеальной характеристики, и в точках, лежащих ниже этой кривой, принципиально различен. В области перегрузок недоиспользование дизеля по мощности обусловлено просадкой его скорости при постоянной, или практически постоянной, подаче топлива, или иными словами снижением к.п.д. дизеля. Недоиспользование мощности дизеля в области недогрузок происходит вследствие сниженной относительно номинальной подачи топлива, хотя к.п.д. дизеля при этом также может изменяться.

Очевидно, что для определенного цикла тяговой нагрузки дизель-генератора максимальное использование дизеля по мощности будет иметь место только при каком-то одном по-

ложении характеристики генератора в области, ограниченной положением а и б . Найдем это положение, оптимизировав тем самым линейную внешнюю характеристику генератора по максимуму использования мощности дизеля в оговоренных условиях.

Статические характеристики дизель-генераторной установки получим совместным решением уравнений: внешней характеристики генератора, скоростной характеристики дизеля, уравнения связи мощностей генератора и дизеля. Запишем прямолинейную внешнюю характеристику генератора следующим образом:

$$U = k_1 I + b_1 - \Delta b_1 (\omega_H - \omega)^\gamma, \quad (2)$$

где k_1 — угловой коэффициент прямой, на которой лежит характеристика; b_1 — отрезок, отсекаемый этой прямой на оси ординат; Δb_1 — абсолютное изменение величины отрезка b_1 при изменении угловой скорости генератора на единицу; ω, ω_H — угловая скорость дизель-генератора и ее номинальное значение; γ — безразмерный показатель, зависящий от структуры системы возбуждения генератора; если изменение ω при разомкнутой системе регулирования генератора не влияет на величину его тока возбуждения, то $\gamma=1$.

Скоростная характеристика дизеля, обычно задаваемая графически, может быть аппроксимирована с достаточной точностью полиномом второй степени

$$M = a_2 \omega^2 + k_2 \omega + b_2. \quad (3)$$

Уравнение связи мощностей и генератора

$$U I = M \omega \eta_r, \quad (4)$$

где M — крутящий момент на выходном валу дизеля; η_r — к.п.д. генератора.

Из (2), (3) и (4) получим

$$(a_2 \omega^3 + k_2 \omega^2 + b_2 \omega) \eta_r = k_1 I^2 + b_1 I - \Delta b_1 I (\omega_H - \omega)^\gamma. \quad (5)$$

Решение этого уравнения относительно ω при заданной величине тока нагрузки генератора I_i определяет угловую скорость дизель-генераторной установки ω_i при максималь-

ной подаче топлива в дизель (рейка топливного насоса в упоре).

Таким образом, уравнение (5) справедливо для токов генератора, лежащих в области перегрузки дизеля (между абсциссами точек пересечения линейной внешней характеристики генератора и идеальной характеристики). Подстановка I_i и ω_i в (2) дает величину напряжения генератора U_i в данном режиме работы дизель-генератора

$$U_i = k_1 I_i + b_1 - \Delta b_1 (\omega_n - \omega_i)^{\delta} . \quad (6)$$

Значение мощности, развиваемой дизелем в i -ом режиме работы,

$$P_{ди} = U_i I_i \frac{1}{\eta_{Гi}} . \quad (7)$$

Потеря мощности дизеля в этом режиме

$$\begin{aligned} \Delta P_{ди} &= P_{дн} - P_{ди} = U I_i \frac{1}{\eta_{Г}} - U_i I_i \frac{1}{\eta_{Гi}} = \\ &= I_i \left(U \frac{1}{\eta_{Г}} - U_i \frac{1}{\eta_{Гi}} \right) . \end{aligned} \quad (8)$$

Здесь U и $\eta_{Г}$ — напряжение и к.п.д. генератора на идеальной характеристике при $I = I_i$.

Оценим недоиспользование дизеля по мощности при работе дизель-генераторной установки по циклу, состоящему из n нагрузочных режимов генератора, характеризующихся током I_k и продолжительностью Δt_k каждый. Работа, совершаемая дизелем за n цикл, определится суммой

$$A_{ц} = \sum_1^n U_k I_k \frac{1}{\eta_{Гк}} \Delta t_k . \quad (9)$$

Недоиспользование дизеля по мощности (недовыполнение работы за цикл)

$$\Delta A_{ц} = P_{дн} \sum_1^n \Delta t_k - \sum_1^n U_k I_k \frac{1}{\eta_{Гк}} \Delta t_k . \quad (10)$$

В этом выражении значение U_k для режимов перегрузки дизеля определяется по (6), а для режимов недогрузки — как соответствующая ордината внешней характеристики генератора.

Оптимальное по использованию дизеля по мощности положение характеристики генератора означает достижение минимума выражением (10). В изложенной методике параметром, влияющим на величину $\Delta A_{\text{ц}}$, является параметр b_1 в уравнении (2). Таким образом, задача указанной оптимизации состоит в нахождении такого $b_{1\text{опт}}$, при котором $\Delta A_{\text{ц}}$ имеет минимум. Решение этой задачи производится в следующей последовательности. 1. Рассчитывают и строят кривую (1) и проводят характеристики а и б генератора. 2. Находят коэффициенты уравнения (2) для характеристик а и б. 3. Находят коэффициенты полинома, аппроксимирующего скоростную характеристику дизеля. 4. Определяют токовую нагрузочную диаграмму тягового генератора за цикл работы на предельной характеристике. 5. Устанавливают значения коэффициента b_1 (т.е. положения характеристики в), для которых будет рассматриваться выражение (10). 6. При каждом значении b_1 решают уравнение (5) относительно ω для значений токов нагрузочной диаграммы, соответствующих перегрузке дизеля при данном b_1 . 7. Вычисляют выражение (6), находя величины напряжения генератора в рассматриваемых режимах. 8. Для каждого значения b_1 вычисляют (10), находя $\Delta A_{\text{ц}}$. 9. Строят кривую $\Delta A_{\text{ц}} = f(b_1)$ и находят по ней оптимальное значение коэффициента $b_{1\text{опт}}$.

Вычисления по пп. 6, 7, 8 целесообразно производить на ЭВМ.

Изложенная методика оптимизации внешней характеристики автономного тягового генератора может быть применена в своей основе и для оптимизации нелинейной характеристики генератора.

В.В. Кривцов, Н.Н. Михеев, Е.П. Раткевич

РЕВЕРСИВНЫЙ ТИРИСТОРНЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД ПОСТОЯННОГО ТОКА

В статье рассматривается тиристорный электропривод постоянного тока, обеспечивающий независимое реверсивное управление и регулирование скорости вращения нескольких электро-

двигателей малой и средней мощности [1]. Электропривод (рис. 1) состоит из двух преобразователей и N электродвигателей. Каждый из преобразователей представляет собой регулируемый (базовый) выпрямитель ($Bn1$, $Bn2$) и дополнительные управляемые вентили, включенные в виде N параллельных цепей. Выпрямители работают с фиксированным углом регу-

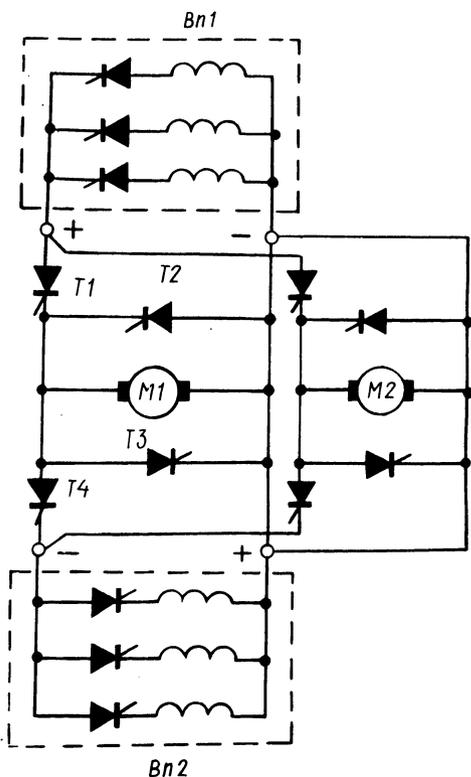


Рис. 1.

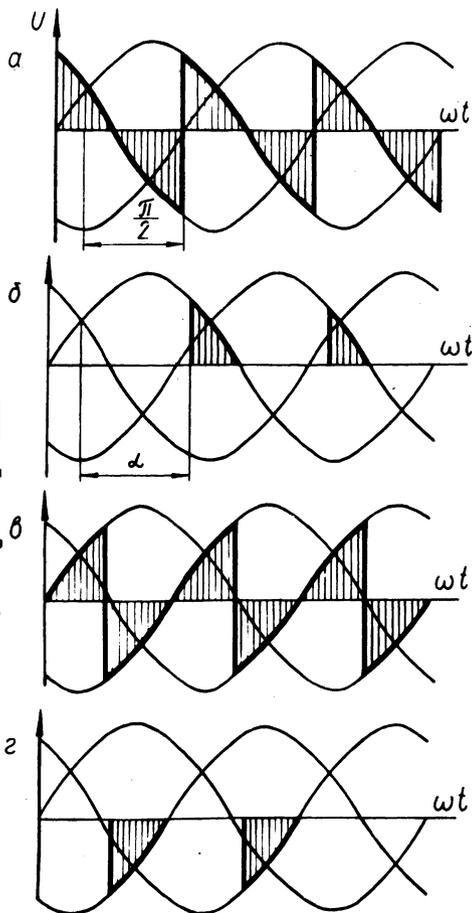


Рис. 2.

лирования, приблизительно равным 90 эл. град., что обеспечивает равенство положительных и отрицательных площадок кривых выпрямленного напряжения (рис. 2, а, в). Преобразователи включены встречно-параллельно на якорные обмотки двигателей, управление преобразователями раздельное.

Напряжение, прикладываемое к двигателю, зависит от угла регулирования отдельных вентилях Т1, Т4. Шунтирующие вентили Т2, Т3 срезают отрицательные площадки кривых выходного напряжения регулируемых выпрямителей Вп1, Вп2. Линейные диаграммы напряжений, приложенных к двигателю при вращении его "вперед" и "назад", приведены на рис. 2, б, г.

Реверсирование двигателя осуществляется за счет изменения углов регулирования отдельных и шунтирующих вентилях. Необходимый закон переключения отдельных и шунтирующих вентилях реализуется логическим переключающим устройством (ЛПУ), работающим в функции знака напряжения управления $U_y = U_3 - U_{oc}$ и сигнала наличия тока якоря или в функции знака сигнала управления и сигнала, синхронизирующего ЛПУ с кривыми выпрямленного напряжения базовых выпрямителей (U_3 - задающее напряжение, U_{oc} - напряжение обратной связи).

Выходные сигналы ЛПУ и генератора импульсов подаются на системы импульсно-фазового управления (СИФУ) отдельными и шунтирующими вентилями.

На рис. 3 приведена функциональная схема системы управления отдельными вентилями, построенная по асинхронному принципу [2], что обеспечивает симметрию выходных импульсов, астатизм по отношению к скорости, помехозащищенность и дает возможность реализовать систему управления на серийно выпускаемых функциональных и логических элементах.

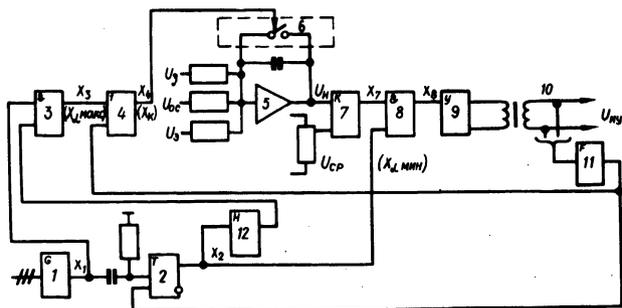


Рис. 3.

Система импульсно-фазового управления состоит из генератора импульсов 1, триггера 2, логических элементов "И" - 3, 8, логического элемента "ИЛИ" - 4, интегратора 5, ключа сброса интегратора 6, нуля-органа 7, усилителя импульсов 9, импульсного трансформатора 10, формирователя 11 и задержки времени 12.

На входы интегратора подаются напряжения задания U_3 , обратной связи $U_{o.c}$ и эталонное напряжение $U_э$, которое служит для создания выходного сигнала в установившемся режиме с интервалом

$$\lambda = \frac{2\pi}{m},$$

где λ - период выпрямленного напряжения; m - число импульсов схемы.

На входы нуля-органа 7 подаются напряжения с выхода интегратора $U_{и}$ и сравнения $U_{ср}$, которые связаны между собой соотношением

$$U_{и} = U_{ср} \frac{T_{и} \omega}{\lambda},$$

где $T_{и}$ - постоянная времени интегрирования; ω - круговая частота следования импульсов, $\omega = 2\pi m f$. Здесь f - частота сети.

Условие выдачи импульса

$$U_{и} = \frac{1}{T_{и} \omega} \int_{\alpha_1}^{\alpha_1 + \lambda + \Delta\alpha} (U_3 - U_{o.c} + U_э) d\omega t = U_{ср},$$

где α_1 - угол регулирования; $\Delta\alpha$ - приращение угла регулирования, вызванное изменением напряжения управления.

Тогда

$$\Delta\alpha = \frac{1}{U_э} \int_{\alpha_1}^{\alpha_1 + \lambda + \Delta\alpha} (U_3 - U_{o.c}) d\omega t.$$

Элементы схемы 1, 2, 3 обеспечивают ограничение максимального угла регулирования преобразователя, а элементы 1, 2, 8 - минимального. Элемент 11 формирует из импульса управления сигнал фиксированной длительности; задержка времени 12 служит для исключения ложного срабатывания элемента 3 при совпадении заднего фронта импульсов генератора 1 с передним фронтом выходных импульсов триггера 2.

Работа схемы иллюстрируется диаграммами, приведенными на рис. 4, где $U_б$ - напряжение регулируемого (базового) выпрямителя; $U_{дв}$ - напряжение, прикладываемое к двигателю; X - выходные сигналы элементов схемы.

Пусть в момент времени ωt_1 с генератора импульсов 1 поступит сигнал X_1 , переключающий триггер 2. Выходной сигнал триггера X_2 подается на элементы 3 и 8. Как только напряжение на выходе интегратора $U_{и}$ достигнет порогового

напряжения нуль-органа 7, на его выходе появится импульс X_7 , который через элементы 8, 9 и 10 поступит на управляющий электрод отдельного вентиля. Одновременно импульс X_{11} сбросит триггер и подаст команду $X_4(X_K)$ на кратковременное замыкание ключа 6; напряжение на выходе интегратора становится равным нулю и напряжение U_{CP} запирает нуль-орган. По окончании сигнала X_4 ключ 6 размыкается и опять начинается интегрирование сигнала. Импульс X_1 взводит триггер и процесс повторяется аналогично рассмотренному.

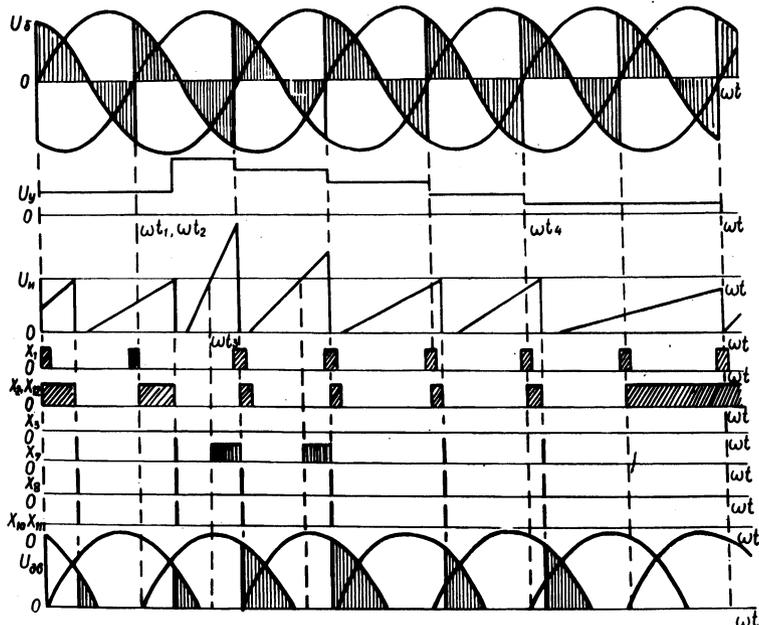


Рис. 4.

Если в момент времени ωt_2 произойдет увеличение напряжения управления, то это приведет к более быстрому увеличению напряжения U_n и в момент времени ωt_3 начнет генерировать импульсы нуль-органа. Однако импульс на управляющий электрод вентиля поступит только после следующего импульса X_1 , тем самым ограничивается минимальное значение угла регулирования.

Пусть в момент времени ωt_4 уменьшится результирующий входной сигнал интегратора. Очередной импульс X_1 взведет триггер и появятся сигналы X_2 и X_{12} . Следующий импульс X_1

пройдет через элементы 3 и 4 и кратковременно замкнет ключ 6, сбрасывая напряжение U_i . Пропуски зажигания вентилей будут до тех пор, пока напряжение интегратора U_i не станет равным $U_{ср}$ до появления очередного импульса X_1 , тем самым ограничивается максимальное значение угла регулирования.

Работа СИФУ описывается следующими уравнениями:

$$X_{\alpha_{\max}} = X_1 S(A X_1; X_{10}) ;$$

$$X_{\alpha_{\min}} = S(A X_1; X_{10}) ;$$

$$X_K = X_4 = X_{10} + X_{\alpha_{\max}} ,$$

где $X_{\alpha_{\max}}$ - сигнал на ограничение максимального угла регулирования; $X_{\alpha_{\min}}$ - сигнал, разрешающий выдачу импульса управления (X_{10}) по условию ограничения минимального угла регулирования; S - оператор "Состояние"; A - оператор "После".

Рассматриваемый реверсивный электропривод рекомендуется применять в промышленных установках, где требуется независимое реверсирование и регулирование скоростей вращения или принудительное торможение нескольких электродвигателей малой мощности, а также для независимого управления электродвигателями нескольких промышленных установок, объединенных территориально.

Л и т е р а т у р а

1. Михеев Н.Н., Кривцов В.В., Раткевич Е.П. Вентильный многодвигательный электропривод. Авт.свид.№485534. - "Бюл.изобр.", 1975, № 35.
2. Системы управления тиристорными и ионными электроприводами. Сост. Л.П. Деткин. М., 1971.

СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТИРИСТОРНЫМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕМ ДЛЯ ПИТАНИЯ ГРУППЫ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Рассматриваемая в статье система тиристорного электропривода имеет один общий базовый выпрямитель и несколько (по количеству нагрузок) индивидуальных преобразователей (вентильных цепочек), отличающихся простотой схемного решения и реализации [1]. Для исключения постоянной составляющей тока в питающей сети и для получения искусственной нулевой точки (рис. 1) в базовом выпрямителе применен трехфазный дроссель [2].

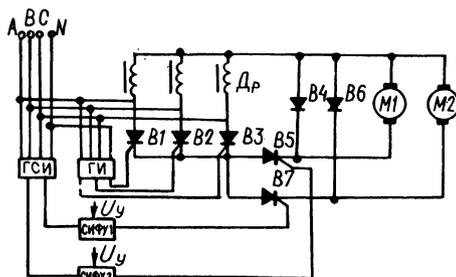


Рис. 1. Схема тиристорного преобразователя.

Система управления преобразователем состоит из генератора импульсов (ГИ) базового выпрямителя, генератора синхронизирующих импульсов (ГСИ), генерирующих импульсы управления частотой 150 Гц и систем импульсно-фазового управления (СИФУ1 и СИФУ2). Применение в ГИ и ГСИ последовательных и параллельных амплитудных ограничителей ($R_1 - R_3$, $D_1 - D_3$, $D_4 - D_9$) обеспечивает получение импульсов управления, сдвинутых соответственно вправо и влево на 5 - 8 эл. град. относительно моментов прохождения фазных напряжений через нуль. Сдвиг импульсов управления ГИ дает возможность получить угол регулирования вентилей базового выпрямителя $\alpha_g = 35 - 38$ эл.град. (рис. 2, а, б, в, г) и обеспечивает нормальную коммутацию в индивидуальных преобразователях. Сдвиг синхронизирующих импульсов ГСИ влево исключает возможность очередного зажигания вентиля индивидуального преобразователя от заднего фронта импульса управления (рис. 2, д).

Для индивидуальных преобразователей разработана система управления, основанная на принципе интегрирования ошибки ре-

гулирования за промежуток времени от момента исчезновения входного импульса до момента выдачи импульса управления. На вход интегратора (рис. 3) подается напряжение $(U_y + U_0)$,

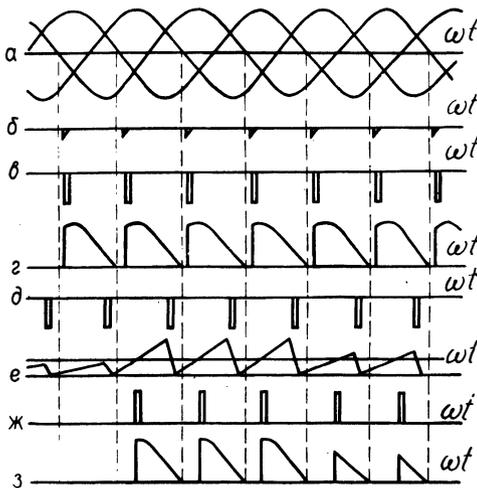


Рис. 2. Линейные диаграммы напряжений базового выпрямителя и индивидуального преобразователя: а — напряжение сети; б, в — импульсы управления на выходе ГИ; г — напряжение на выходе базового выпрямителя; д — импульсы управления на выходе ГСИ; е, ж — импульсы управления на выходе СИФУ; з — напряжение на выходе индивидуального преобразователя.

которое вызывает заряд конденсатора в соответствии со следующим уравнением:

$$U_c = (U_y + U_0) \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right), \quad (1)$$

где U_y — напряжение управления (ошибка регулирования); U_0 — начальное напряжение, подаваемое на вход интегратора (при $U_y = 0$); τ — постоянная времени цепи, $\tau = RC$; t — время, отсчитываемое от начала процесса заряда конденсатора.

При достижении напряжением на конденсаторе порога срабатывания $U_{ср}$ нуль-органа, выполненного на элементах Э1 и Э2, на его выходе появляется импульс, после дифференцирования переднего фронта которого формируется выходной импульс управления (рис. 2, е, ж).

Периодичность работы СИФУ обеспечивается замыканием ключа К. Команда управления K_K ключом К описывается логическим выражением

$$K_K = K_1 + K_{ГИ} + K_{П},$$

где K_1 , $K_{ГИ}$, $K_{П}$ - соответственно сигналы на выходе нуль-органа, ГСИ, блокирования системы управления. Напряжение U_1 (команда K_1) появляется при достижении напряжением кон-

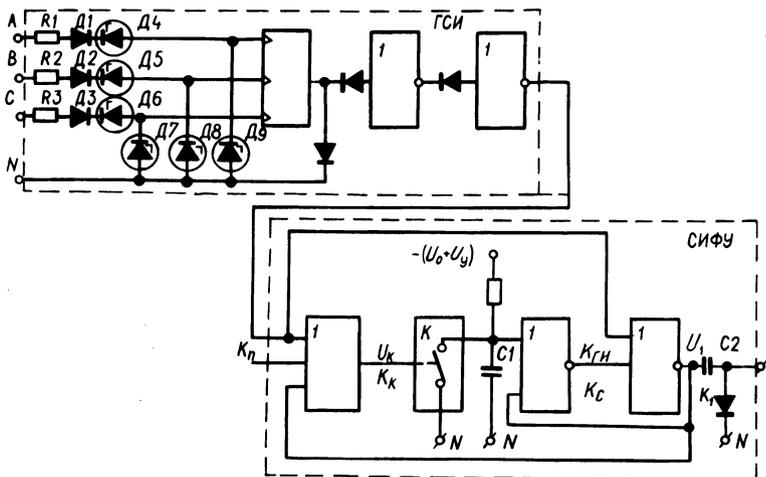


Рис. 3. Схема генератора синхронизирующих импульсов и СИФУ.

денсатора порога срабатывания нуль-органа $U_c = U_{сп}$ (команда K_c) и сохраняется до момента появления очередного импульса $U_{ГИ}$ ($K_{ГИ}$). Логическое уравнение для выходного сигнала нуль-органа

$$K_1 = S(K_c; K_{ГИ}), \quad (2)$$

где S - символ оператора "Состояние" алгебры событий и состояний [3].

Введение синхронизирующих импульсов с генератора на управление ключом обеспечивает периодический разряд конденсатора при $U \leq 0$ (учитывая действие обратной связи). Синхронизирующие импульсы $K_{ГИ}$ подаются также и на вход второго элемента Э2 нуль-органа для того, чтобы осуществлять периодический возврат нуль-органа в исходное состояние. При появлении команды на блокирование СИФУ ($K_{П} = 1$) ключ K мгновенно замыкается и исключается появление импульсов на выходе. Если в момент подачи команды на блокирование $K_1 = 1$, то возврат нуль-органа в исходное положение произойдет при поступлении очередного импульса $K_{ГИ}$. При включении СИФУ ($K_{П} = 0$) заряд конденсатора может начаться с любого

момента времени между двумя входными синхронизирующими импульсами $K_{\Gamma И}$ (рис. 2, е, ж, з). Таким образом, принцип действия СИФУ исключает срывы в управлении преобразователем из-за помех при переключении в самой схеме.

Рассмотренная система управления обеспечивает улучшение статических и динамических свойств системы, уменьшает влияние помех на работу электропривода, так как угол регулирования изменяется в функции среднего значения ошибки регулирования за некоторый интервал.

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.- "Бюлл. изобр.," 1972, № 26.
2. Буй Динь Тьеу, Михеев Н.Н., Романов В.В. О целесообразности применения автотрансформаторов в тиристорных выпрямителях. Минск, 1972.
3. Беркли Э. Символическая логика и разумные машины. М., 1961.

Б.И. Нисенбаум, М.И. Шоффер

ЭЛЕКТРОПРИВОД ПОСТОЯННОГО ТОКА С ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ ПО Э.Д.С. ДВИГАТЕЛЯ

В качестве исполнительных двигателей в системах автоматического управления и регулирования широко используются микродвигатели постоянного тока с возбуждением от постоянных магнитов. Эффективным способом управления такими двигателями является использование широтноимпульсной модуляции (ШИМ). Интересным является измерение э.д.с. якоря в режиме прерывистых токов в дискретные моменты времени, когда цепь якоря отключается от внешнего источника.

Известно много технических решений, построенных на этом принципе (например, [1]). Однако диапазон изменения скоростей во всех предлагаемых схемах невелик из-за недостаточной жесткости механической характеристики на малых скоростях. В предлагаемой схеме (рис. 1) этот недостаток исключается введением нелинейной обратной связи.

Скорость вращения якоря двигателя (n) и э.д.с. (E) связаны между собой соотношением [2]

$$n_i = \frac{60 a E_i}{p N \Phi} ,$$

где E_i - э.д.с. якоря; n_i - частота вращения; a - число пар параллельных ветвей обмотки якоря; p - число пар полюсов; N - число проводников обмотки якоря; Φ - магнитный поток. Взяв значение E_i в качестве измеряемой величины, однозначно определяем значение n_i .

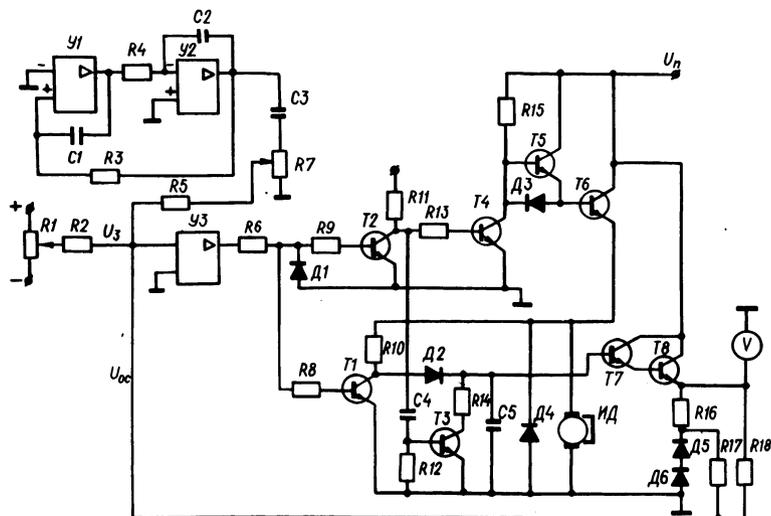


Рис. 1. Принципиальная схема электропривода.

Задающий сигнал U_3 , суммируясь с сигналами генератора пилообразных напряжений (ГПН), выполненного на операционных интегральных усилителях $U1$ и $U2$ и обратной связи U_{oc} , формируется усилителем $U3$ в последовательность импульсов U_{oc} , модулированных по длительности (ШИМ). Эти импульсы управляют работой усилителя мощности (УМ), выполненного на транзисторах $T4$, $T5$ и $T6$. В период времени t_1 (рис. 2), когда транзистор $T6$ открыт и якорь исполнительного двигателя (ИД) подключен к источнику питания U_n , двигатель разгоняется. В это время на измерительную емкость $C5$ синхронного детектора (СД) сигнал не поступает, так как открыт транзистор $T1$.

Во время $T - t_1$ транзистор Т6 закрывается, ИД отключается от источника питания и ток самоиндукции замыкается через диод Д4. Время существования тока самоиндукции [3] определяется по формуле

$$\varepsilon = T_{\text{я}} \ln \left[1 + \frac{U - E}{E} \left(1 - e^{-\frac{t_1}{T_{\text{я}}}} \right) \right].$$

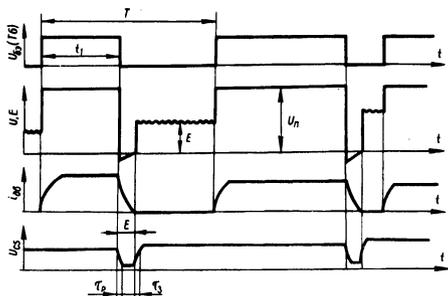


Рис. 2. Изменение напряжений и токов в схеме электропривода.

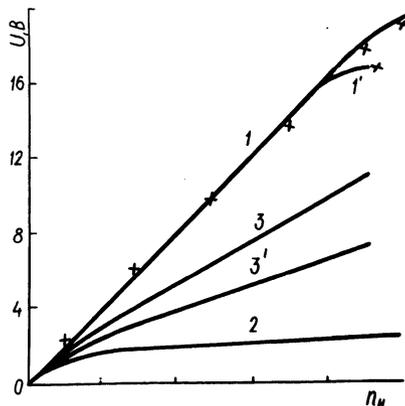


Рис. 3. Характеристики сигналов обратной связи: 1— $U_{n2} = 35\text{В}$; 1'— $U_{n1} = 25\text{В}$.

Когда ток якоря двигателя ($i_{\text{ДВ}}$) становится равным нулю, производится измерение э.д.с. Транзистор Т1 закрыт и э.д.с. якоря через R_{10} , Д2 заряжает емкость С5. Так как при торможении двигателя значение э.д.с. E_i становится меньше E_{i-1} , то для правильной работы СД производится подзаряд емкости С5 в каждом периоде в течение короткого времени τ_p (рис. 2) через разрядную цепь R_{14} , Т3.

Сигнал обратной связи, снимаемый с эмиттера Т8 (рис. 3, кривая 1), представляет собой линейную зависимость $U_{\text{с}} = f(n)$. При большой скважности (γ) управляющего сигнала, когда время измерения становится малым (при приближении к зоне непрерывных токов), линейность нарушается. Для получения большей крутизны характеристики на начальном участке, т.е. для увеличения жесткости механической характеристики на малых скоростях, линейный сигнал суммируется

с нелинейной ОС, снимаемой с диодов Д5, Д6 (рис. 3, кривая 2). Вид кривой зависит от соотношения сопротивлений R 17 и R18.

Выбор частоты ГПН производится из условия существования прерывистых токов при номинальной скорости и с номинальной нагрузкой. Для получения номинальной скорости при импульсном управлении, когда $\gamma < 1$, необходимо повысить напряжение питания двигателя U_n . В [2] дается максимальное значение напряжения при неперверсивной схеме управления ($U_{n\max} = 35$ В). Отсюда определим $\gamma_n = \frac{U_n}{U_{n\max}} = 0,83$. Следовательно,

но, в течение периода $1 - \gamma_n$ необходимо, чтобы ток самоиндукции понизился до нуля, а затем за время τ_3 емкость С5 синхронного детектора зарядилась до значения э.д.с. двигателя. Время ϵ в режиме минимальной скорости (10 об/мин) равно 0,8 мс, а время полного заряда С5 ($\tau_{\text{э.п}}$) от нуля до ϵ равно 1,2 с, но ввиду того что разница э.д.с. ϵ между соседними периодами резко измениться не может и что время разряда $\tau_p < \tau_3$ примем $\tau_3 = 0,5 \tau_{\text{э.п}}$. Тогда минимальный период следования импульсов управления определится из следующих соотношений:

$$(1 - \gamma_n) T_{\min} = \epsilon + \tau_3; \quad T_{\min} = \frac{\epsilon + \tau_3}{1 - \gamma_n}.$$

Из этих соображений частота ГПН взята 120 Гц.

Экспериментальные испытания этой схемы с двигателем ДПМ 30-Н1-01 ($U_n = 29$ В, $I_n = 0,5$ А, $I_n = 2,9$ А, $M_n = 6,9$ Н см, $T_m = 0,035 - 0,05$ с, $T_{\text{я}} = 0,0012$ с, $n = 9000$ об/мин) показали, что нестабильность скорости вращения двигателя не превышает 2% при скоростях вращения двигателя выше 300 об/мин. При $U_n = 35$ В и нижней скорости вращения 100 об/мин диапазон регулирования скорости вращения при 0,5 I составляет 92,0.

Время разгона до номинальной скорости при номинальной нагрузке не превышает 0,15 с.

Л и т е р а т у р а

1. Демпстер Ф. Регулятор со стробированием для управления скоростью двигателя. - "Электроника". Т. 46, 1973, № 16.
2. Микроэлектродвигатели для систем автоматики (технический справочник). Под ред. Э.А. Лодочникова. М., 1969.
3. Коссов О.А. Усилители мощности на транзисторах в режиме переключений. М., 1971.

Г.А. Баханович, С.Г. Герман-Галкин, Б.Л. Кузьмин

АНАЛИЗ РАБОТЫ ТИРИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С УСТРОЙСТВАМИ СЛЕЖЕНИЯ ЗА ТОКОМ ЯКОРЯ И НАПРЯЖЕНИЕМ НА КОММУТИРУЮЩЕМ КОНДЕНСАТОРЕ

Возрастающие требования к качественным показателям систем электропривода и промышленной автоматики приводят к разработке новых широтно-импульсных преобразователей (ШИП) для управления малоинерционными двигателями постоянного тока. Основными недостатками известных ШИП [1] являются: 1) сравнительно низкая частота коммутации; 2) значительные коммутационные потери.

Тиристорный преобразователь (рис. 1, а) свободен от указанных недостатков. Силовая часть построена по многофазному принципу, позволяющему существенно повысить частоту коммутации в системе и расширить диапазон изменения выходного напряжения [2]. Коммутирующий контур имеет переменную структуру, что позволяет регулировать запас энергии в нем в функции тока нагрузки [3].

Известно [1], что преобразователю с независимой коммутацией и последовательным гашением (рис. 1, а) присущ эффект "самовозбуждения" ("раскачки"), выражающийся в том, что напряжение на коммутирующем конденсаторе в квазиустановившемся режиме значительно превосходит напряжение питания U_k . Это напряжение тем больше, чем больше добротность контура коммутации и тока нагрузки. В этих и подобных схемах напряжение на конденсаторе "следит" за током нагрузки, что существенно улучшает перегрузочную способность преобразователя. Однако темп роста тока нагрузки определяется параметрами системы (частотой коммутации, постоянными времени в цепи регулирования и т.д.), а темп роста напряжения на конденсаторе определяется добротностью коммутирующего контура. Поэтому в практических системах с широким диапазоном изменения тока нагрузки при больших токах, а особенно при больших скоростях нарастания тока, коммутационная способность контура ухудшается (уменьшается время действия обратного напряжения на силовом тиристоре) [1]. Для исключения этого явления в схеме преобразователя рис. 1 силовые тиристоры T_1, T_{12}, T_2, T_{22} через логическую часть схемы управления (рис. 1, б) - Сч. 1 м, Сч. 2 м, ДШ1, ДШ2, У11, У1м - запускаются тактовыми импульсами, которые выраба-

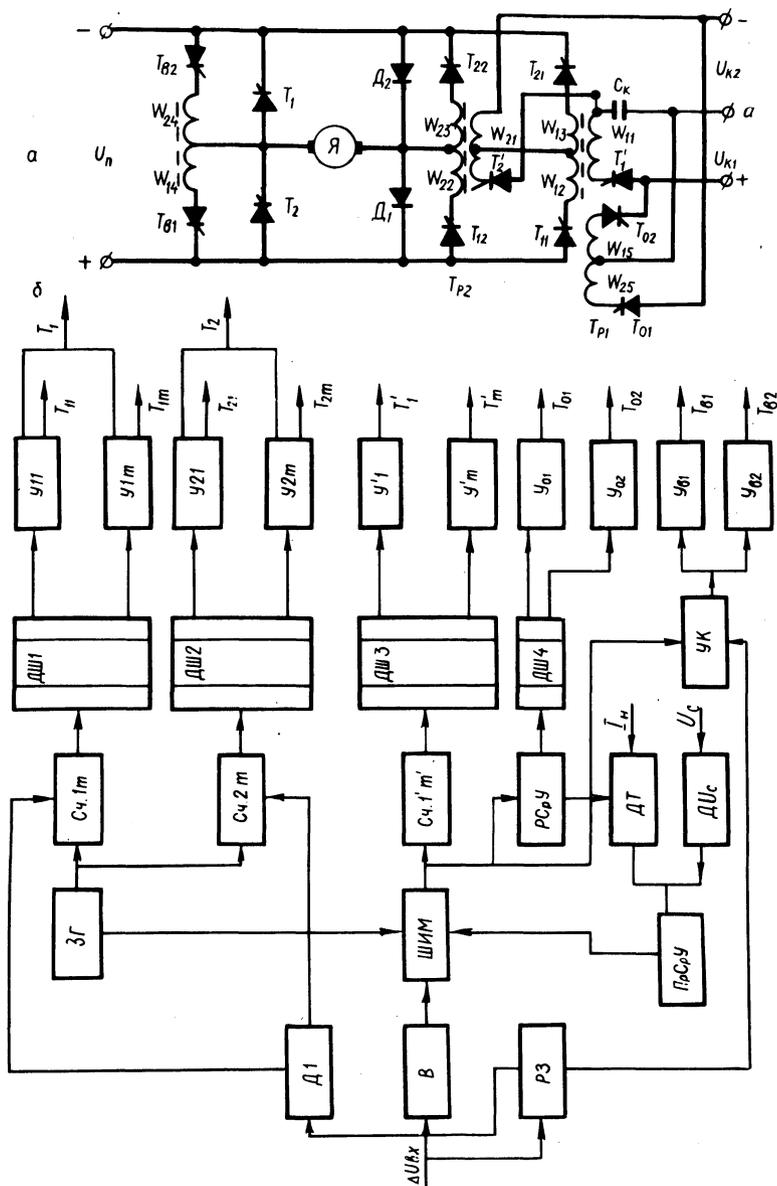


Рис. 1. Реверсивный тиристорный ШИП с многофазным принципом управления: а—принципиальная схема выходного каскада; б— блок-схема системы управления.

тываются генератором схемы управления (ЗГ). Вспомогательные (коммутирующие) тиристоры T'_1, T'_2 через логическую часть схемы управления — Сч. $I'm', DШЗ, Y'1, Y'm$ запускаются от широтно-импульсного модулятора (ШИМ). Такое построение схемы управления тиристорными преобразователями позволяет отключать ток нагрузки сразу же при достижении им критической величины ($I_{н.гр}$).

В схеме заведена обратная связь с коммутирующего конденсатора на ШИМ, позволяющая регулировать величину тока нагрузки (i_n) в функции напряжения на конденсаторе (U_c). Регулирование производится так, чтобы поддерживать в переходных режимах время действия обратного напряжения ($t_{обр}$) на силовом тиристоре постоянным, поэтому обратная связь начинает действовать только после достижения током нагрузки величины $I_{н.гр}$.

Выходной каскад (рис. 1, а), помимо указанных элементов, содержит цепи рекуперации энергии (T_{01}, W_{25} и T_{02}, W_{15}) в цепь источника коммутации, которые поочередно включаются при всех значениях тока нагрузки, лежащих в пределах

$$0 \leq |i_n| < I_{н.гр} \quad (1)$$

$W_{14}, W_{15}, W_{24}, W_{25}$ — вторичные обмотки соответствующих коммутирующих трансформаторов Tr_1, Tr_2 .

Для реверсирования вых одного напряжения преобразователя используются тиристоры $T_{в1}, T_{в2}$ и вторичные обмотки трансформаторов Tr_1 и Tr_2 . В зависимости от полярности входного сигнала ($\Delta U_{вх}$) через поляризованное реле (РЗ) управляемый ключ (УК) включает цепь управления тиристором $T_{в1}(T_{в2})$.

Схема управления таким преобразователем представлена на рис. 1, б. Ток якоря измеряется датчиком тока (ДТ), сигнал которого поступает на два сравнивающих устройства. Релейное сравнивающее устройство (Р.Ср.У) представляет собой ключ, вырабатывающий сигнал запрета на формирование импульсов, включающих тиристоры T_{01} и T_{02} , обеспечивая тем самым отключение цепей рекуперации при $i_n \geq I_{н.гр}$.

На вход пропорционального сравнивающего устройства (П.Ср.У) с зоной нечувствительности, определяемой величиной тока нагрузки в выражении (1), поступает два сигнала: сигнал от датчика тока и сигнал от датчика напряжения на коммутирующем конденсаторе (DU_c).

При достижении током нагрузки значений $i_H \approx I_H^{н.н.р}$ снимаются управляющие импульсы с тиристоров T_{01}, T_{02} и начинается быстрый рост напряжения на конденсаторе (U_C) . Увеличение напряжения на конденсаторе "разрешает" расти току нагрузки, но так, чтобы время действия обратного напряжения ($t_{обр}$) на запираемом силовом тиристоре оставалось постоянным.

Рассматриваемая система является существенно нелинейной.

Анализ переходных процессов в такой системе удалось осуществить путем сочетания метода фазовой плоскости [3] для коммутационных процессов и графического метода [4] для процессов в нагрузке.

При анализе коммутационных процессов и процессов в нагрузке использованы относительные величины [5].

В переходном режиме коммутирующей цепи, когда цепь рекуперации энергии отключается, связь между дискретными значениями относительного напряжения на конденсаторе в конце и начале коммутационного интервала определяется следующими уравнениями:

$$x[n+1] = 1 + \exp(-\Delta + D\varphi[n]) \left\{ (x[n] - 1) \cos \varphi[n] + I_H^{-1}[n] x[n] \sin \varphi[n] \right\}; \quad (2)$$

$$\varphi[n] = \frac{I_H^{-1}[n]}{x[n] - 1},$$

где x - относительная величина напряжения на конденсаторе; $I_H^{-1}[n]$ - относительная величина тока нагрузки; $\varphi[n]$ - приведенный коэффициент затухания коммутирующего контура.

Разностное уравнение (2) нелинейно, решение его возможно методом припасовывания.

Из решений уравнения (2) для различных начальных значений тока нагрузки и напряжения на конденсаторе могут быть выбраны значения $I_H^{-1}[n]$ и $x[n]$ в моменты коммутации, при которых время, предоставляемое силовому тиристору на восстановление, постоянно. Для конкретных значений $I_H^{-1}[n]$, $x[n]$, Δ получены зависимости $x[n] = f(I_H^{-1}[n])$, приведенные на рис. 2, б. Тогда переходный процесс в рассматриваемой системе с разомкнутой главной обратной связью (связь по скорости) представляется следующей системой графо-аналитических зависимостей в относительных единицах.

Коммутирующий контур – семейством характеристик (рис.2,а)

$$x[n+1] = f(\bar{x}_H[n]).$$

Система управления – зависимостью $x[n] = f(I_H^{-1}[n])$ при $\theta = \text{const}$.

Электродвигатель – системой дифференциальных уравнений, описывающих соответственно движение вала двигателя на периоде коммутации, как при действии импульса напряжения, так и в момент паузы.

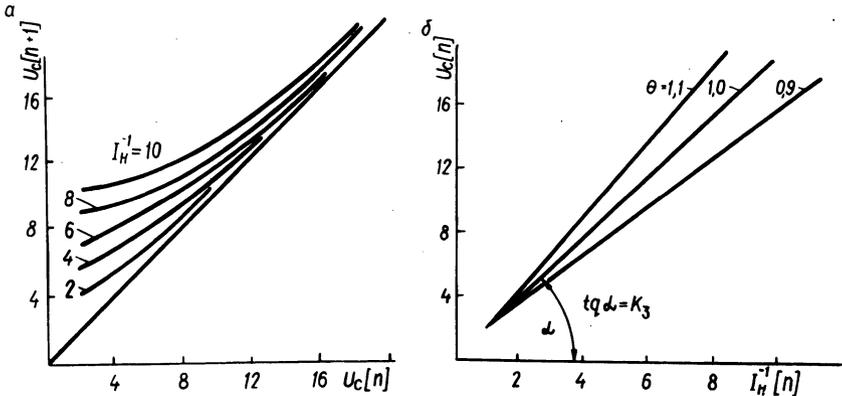


Рис. 2. Зависимости напряжений на коммутирующей емкости в переходных режимах: а— $\bar{U}_c[n+1] = f(\bar{U}_c[n])$; б— $\bar{U}_c[n] = f(I_H^{-1}[n])$.

Заменяя дифференциальные уравнения приближенными уравнениями в конечных разностях, получим расчетные соотношения, с помощью которых производится графическое построение переходного процесса.

В общем случае построение переходного процесса производится в четырех координатных системах: коммутирующего контура, системы управления и двух – для электродвигателя [4].

Рассмотрим переходный процесс при нулевых начальных значениях величин в электромеханической части системы.

Поскольку в начале переходного процесса нарастание тока в цепи якоря происходит быстрее, чем рост коммутирующей способности гасящего контура, то величина тока, которую может коммутировать контур в каждый дискретный момент времени, определяется величиной напряжения на коммутирующем

конденсаторе, т.е. гасящий контур определяет токовое состояние цепи якоря.

По мере увеличения напряжения на конденсаторе с каждым периодом коммутационная способность контура возрастает настолько, что можно будет гасить максимальный ток в цепи якоря. С этого момента начинается второй этап пуска, при котором тиристоры преобразователя полностью открыты и на якорь двигателя подается напряжение источника питания U_N . В момент времени, определяемый равенством значения тока в цепи якоря $i_{я}$ и номинальным значением тока якоря $I_{я,ном}$, включается цепь рекуперации и начинается третий период пе-

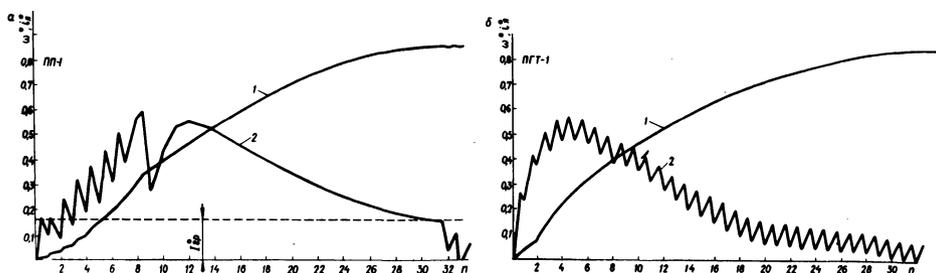


Рис. 3. Пуск двигателя на заданное значение скорости:
 а — при слежении за напряжением на коммутационной емкости и током якоря: 1 — $\omega^*(n)$, 2 — $i_{я}^*(n)$ при $i_{с}^* = 0,05$, $\gamma = var$, $I_{гр}^* = i_{н}^*$, $\theta = const$;
 б — без системы ограничения тока в цепи якоря: 1 — $\omega^*(n)$; 2 — $i_{я}^*(n)$ при $i_{с}^* = 0,05$; $\gamma = const = 0,75$.

редного процесса. На этом этапе отключаются цепи слежения за напряжением на конденсаторе и током якоря и вступает в действие ШИМ, управляемый только лишь входным сигналом системы.

На рис. 3 приведен общий вид переходных процессов в относительных величинах для тока якоря ($i_{я}^*$), скорости вращения вала двигателя (ω^*) в течение трех этапов пуска. Длительность первого этапа составляет $n_1 = 8$ периодов коммутации, второго — $n_2 = 22$ и третьего — $n_3 = 2$.

В ы в о д ы

Переходный процесс по току и скорости для системы с обратной связью по U_C и I_H несколько затянут на первоначальном этапе пуска, длительность которого в основном зависит от темпа роста коммутирующей способности контура гашения.

Скорость изменения тока якоря в системе с обратной связью по U_C и I_H значительно меньше, чем в других аналогичных системах, что создает более "мягкие" режимы работы для нагрузки.

При увеличении частоты коммутации абсолютное время первого этапа переходного процесса будет уменьшаться по сравнению с общим временем переходного процесса, т.е. двигатель будет обрабатывать возмущение с максимальным ускорением, причем в квазиустановившемся режиме преобразователь будет работать с высоким к.п.д.

Л и т е р а т у р а

1. Глазенко Т.А. Тиристорные широтно-импульсные преобразователи для систем электропривода постоянного тока. Л., 1968.
2. Кузьмин Б.П. и др. Схема управления тиристорного широтно-импульсного преобразователя повышенной частоты. — "Изв. вузов. Приборостроение", 1972, № 9.
3. Герман-Галкин С.Г. Исследование коммутационных процессов и расчет тиристорных широтно-импульсных преобразователей с независимой коммутацией в системах электропривода постоянного тока. Канд. дис. Л., 1970.
4. Башарин А.В. Расчет динамики и синтез нелинейных систем управления. — М.— Л., 1960.
5. Смельников А.П. Расчет нелинейных электромеханических систем. М., 1968.

СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ДЛЯ
РАСЧЕТА ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ
НЕСИНУСОИДАЛЬНОМ ПИТАЮЩЕМ НАПРЯЖЕНИИ

В работе рассматривается обобщенная схема замещения асинхронного двигателя (АД), применимая для расчета электромагнитных процессов при несинусоидальном питающем напряжении как в режиме непрерывного, так и в режиме прерывистого тока независимо от вида преобразователя частоты.

Запишем уравнения равновесия напряжений для первой фазы статора и приведенного ротора трехфазного двухполосного АД:

$$u_{s1} = i_{s1} R_s + L_s \frac{di_{s1}}{dt} + \frac{3}{2} l_m \frac{di_{s1}}{dt} + l_m \sum_{\phi=1}^3 x$$

$$x \left\{ \cos \left[\theta + (\phi - 1) \frac{2\pi}{3} \right] \frac{di'_{r\phi}}{dt} - \omega_r i'_{r\phi} \sin x \right.$$

$$\left. x \left[\theta + (\phi - 1) \frac{2\pi}{3} \right] \right\}; \quad (1)$$

$$0 = i'_{r1} R'_r + L'_r \frac{di'_{r1}}{dt} + \frac{3}{2} l_m \frac{di'_{r1}}{dt} + l_m \sum_{\phi=1}^3 x$$

$$x \left\{ \cos \left[\theta + (\phi - 1) \frac{2\pi}{3} \right] \frac{di_{s\phi}}{dt} - \omega_r i_{s\phi} x \right.$$

$$\left. x \sin \left[\theta + (\phi - 1) \frac{2\pi}{3} \right] \right\}, \quad (2)$$

где $\phi = 1, 2, 3$ — номер фазы АД; L_s, L'_r — индуктивности рассеивания обмоток статора и ротора; R_s, R'_r — активные сопротивления статора и ротора; l_m — максимальное значение взаимной индуктивности обмоток фазы статора и ротора; ω_r — скорость вращения ротора; θ — угол поворота ротора; $\theta = \omega_r t$; u_{s1} — напряжение, приложенное к первой фазе статора АД; i_{s1}, i'_{r1} — соответственно токи первой фазы статора и ротора.

Несинусоидальное напряжение u_{s1} питания АД можно представить в виде суммы первой гармоники $u_{s(1)}$ и высших гармоник $u_{s(u)}$ (напряжения искажений)

$$u_{s1} = u_{s(1)} + u_{s(u)}. \quad (3)$$

Для первой гармоники напряжения АД имеет обычную Т-образную схему замещения [1], для которой получаем уравнение в векторной форме

$$\dot{U}_{s(1)} = \dot{I}_{s(1)} \left(R_s + j \frac{X_s}{\nu} \right) - \dot{E}_{s(1)}, \quad (4)$$

где X_s — индуктивное сопротивление рассеивания статора АД на номинальной частоте ω_1 , $X_s = \omega_1 L_s$; ν — отношение номинальной частоты к выходной частоте преобразователя частоты, $\nu = \frac{\omega_1}{\omega_2} = \frac{f_1}{f_2}$, $E_{s(1)}$ — ЭДС намагничивающего контура Т-образной схемы замещения АД.

Скорость ротора АД определяется в значительной степени частотой первой гармоники питающего напряжения. Поэтому по отношению к полю высших гармоник он вращается со скольжением, близким к единице, т.е. для напряжения искажений АД можно рассматривать находящимся в режиме короткого замыкания [1]. Таким образом уравнения электрического равновесия при питании АД напряжением искажений могут быть получены из (1) и (2), приняв в них $\omega_r = 0$ и $\theta = \omega_r t = 0$:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_{s(u)} = R_s i_{s(u)} + L_s \frac{di_{s(u)}}{dt} + L_m \frac{di_{s(u)}}{dt} + L_m \frac{di'_r(u)}{dt}; \quad (5) \\ 0 = R'_r i'_r(u) + L'_r \frac{di'_r(u)}{dt} + L_m \frac{di'_r(u)}{dt} + L_m \frac{di_{s(u)}}{dt}, \quad (6) \end{array} \right.$$

где L_m — эквивалентная взаимная индуктивность от действия всех фаз статора и ротора, $L_m = \frac{3}{2} l_m$; $i_{s(u)}$, $i'_r(u)$ —

токи искажения фазы статора и ротора соответственно.

Уравнениям (5) — (6) соответствует схема замещения, показанная на рис. 1, а. В режиме короткого замыкания магнитный поток весьма мал, им можно пренебречь, приняв на-

магнетирующий ток от высших гармоник напряжения $i_{\mu(u)} = 0$. В результате приходим к выводу, что основной магнитный поток АД создается первой гармоникой напряжения, следовательно, основной поток и намагничивающий ток будут синусоидальными даже при несинусоидальном питающем напряжении. Токи искажений проходят по цепи статора и ротора, ми-

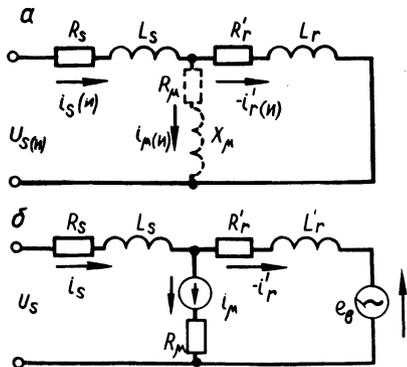


Рис. 1. Схемы замещения АД при несинусоидальном питающем напряжении.

нуя намагничивающий контур. Намагничивающий ток определяется из T-образной схемы замещения для первой гармоники напряжения в предположении, что полное сопротивление намагничивающего контура пропорционально частоте питающего напряжения [4]:

$$i_{m\mu} = i_{\mu(1)} = I_{m\mu(1)} \sin \left(\frac{\omega_1 t}{\nu} - \gamma - \varphi_{\mu} \right). \quad (7)$$

Здесь

$$I_{m\mu(1)} = \frac{\sqrt{2} \cdot E_{s(1)} \cdot \nu}{\sqrt{R_{\mu}^2 + X_{\mu}^2}}; \quad (8)$$

$$\varphi_{\mu} = \arctg \frac{X_{\mu}}{R_{\mu}}; \quad (9)$$

$$\gamma = \angle \left(\dot{U}_{s(1)}; \widehat{-\dot{E}_{s(1)}} \right), \quad (10)$$

где R_{μ}, X_{μ} — активное и индуктивное сопротивления контура намагничивания при номинальной частоте; $I_{m\mu}(1)$ — ток намагничивания от напряжения первой гармоники.

Известно, что при несинусоидальном питающем напряжении средний вращающий момент определяется первой гармоникой напряжения [1-4], или преобразованной в механическую электромагнитной мощностью. Поэтому при постоянной средней скорости ротора ЭДС вращения, характеризующая электро-механическое преобразование энергии, будет равна [2]

$$e_B = i_r^1 R_r \frac{1-s}{s}, \quad (11)$$

где s — скольжение ротора АД в поле первой гармоники; $i_r^1(1)$ — ток первой гармоники ротора.

На основании уравнений (3) — (11) объединим схемы замещения АД для первой и высших гармоник напряжения, с учетом синусоидальности намагничивающего тока и наличия ЭДС вращения в одну обобщенную схему (рис. 1,б). Включение в намагничивающий контур источника синусоидального тока i_{μ} исключает протекание в этом контуре токов от напряжения искажений. Предлагаемая схема замещения получена при некоторых допущениях, основным из которых является утверждение о синусоидальности основного потока. Обоснованность этого утверждения может быть подтверждена экспериментально. Однако непосредственное наблюдение потока по кривой э.д.с. в различного рода пробных обмотках, встраиваемых в АД, затруднено из-за влияния полей рассеивания. Сигнал, пропорциональный основному потоку, может быть получен из решения уравнения электрического равновесия (1), записанного в виде

$$u_{s1} = i_{s1} R_s + L_s \frac{di_{s1}}{dt} + \frac{d\psi}{dt}. \quad (12)$$

Для получения достоверной картины решение целесообразно проводить на АВМ методом физико-математического моделирования, когда в схему набора решения подаются реальные кривые u_{s1} и i_{s1} с АД. Кривая потока, полученная в результате решения уравнения (12), весьма близка к синусоиде (рис. 2, а). Кроме того, если на вращающемся АД отсоединить одну из статорных обмоток от источника несинусоидального напряже-

ния, в этой обмотке можно обнаружить синусоидальный сигнал (рис. 2, б). Этот сигнал наводится основным магнитным потоком, значит и поток будет изменяться во времени синусоидально. Данные экспериментальной проверки указывают, таким образом, на то, что основной магнитный поток создается первой гармоникой напряжения, а высшие гармоники влияния на поток не оказывают, т.е. намагничивающий ток в значительной степени синусоидален.

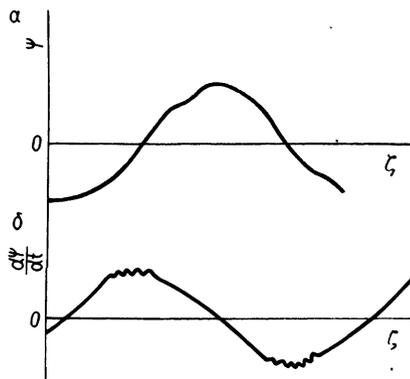


Рис. 2. Осциллограммы по данным экспериментального исследования: а—кривая главного потока из решения уравнения статора на АВМ; б—кривая э.д.с. от главного потока в разомкнутой статорной обмотке АД.

Предлагаемая схема замещения позволяет, с одной стороны, дать достаточно простое качественное объяснение некоторым явлениям в АД при несинусоидальном напряжении, а с другой—рассчитать кривые токов ротора и статора, мгновенные значения электромагнитного момента и скорости, не прибегая к методам гармонического анализа. При постоянных параметрах схемы замещения АД, показанной на рис. 1, б, расчет токов статора и ротора можно производить методом суперпозиции. Для расчета тока ротора составим уравнение равновесия напряжений схемы на рис. 1, б, обозначив $i_2 = -i_r'$:

$$i_{\mu} R_s + L_s \frac{di_{\mu}}{dt} + R_s i_2 + L_s \frac{di_2}{dt} + L_r' \frac{di_2}{dt} + R_r' i_2 = u_{s1} + e_B. \quad (13)$$

Поскольку i_{μ} — синусоидальный ток, то можно ввести в (13) дополнительную синусоидальную ЭДС

$$e_g = - (i_\mu R_s + L_s \frac{di_\mu}{dt}) . \quad (14)$$

Теперь уравнение (13) принимает вид

$$R_k i_r + L_k \frac{di_2}{dt} = u_{s1} + e_b + e_g ; \quad (15)$$

$$R_k = R_s + R_r' ; L_k = L_s + L_r' . \quad (16)$$

Две синусоидальные ЭДС объединяем в одну

$$e_b' = e_b + e_g . \quad (17)$$

Ток ротора определяется из (15) методом наложения от действия несинусоидального напряжения u_{s1} и синусоидальной ЭДС e_b' на контур с параметрами R_k, L_k . Ток статора равен

$$i_s = -i_r' + i_\mu = i_2 + i_\mu . \quad (18)$$

Исходя из предлагаемой схемы замещения АД и вытекающей из нее методики могут быть получены уравнения периодических кривых токов, потокосцеплений, электромагнитного момента и определены энергетические показатели электропривода.

В ы в о д ы

Предложена и обоснована схема замещения АД для расчета электромагнитных процессов при несинусоидальном питающем напряжении.

Приведена методика расчета токов ротора и статора по данной схеме замещения.

Л и т е р а т у р а

1. Грузов В.Л., Сабинин Ю.А. Асинхронные маломощные приводы со статическими преобразователями. Л., 1970. 2. Фираго Б.И., Готовский Б.С., Лисс З.А. Тиристорные циклоконверторы. Минск, 1973. 3. Фираго Б.И., Павлович С.Н. Выходное напряжение и ток преобразователя частоты с непосредственной связью при работе на асинхронный двигатель. — "Изв. вузов. Энергетика", 1972, № 3. 4. Булгаков А.А. Частотное управление асинхронными электродвигателями. М., 1966.

МЕТОД РАСЧЕТА ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ
В АСИНХРОННОМ ДВИГАТЕЛЕ ПРИ НЕСИНУСОИДАЛЬНОМ
ПИТАЮЩЕМ НАПРЯЖЕНИИ

При исследовании частотно-регулируемых приводов с асинхронными двигателями (АД) и вентильными преобразователями частоты (ВПЧ), имеющими несинусоидальное выходное напряжение, может быть использована обобщенная схема замещения АД при несинусоидальном питающем напряжении [1]. Поскольку вид уравнений токов, потокосцеплений и других электрических величин зависит от формы кривой напряжения, то методику расчета покажем на примере ступенчатого напряжения, характерного для инвертора (рис. 1, а).

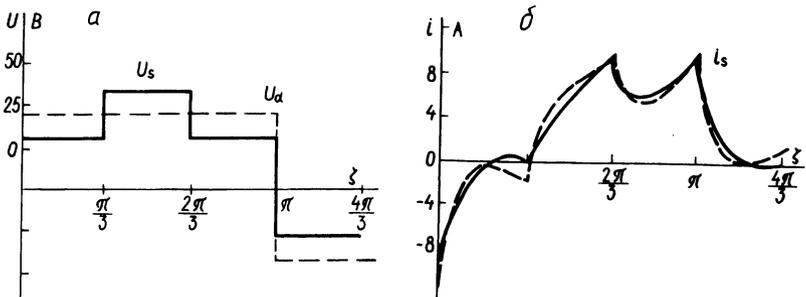


Рис. 1. Расчетные кривые при $\phi = \text{const}$, $f = 8,33$ Гц, $S_y = 0,105$: а — фазные напряжения ВПЧ и АД; б — фазный ток АД.

Асинхронный привод с ВПЧ может работать с нулевым проводом, связывающим нулевые точки источника и АД, и без него. По технико-экономическим показателям предпочтительнее работа без нулевого провода при отсутствии токов нулевой последовательности. Однако выражения для выходного напряжения ВПЧ записывать удобнее по отношению к нулевой точке источника. Решение уравнений при расчете токов в фазах АД также получается более простым при наличии нулевого провода между АД и ВПЧ. Известно [2], что результирующий вектор напряжения, тока, потокосцепления и других электрических величин не содержат нулевой последовательности. Поэтому целесообразно проводить расчет при условии, что нейтрали источника и АД связаны, а затем отыскивать фазные вели-

чины напряжений u_{s1} , токов i_{s1} при разорванных нейтралях в виде вещественной части соответствующего вектора:

$$\begin{aligned} u_{s1} &= \operatorname{Re}(\hat{u}_s) = u_{sx} = \frac{1}{3}(2u_{s10} - u_{s20} - u_{s30}) = \\ &= \frac{1}{3}(2u_{1u} - u_{2u} - u_{3u}); \end{aligned} \quad (1)$$

$$i_{s1} = \operatorname{Re}(\hat{i}_s) = i_{sx} = \frac{1}{3}(2i_{s10} - i_{s20} - i_{s30}), \quad (2)$$

где u_{s10} , u_{s20} , u_{s30} , i_{s10} , i_{s20} , i_{s30} — соответственно напряжения и токи в трех фазах АД при соединенных нейтралях источника и АД; u_{1u} , u_{2u} , u_{3u} — фазные выходные напряжения источника (ВПЧ).

Следует иметь в виду, что токи i_{s10} , i_{s20} , i_{s30} содержат составляющую нулевой последовательности, которая определена с некоторой ошибкой, ибо схема замещения АД для этой последовательности иная. Но это не оказывает влияния на конечный результат, так как при составлении результирующего вектора составляющая нулевой последовательности из уравнений исключается. Такой подход значительно упрощает уравнения для токов и других величин.

При трехфазном источнике ступенчатого напряжения (рис. 1, а) имеем

$$u_{\phi.u} = K_{\phi} \cdot U_d, \quad (3)$$

где $\phi = 1, 2, 3$ — индекс выходной фазы ВПЧ; U_d — наибольшее значение выходного напряжения относительно нулевой точки источника; K_{ϕ} — переключающая функция:

$$K_{\phi} = \frac{\sin \left[\xi - (\phi - 1) \frac{2\pi}{3} \right]}{\left| \sin \left[\xi - (\phi - 1) \frac{2\pi}{3} \right] \right|}. \quad (4)$$

Здесь $\xi = \omega_2 t = 2\pi f_2 t$, f_2 — выходная частота ВПЧ.

Подставив (3) с учетом индекса фазы в (1), получим фазное напряжение в АД при отсутствии нулевого провода

$$U_{s1} = \frac{1}{3}(2K_1 - K_2 - K_3) U_d = \frac{1}{3} \Pi_1 U_d. \quad (5)$$

Как следует из [1], ток статора i_s АД

$$i_s = -i_r' + i_\mu, \quad (6)$$

где i_r' -- приведенный ток ротора; i_μ -- синусоидальный ток намагничивания.

При питании АД ступенчатым напряжением для схемы замещения, показанной на рис. 1, б в [1], имеем дифференциальное уравнение для приведенного тока ротора первой фазы

$$u_{1u} + e_b' = i_{ro}' r_k + \omega_2 L_k \frac{di_{ro}'}{dt}, \quad (7)$$

где r_k , L_k -- параметры расчетного контура схемы замещения [1]. Далее

$$e_b' = e_b + e_\partial = E_{mb} \sin(\xi - \varphi_0); \quad (8)$$

$$e_b = i_r' R_r' \frac{1-s_\nu}{s_\nu}, \quad e_\partial = - (i_\mu R_s + L_s \frac{di_\mu}{dt}); \quad (9)$$

$$\varphi_0 = \angle (\dot{U}_{s(1)}; \hat{\dot{E}}_{mb}).$$

Скольжение s_ν зависит от принятого закона частотного регулирования АД. Например, при управлении АД по закону постоянства магнитного потока

$$s_\nu = s \cdot \nu, \quad (10)$$

где s -- скольжение на естественной механической характеристике АД.

Угол φ_0 находится из векторной диаграммы, построенной для первой гармоники напряжения статора, или рассчитывается аналитически [3].

Принимая параметры r_k и L_k постоянными, уравнение (7) разбиваем на два уравнения

$$u_{1u} = i'_{r1} r_k + \omega_2 L_k \frac{di'_{r1}}{dt}; \quad (11)$$

$$e'_b = i'_{r2} r_k + \omega_2 L_k \frac{di'_{r1}}{dt}. \quad (12)$$

Решения этих уравнений соответственно имеют вид:

$$i'_{r1} = A_1 e^{-\xi \operatorname{ctg} \varphi_k} + K_1 I_d; \quad (13)$$

$$i'_{r2} = A_2 e^{-\xi \operatorname{ctg} \varphi_k} - I_{mb} \sin(\xi - \varphi_o - \varphi_k). \quad (14)$$

Здесь

$$I_d = \frac{U_d}{r_k}; \quad (15)$$

$$I_{mb} = \frac{E_{mb}}{\sqrt{r_k^2 + (\omega_2 L_k)^2}}; \quad (16)$$

$$\operatorname{ctg} \varphi_k = \frac{r_k}{\omega_2 L_k}. \quad (17)$$

Суммируя (13) и (14), найдем

$$i'_{ro} = A e^{-\xi \operatorname{ctg} \varphi_k} + K_1 I_d - I_{mb} \sin(\xi - \varphi_o - \varphi_k). \quad (18)$$

Постоянную A находим из условия симметрии III ряда для кривой тока, т.е.

$$i(\xi=0) = -i(\xi=\pi). \quad (19)$$

Используя (18) в (19), получим

$$A = -\frac{2I_d}{1 + a^3}. \quad (20)$$

Здесь $a = e^{-\frac{\pi}{3} \operatorname{ctg} \varphi_k}$. (21)

С учетом периодичности экспоненциальной составляющей и индекса фазы можно записать уравнения кривой тока ротора при $0 \leq \xi < \infty$ для каждой из трех фаз в виде

$$i'_{r\phi_0} = K_\phi I_d \left[1 - \frac{2a^{\phi-1-3\epsilon_\phi}}{1+a^3} \cdot e^{-\xi \operatorname{ctg} \varphi_k} \right] - I_{mb} \sin \left[\xi - \varphi_k - \varphi_0 - (\phi-1) \frac{2\pi}{3} \right] , \quad (22)$$

где ϵ_ϕ -- целая часть частного $\epsilon_\phi = \frac{\xi}{\pi} + \frac{\phi-1}{3}$.
Уравнение тока ротора АД без нулевого провода найдем как вещественную часть результирующего вектора тока ротора:

$$-i'_r = V - We^{-\xi \operatorname{ctg} \varphi_k} - I_{mb} \sin (\xi - \varphi_k - \varphi_0) . \quad (23)$$

Здесь

$$V = \Pi_1 \cdot \frac{I_d}{3} ; \quad (24)$$

$$W = \frac{2I_d}{3(1+a^3)} \cdot (2K_1 a^{-3\epsilon_1} - K_2 a^{1-3\epsilon_2} - K_3 x a^{2-3\epsilon_3}) . \quad (25)$$

В соответствии с (6) и (25) получаем уравнение тока статора АД, работающего от ВПЧ без нулевого провода (рис. 1, б)

$$i_s = i_{sx} = i'_r + I_{m\mu} \sin (\xi - \varphi_\mu - \gamma) . \quad (26)$$

Здесь

$$I_{m\mu} = \frac{\sqrt{2 \cdot E_{s1} \cdot \gamma}}{\sqrt{r_\mu^2 + x_\mu^2}} ; \quad (27)$$

$$\gamma = \angle (\dot{U}_{s(1)} ; \hat{\dot{E}}_{s(1)}); \quad (28)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_{\mu} = \frac{x_{\mu}}{r_{\mu}}, \quad (29)$$

$E_{s(1)}$, x_{μ} , r_{μ} — соответственно э.д.с., индуктивное и активное сопротивления намагничивающего контура по Т-образной схеме замещения [1]. Имея уравнения токов ротора и статора, можем найти их действующие значения:

$$I_r = \frac{2\sqrt{2}}{3} I_d \sqrt{F}; \quad I_s = \frac{2\sqrt{2}}{3} I_d \sqrt{G}; \quad (30)$$

$$F = 1 - \frac{3}{2\pi} \frac{1-a^2}{1-a+a^2} \operatorname{tg} \varphi_k + \frac{9}{16} g_1^2 - \frac{9}{2\pi} g_1 \cos \varphi_0 \cos \varphi_k;$$

$$G = F + \frac{9}{16} g_2^2 + \frac{9}{2\pi} g_2 \cos \varphi_k \cos (\varphi_k - \varphi_{\mu} - \gamma) -$$

$$- \frac{9}{8} g_1 g_2 \cos (\varphi_k + \varphi_0 - \varphi_{\mu} - \gamma);$$

$$g_1 = \frac{I_{mb}}{I_d}, \quad g_2 = \frac{I_{m\mu}}{I_d}.$$

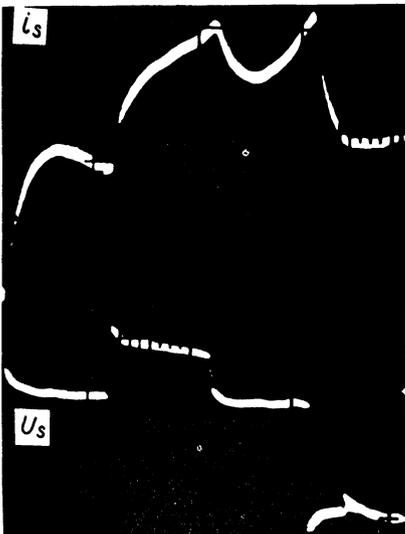


Рис. 2. Оциллограммы фазных тока и напряжения АД в расчетном режиме.

Используя уравнения для мгновенных и действующих значений тока статора и ротора АД, можно определить основные энергетические показатели привода: коэффициент искажений то-

ков, коэффициент мощности, коэффициент полезного действия, а также колебания электромагнитного момента и скорости [2]. На рис. 1, б приведена кривая тока статора АД типа АО2-42-6, 4 кВт, 960 об/мин, рассчитанная по (26) при $\Phi = \text{const}$, $s_2 = 0,105$, $f_2 = 8,33$ Гц. Сопоставление этой кривой с опытными данными (пунктирная кривая на рис. 1, б), полученными при осциллографировании тока и напряжения при питании АД от инвертора напряжения (рис. 2), подтверждает правильность предлагаемой методики расчета.

В ы в о д

Изложенная методика позволяет рассчитать токи статора и ротора АД при несинусоидальном питающем напряжении без применения метода гармонического анализа.

Л и т е р а т у р а

1. Фираго Б.И., Сидоров В.Г. Схема замещения АД для расчета электромагнитных процессов при несинусоидальном питающем напряжении (см. настоящий сборник). 2. Ковач К.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. М., 1963. 3. Фираго Б.И., Готовский Б.С., Лисс З.А. Тирис-торные циклоконверторы. Минск, 1973.

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

ДИНАМИКА ЭЛЕКТРОПРИВОДА ЛИФТА С ЧАСТОТНОУПРАВЛЯЕМЫМ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕМ

Важным вопросом при проектировании электроприводов лифтов является формирование скоростной диаграммы с соответствующими ограничениями величин ускорения и рывка в переходных процессах. В установках с нерегулируемым электроприводом такое формирование достигается путем создания специальных лифтовых асинхронных двигателей с соответствующей механической характеристикой и увеличением общего момента инерции установки. При этом удовлетворительных результатов удается достичь для лифтов со скоростью движения кабины не более 1 м/с. Однако даже в этом случае требование точ-

ной остановки кабины на уровне этажа приводит к необходимости применения двухскоростного двигателя, позволяющего снизить скорость движения перед остановкой. С ростом этажности и скорости лифтов необходимую скоростную диаграмму можно получить, применяя регулируемый электропривод. В [1] были рассмотрены возможности использования для этой цели частотноуправляемого электропривода со статическим преобразователем частоты на основе автономного инвертора. Там же показано, что в режиме "мягкого" пуска при законе частотного управления, например $E/f = \text{const}$, $\Phi_s = \text{const}$, дающим конгруэнтное семейство механических характеристик, можно в переходных процессах получить постоянный по величине динамический момент, практически независимый от нагрузки. Это достигается при постоянной интенсивности нарастания частоты питающего напряжения, которая определяет величину динамического момента.

Как показано в работах [2, 3], представлять лифтовую установку при исследовании ее динамики как кинематическую цепь с абсолютной жесткостью является ошибочным. При этом целесообразно учесть только упругость ветвей тяговых канатов, что позволяет упростить систему уравнений. Тогда лифтовую установку можно представить как трехмассовую систему, описываемую следующими дифференциальными уравнениями:

$$\left. \begin{aligned}
 m_k \frac{dv_k}{dt} &= C_k (s_{ш} - s_k) - F_{с.к} \\
 m_{ш} \frac{dv_{ш}}{dt} &= F - (G_k - G_{пр}) - C_k (s_{ш} - s_k) + C_{пр} x \\
 &\quad x (s_{пр} - s_k) ; \\
 m_{пр} \frac{dv_{пр}}{dt} &= -C_{пр} (s_{пр} - s_{ш}) - F_{с.пр},
 \end{aligned} \right\} (1)$$

где m — масса; v — линейная скорость; s — перемещение; G — сила тяжести; C — коэффициент жесткости канатов; F_c — силы сухого трения; $k, пр, ш$ — индексы соответственно кабины, противовеса, канатоведущего шкива; F — усилие на шкиве, создаваемое моментом двигателя $M_{дв}$ и связанное с ним соотношением $F = M_{дв} \cdot i_p : R_{ш}$ (i_p — передаточное число редуктора); $R_{ш}$ — радиус шкива.

Система (1) совместно с дифференциальными уравнениями, описывающими поведение асинхронного электродвигателя [3], образуют полную систему уравнений лифтовой установки с учетом упругих сил и электромагнитных переходных процессов. Решение полной системы уравнений проводилось на ЦВМ "Минск-22м", для чего была составлена программа расчета, причем уравнения двигателя записаны в неподвижных относительно статора координатных осях. По составленной программе был произведен расчет динамики (пуск, торможение —

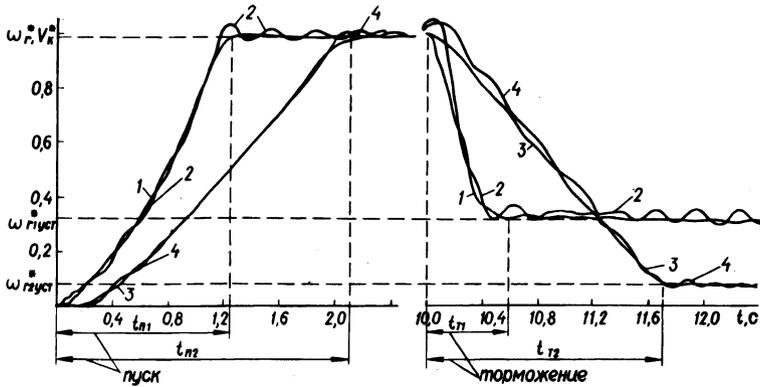


Рис. 1. Кривые изменения двигателя ω_r^* (1,3) и кабины v_k^* (2,4) в переходных процессах: 1,2—для двухскоростного; 3,4—для частотноуправляемого электропривода.

переход на пониженную скорость, наложение тормоза) существующего лифта массового применения грузоподъемностью 350 кгс и скоростью движения 0,65 м/с с двухскоростным двигателем типа АС2-72-6/18 ШЛ, а также расчет динамики с частотноуправляемым двигателем типа АС2-42-6 применительно к той же установке. В данном случае интерес представляют изменения скорости ротора двигателя $\omega_r(t)$ и кабины лифта $v(t)$, а также величины динамических усилий в канатах $F_k(t)$. В качестве примера на рис. 1; 2 приведены указанные зависимости (процесс пуска), наглядно характеризующие преимущества применения для лифта частотноуправляемого электропривода. Во-первых, достигается равноускоренное движение кабины лифта (рис. 1), что приводит к снижению колебаний

скорости кабины в процессе разгона и быстрейшему их затуханию после достижения кабиной установившейся скорости. Во-вторых, существенно снижаются динамические усилия в каналах (рис. 2).

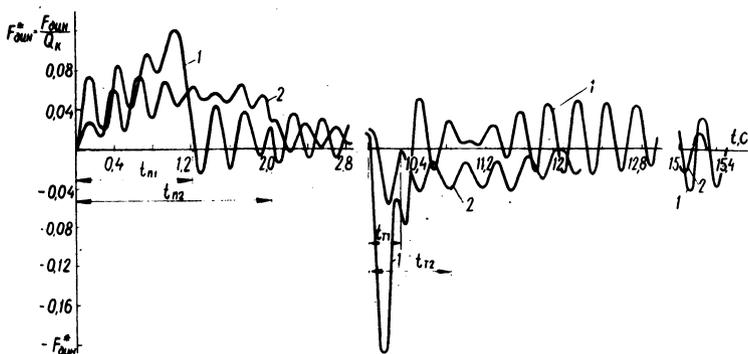


Рис. 2. Кривые динамических усилий в каналах: 1—при двухскоростном; 2—при частотноуправляемом электроприводе.

Заметное различие во временах пуска объясняется тем, что двухскоростной двигатель развивает в переходных процессах момент, равный $2,2\text{--}3,8 M_H$, в то время как у односкоростного двигателя отношение перегрузочной способности M_K / M_H при работе на естественной характеристике равно 1,8. Поэтому при работе частотно-управляемого асинхронного двигателя величина момента не превышает $1,8 M_H$.

Тормозные режимы лифтовой установки характеризуются в рассматриваемых случаях аналогичными явлениями.

Таким образом, можно сделать вывод, что применение частотноуправляемого электропривода для лифта улучшает динамику его работы и повышает комфортабельность передвижения пассажиров.

Л и т е р а т у р а

1. Беляев В.П. Исследование частотноуправляемого асинхронного электропривода для лифтовых установок. Канд. дис. Минск, 1975.
2. Комаров М.С. Динамика грузоподъемных машин. М., 1962.
3. Соколов М.М., Чупрасов В.В., Шейнянский А.В. Динамика электропривода лифта с двухскоростным асинхронным двигателем. — Труды МЭИ. М., 1972. № 149.

О ПУЛЬСАЦИЯХ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПРИ ПИТАНИИ ОТ НПЧ

На зажимы асинхронного двигателя, питаемого от преобразователя частоты с непосредственной связью (НПЧ), подается в общем случае несимметричная трехфазная система несинусоидальных по форме напряжений. Вследствие этого в двигателе, кроме основного момента, создаваемого от взаимодействия первых гармоник потока и тока ротора, возникает ряд добавочных моментов, обусловленных взаимодействием потоков и токов ротора высших гармонических. Добавочные моменты от взаимодействия одноименных высших гармоник потока и тока ротора порядка $K = 7, 13, 19, \dots$ являются двигательными, а $K = 5, 11, 17, \dots$ — тормозными. Возникают еще так называемые пульсирующие моменты, которые обусловлены взаимодействием гармонических потоков и токов ротора разных порядков. На среднюю величину вращающего момента АД пульсирующие моменты не влияют, так как среднее значение их равно нулю. Однако пульсации суммарного электромагнитного момента АД могут вызывать такие нежелательные явления, как неравномерность вращения двигателя и вибрацию механической части привода.

Аналитическое исследование пульсаций скорости вращения АД при питании от НПЧ требует выполнения большого количества расчетов и очень трудоемко. При наличии экспериментальной установки целесообразным является проведение исследований о пульсациях скорости вращения двигателя опытным путем с помощью различных датчиков.

Данная работа посвящена исследованию пульсаций скорости вращения АД при питании от однофазно-трехфазного НПЧ [1] экспериментальным путем с помощью импульсного датчика (кодирующий диск дает 120 импульсов за один оборот) скорости. В качестве исследуемого двигателя использовался АД мощностью 1 кВт, 1410 об/мин с дополнительным моментом инерции на валу, равным четырехкратному значению момента инерции ротора двигателя.

При различных режимах работы системы НПЧ — АД и различных частотах питающего двигателя напряжения были сняты на пленку ряд осциллограмм с помощью осциллографа типа МПО2. Одна из полученных осциллограмм приведена на рис. 1, а. На ней изображены фазное напряжение u , ток i и скорость вращения двигателя в виде серии импульсов, выдаваемых дат-

чиком скорости для частоты $f_2 = 0,8$ Гц в режиме непрерывного тока.

Обработка полученных осциллограмм с целью определения мгновенной скорости вращения АД производилась по следующей методике. Измерялись расстояния всех интервалов между импульсами на протяжении полупериода ($T_2/2$) выходного напряжения НПЧ. Для увеличения точности все интервалы между импульсами предварительно увеличивались в несколько раз через фотоувеличитель.

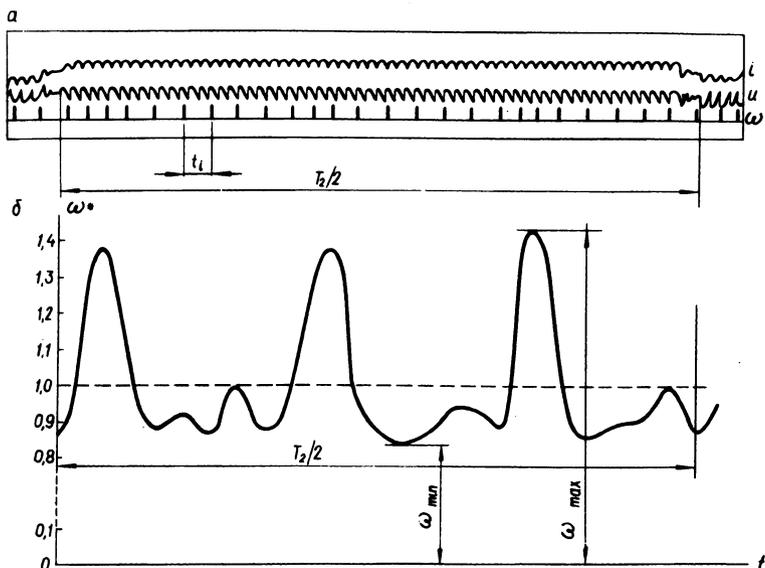


Рис. 1.

Тогда средняя скорость вращения АД за время $T_2/2$

$$\omega_{\text{ср}} = \frac{\varphi \cdot n}{\sum_{i=1}^n t_i},$$

где n -- число интервалов между импульсами за время $T_2/2$; φ -- угол поворота кодирующего диска датчика скорости на одно зубцовое деление; t_i -- длина i -го интервала, которая пропорциональна времени поворота диска датчика скорости на одно зубцовое деление.

Мгновенная скорость вращения АД на каждом интервале

$$\omega_i = \frac{\varphi}{t_i}.$$

В относительных единицах, принимая за базовую величину $\omega_{\text{ср}}$, мгновенная скорость вращения АД на i -ом интервале

$$\omega_i^* = \frac{\sum_{i=1}^n t_i}{n \cdot t_i} = \frac{\tau}{t_i},$$

Здесь $\tau = \frac{\sum_{i=1}^n t_i}{n}$ -- расстояние между соседними импульсами в случае равномерного вращения со скоростью $\omega_{\text{ср}}$.

Вычислив мгновенные скорости вращения АД для каждого интервала на протяжении $T_2/2$, строим график изменения скорости вращения двигателя. На рис. 1, б построен график изменения скорости вращения АД по осциллограмме рис. 1, а. Из этого графика видно, что амплитуда пульсаций скорости вращения двигателя, определяемая по формуле

$$\Delta\omega^* = \frac{\omega_{\text{max}} - \omega_{\text{min}}}{2 \omega_{\text{ср}}},$$

составляет величину 0,3. Наибольшие пульсации скорости вращения АД при этом имеют шестикратную частоту по отношению к частоте первой гармоники питающего двигателя напряжения.

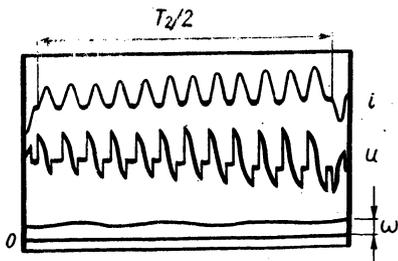


Рис. 2.

На рис. 2 приведена осциллограмма, показывающая характер изменения скорости вращения (нижняя кривая) АД типа АО-42/4 мощностью 2,8 кВт 1420 об/мин при питании от исследуемого НПЧ и работе в режиме прерывистого тока на частоте

4,2 Гц, где датчиком скорости служил тахогенератор типа ЭТ-7.

Амплитуда пульсаций $\Delta\omega^*$ скорости вращения АД зависит и от момента инерции I вращающихся частей системы электропривода. При постоянной частоте питающего двигателя напряжения значение $\Delta\omega^*$ уменьшается пропорционально увеличению I [2].

Анализ результатов, полученных при исследовании пульсаций скорости вращения АД при питании от НПЧ, показывает, что: а) наиболее выражены пульсации мгновенной скорости вращения с шестикратной частотой по отношению к частоте первой гармоники питающего двигателя напряжения; б) с уменьшением частоты питающего напряжения амплитуда пульсаций увеличивается (при частоте $f_2 = 10$ Гц $\Delta\omega^* = 0,03$; при $f_2 = 2,2$ Гц $\Delta\omega^* = 0,06$, а при $f_2 = 0,8$ Гц $\Delta\omega^* = 0,35$); в) в режиме непрерывного тока амплитуда пульсаций скорости вращения немного меньше, чем в режиме прерывистого тока (при $f_2 = 0,8$ Гц в режиме прерывистого тока $\Delta\omega^* = 0,35$, а в режиме непрерывного тока $\Delta\omega^* = 0,3$); г) амплитуда пульсаций при холостом ходе АД несколько больше, чем при нагрузке (при холостом ходе для $f_2 = 10$ Гц $\Delta\omega^* = 0,03$, а при номинальной нагрузке $\Delta\omega^* = 0,025$).

Л и т е р а т у р а

1. Фираго Б.И., Павлович С.Н. Преобразователь частоты с непосредственной связью на симисторах без уравнительных токов. — "Изв. вузов. Энергетика", 1970, № 8. 2. Беспалов В.Я., Копылов И.П. Переходные процессы в асинхронных двигателях при несинусоидальном напряжении. — "Электричество", 1971, № 8.

Т.Т. Розум

РАСЧЕТ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В МАГНИТНОМ УСИЛИТЕЛЕ БЕЗ ОБРАТНОЙ СВЯЗИ С ПОМОЩЬЮ НАПРАВЛЕННОГО ГРАФА

В следящих системах, в устройствах автоматического управления и регулирования важно знать факторы, которые качественно и количественно влияют на параметры переходных процессов магнитных усилителей (МУ) при различных режимах работы. В

выполненных исследованиях [1—2] рассматриваются режимы работы МУ с помощью линейных методов и поэтому результаты анализа не являются исчерпывающими.

В настоящей статье изложены результаты исследований по разработке методики расчета переходных процессов МУ без обратной связи с учетом нелинейных характеристик. Для этой цели используется направленный граф [3] МУ, на основе которого строится алгоритм расчета. Выбор типа аппроксимации в этом случае не имеет принципиального значения. По существу своему метод расчета на основе графа является методом последовательных интервалов с итерацией на каждом шаге [4], причем итерационные циклы видны на схеме графа. Анализ структуры графа исключает нерациональные варианты расчетных схем.

Рассматриваемый магнитный усилитель состоит из двух сердечников, на каждом из которых размещено по две обмотки: рабочая, с числом витков W , и управляющая, с числом витков W_0 (рис.1).

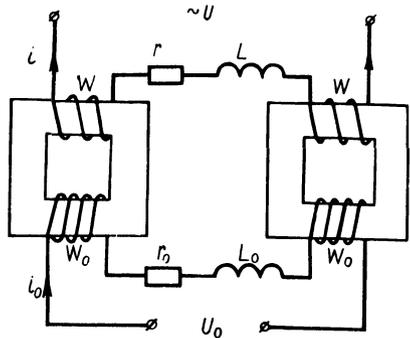


Рис. 1.

Полагая, что нагрузка МУ активно-индуктивная и цепь управления содержит линейную индуктивность L_0 для подавления четных гармоник, записываем следующие уравнения электрических и магнитных цепей усилителя:

$$\left. \begin{aligned}
 U_m \cos(\omega t + \varphi) &= w \frac{d\Phi_1}{dt} + w \frac{d\Phi_2}{dt} + ir + L \frac{di}{dt}; \\
 U_0 &= w_0 \frac{d\Phi_1}{dt} - w_0 \frac{d\Phi_2}{dt} + i_0 r_0 + L_0 \frac{di_0}{dt}; \\
 iw + i_0 w_0 &= i_I w; \quad iw - i_0 w_0 = i_{II} w.
 \end{aligned} \right\} (1)$$

Для приведенного МУ ($w_0 = w$) система уравнений (1) в относительных единицах [5] запишется так:

$$\left. \begin{aligned} u &= p\psi_1 + p\psi_2 + ir + p\psi; \\ u_0 &= p\psi_1 - p\psi_2 + i_0 r_0 + p\psi_0; \\ i + i_0 &= \text{sh}\psi_1; \\ i - i_0 &= \text{sh}\psi_2. \end{aligned} \right\} (2)$$

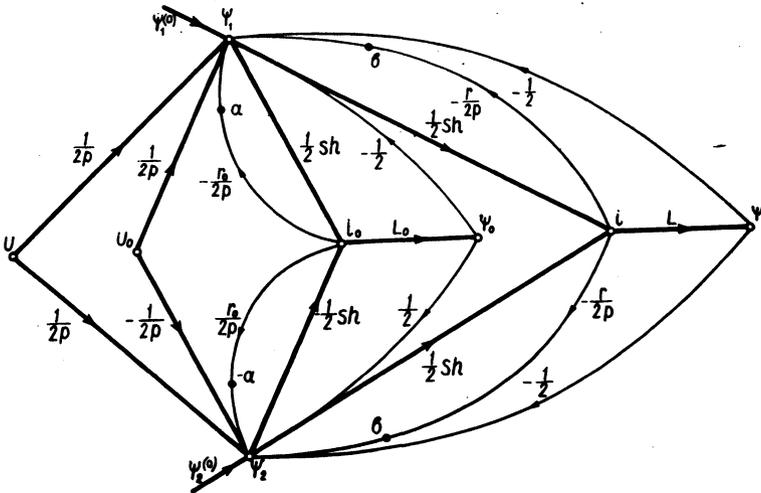


Рис. 2.

Система уравнений (2) может быть решена относительно каждой из зависимых переменных, соответственно граф МУ может иметь различную структуру. Анализ возможных модификаций показал, что граф, представленный на рис.2, обеспечивает наиболее устойчивую расчетную схему, так как прямые передачи графа достаточно точно определяют первые приближения потокосцеплений и токов МУ в соответствии с физическими процессами в нем. Обратные связи все отрицательны и преимущественно используют оператор интегрирования, что свидетельствует об устойчивости расчетной схемы.

Представленный граф (рис.2) построен на основе следующего решения исходной системы уравнений (2):

$$\Psi_1 = \frac{u}{2p} + \frac{u_0}{2p} - \frac{r}{2p} i - \frac{r_0}{2p} i_0 - \frac{\Psi}{2} - \frac{\Psi_0}{2};$$

$$\Psi_2 = \frac{u}{2p} - \frac{u_0}{2p} - \frac{r}{2p} i + \frac{r_0}{2p} i_0 - \frac{\Psi}{2} + \frac{\Psi_0}{2};$$

$$i = \frac{1}{2} \operatorname{sh} \Psi_1 + \frac{1}{2} \operatorname{sh} \Psi_2;$$

$$i_0 = \frac{1}{2} \operatorname{sh} \Psi_1 - \frac{1}{2} \operatorname{sh} \Psi_2$$

и вспомогательных соотношений

$$\Psi = Li; \quad \Psi_0 = L_0 i_0.$$

Наличие потока в сердечниках в момент коммутации учтено путем введения в узлы графа Ψ_1 и Ψ_2 дополнительных ветвей с постоянно действующими сигналами $\Psi_1^{(0)}$ и $\Psi_2^{(0)}$, соответствующими потокоцеплениям дросселей до момента коммутации.

Направленный граф указывает следующий порядок вычислений для $(k+1)$ -го интервала в первом приближении: потокоцепления Ψ_1 и Ψ_2 дросселей с учетом приращений потокоцеплений по ветвям обратных связей для момента времени t_k :

$$\Psi_{1(k+1)} = \frac{1}{2} \int_{t_0}^{t_{k+1}} u dt + \frac{1}{2} U_{0k+1} t_{k+1} + a_k''' + b_k''' -$$

$$- \frac{1}{2} L_0 i_{0k}''' - \frac{1}{2} L i_k''' + \Psi_1^{(0)};$$

$$\Psi_{2(k+1)} = \frac{1}{2} \int_{t_0}^{t_{k+1}} u dt - \frac{1}{2} U_{0k+1} t_{k+1} - a_k''' + b_k''' +$$

$$+ \frac{1}{2} L_0 i_{0k}''' - \frac{1}{2} L i_k''' + \Psi_2^{(0)};$$

токи цепей управления и нагрузки и соответствующие им приращения потокосцеплений a_{k+1} , b_{k+1} по ветвям обратных связей:

$$i_{o(k+1)} = \frac{1}{2} \text{sh } \Psi_{1(k+1)} - \frac{1}{2} \text{sh } \Psi_{2(k+1)};$$

$$a_{k+1} = -\frac{1}{4} r_o (i_{o(k+1)} + i_{ok}^{\text{III}}) \Delta t + a_k^{\text{III}};$$

$$i_{k+1} = \frac{1}{2} \text{sh } \Psi_{1(k+1)} + \frac{1}{2} \text{sh } \Psi_{2(k+1)};$$

$$b_{k+1} = -\frac{1}{4} r (i_{k+1} + i_k^{\text{III}}) \Delta t + b_k^{\text{III}}.$$

Более точные значения исследуемых величин определяются в процессе итераций, которые выполняются согласно контурам обратной связи графа.

Таким образом, алгоритм расчета переходных характеристик на каждом интервале определяется структурой графа. Первые грубые приближения исследуемых функций для момента времени $t_{k+1} = t_k + \Delta t_{k+1}$ равны сумме значения функции, соответствующего моменту времени t_k и приращений ее на интервале Δt_{k+1} по прямым ветвям графа. Желаемая точность достигается в процессе итерационной обработки.

На основе предложенного графа и соответствующего ему алгоритма расчета могут быть исследованы переходные процессы МУ в режиме активной и активно-индуктивной нагрузки (при активной нагрузке полагаем $L = 0$, в результате чего исчезают одна прямая и две обратные ветви графа).

По предложенной методике проведены расчеты переходных процессов МУ (рис. 1) при различных режимах работы (менялся характер и параметры нагрузки, параметры цепи управления).

Магнитный усилитель выполнен на дросселях со следующими данными: сечение сердечника ($S = 25,3 \text{ см}^2$); длина средней силовой линии ($l = 31,8 \text{ см}$); число витков обмоток ($w = 100 \text{ вит}$; $w_o = 400 \text{ вит}$).

Кривая намагничивания материала сердечников аппроксимирована выражением

$$H = 20,7 \text{ sh } 4, 13 B.$$

Питающее напряжение цепи нагрузки

$$u = 120\sqrt{2} \cos(\omega t + \varphi) \text{ В,}$$

цепи подмагничивания

$$U_0 = 12,3 \text{ В.}$$

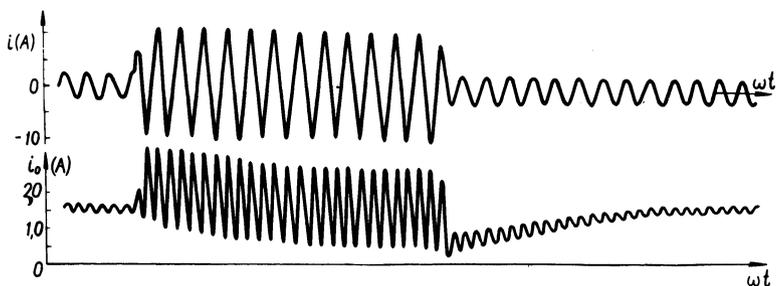


Рис. 3.

На рис. 3 приведены результаты расчета переходных процессов МУ при скачкообразном изменении параметров активной нагрузки. Здесь сопротивление нагрузки изменяется скачком от 54 Ом до 14 Ом, фаза переменного напряжения в момент скачка $\varphi = 30^\circ$, затем имеет место второй скачок от 14 Ом до 54 Ом, фаза напряжения $\varphi = 0$.

Погрешность расчетных характеристик в сравнении с результатами осциллографирования не превышает 12%.

Л и т е р а т у р а

1. Розенблат М.А. Магнитные усилители. М., 1963.
2. Липман Р.А., Негневицкий И.Б. Быстродействующие магнитные и магнитно-полупроводниковые усилители. М.—Л., 1960.
3. Мэзон С. Электронные цепи, сигналы и системы. М., 1963.
4. Демидович Б.П., Марон И.А. Основы вычислительной математики. М., 1966.
5. Бамдас А.М., Кулинич В.А., Шапиро С.В. Статические электромагнитные преобразователи частоты и числа фаз. М.—Л., 1961.

КОМПЛЕКСНЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ ПЕРЕДАЧИ
ОДНОЗНАЧНЫХ СИММЕТРИЧНЫХ НЕЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ
И НАСЫЩЕНИЯ В СТАТИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ
ЭЛЕКТРОПРИВОДА

При разработке нелинейных систем в основном используются приближенные методы их исследования, обосновывающиеся синусоидальной формой воздействия на входе нелинейностей, включенных в типовую замкнутую структуру [1]. В действительности же, форма воздействия на нелинейности близка к синусоидальной только в конечной области частотного диапазона, в начальной и средней областях она несинусоидальна. Вследствие этого происходит смещение центров симметрии огибающих гармоник на входе и выходе нелинейностей, возникают фазовые сдвиги по отдельным гармоникам, коэффициенты передачи становятся комплексными. Учет комплексности нелинейностей необходим для точной оценки колебательных процессов в замкнутых структурах.

Результаты работы получены двумя способами: с помощью ЭЦВМ и на специальной модели. Вычислительные программы реализуют метод припасовывания, в котором определяется огибающая вынужденных колебаний, из нее выделяются амплитуды и фазы отдельных гармоник на входе и выходе нелинейностей. Специальная электронная модель позволяет визуально наблюдать огибающую колебаний в диапазоне частот 50—200 Гц, а также непосредственно измерять амплитуды и фазы первой и ближайших высших гармоник обычными избирательными приборами и фазометрами.

Установлено, что в начальной области частотного диапазона статических систем вплоть до частоты $\omega = 0,1 \frac{1}{T_{\text{наиб}}}$

можно пренебречь влиянием инерционной части. Тогда коэффициенты передачи принимают вид:

для насыщения

$$K_H = \frac{K_{\text{нел}} (2\varphi + \sin 2\varphi)}{\pi(1 + K_L K_{\text{нел}}) - K_L K_{\text{нел}} (2\varphi + \sin 2\varphi)} ;$$

$$\sin \varphi = \frac{B(1 + K_L K_{\text{нел}})}{A K_L} ,$$

для нечувствительности

$$K_H = \frac{K_{\text{нел}} (\pi - 2\varphi - \sin 2\varphi)}{\pi (1 + K_L K_{\text{нел}}) - K_L K_{\text{нел}} (\pi - 2\varphi - \sin 2\varphi)} ;$$

$$\sin \varphi = \frac{B}{A K_L} .$$

Здесь A — амплитуда внешнего воздействия $A \sin \omega t$ на входе типовой структуры с единичной обратной связью, состоящей из линейной части и нелинейного звена (НЗ); K_L — коэффициент усиления линейной части; $K_{\text{нел}}$ — тангенс угла наклона нелинейности; B — точка перегиба прямых, составляющих нелинейность.

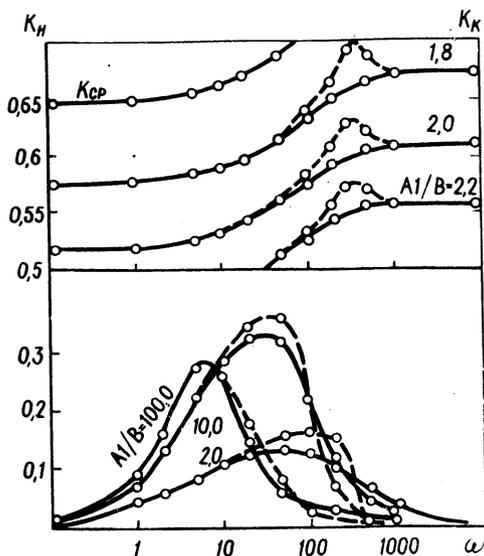


Рис. 1. Амплитудные и фазовые частотные характеристики коэффициентов передачи насыщения.

Коэффициенты передачи начальной области частотного диапазона зависят от амплитуды A , коэффициента усиления K_L и имеют вещественный характер.

Применительно к среднечастотной области проведены исследования для типовых несимметричных и симметричных ЛАХ различных порядков с целью обобщения результатов. Установлено

правило переноса частот, в соответствии с которым вид зависимостей среднечастотной области, полученных для типовых ЛАХ, не изменяется при пропорциональном переносе масштаба постоянных времени линейной части и масштаба частот. Определены параметры переноса частот: коэффициент усиления линейной части $K_{л}$, показатель колебательности системы M , первая, наибольшая постоянная времени $T_{наиб}$ и значения коэффициента передачи $K_{н}$ начальной области, полученные из формул (1), (2).

На рис. 1 приведены амплитудные и фазовые частотные характеристики коэффициентов передачи насыщения в системах с линейной частью первого (сплошные линии) и пятого порядков (пунктирные). Постоянная времени T линейной части системы первого порядка и $T_{наиб}$ линейной части пятого порядка приняты равными 0,1 с. Коэффициенты усиления $K_{л} = 100$, $K_{нел} = 1$, показатель колебательности системы пятого порядка $M = 1,5$. На оси $K_{н}$ отложены значения коэффициентов передачи насыщения в начальной области диапазона, на оси $K_{к}$ — значения конечной области. Переход характеристик от значений начальной области к значениям конечной происходит по кривым, подобным обратным амплитудно-частотным характеристикам эквивалентных замкнутых линейных систем

$$K_{ср}(\omega) \cong K_{н} + (K_{к} - K_{н}) W_{з} \left(\frac{\gamma}{\omega} \right), \quad (3)$$

где $W_{з} \left(\frac{\gamma}{\omega} \right)$ — относительная обратная ампли-

тудно-частотная характеристика эквивалентной замкнутой линейной системы; $\omega_{он}$ — частота нелинейного резонанса. Она отличается от резонансной частоты линейной части. Например, на графике (рис. 1) $\omega_{он}$ равна 350 рад/с, в то время как $\omega_{о} = 1065$ рад/с. γ — коэффициент для переноса вдоль частотной оси $W_{з}$, $\gamma = \omega_{он} \omega_{о}$. Показатель колебательности $W_{з} \left(\frac{\gamma}{\omega} \right)$ зависит от амплитуды первой гармоники на входе нелинейного звена и от показателя колебательности M .

Фазочастотные характеристики подобны разностной фазовой характеристике разомкнутого φ_1 и замкнутого φ_2 состояний линейной части

$$\varphi = f(\varphi_1 - \varphi_2). \quad (4)$$

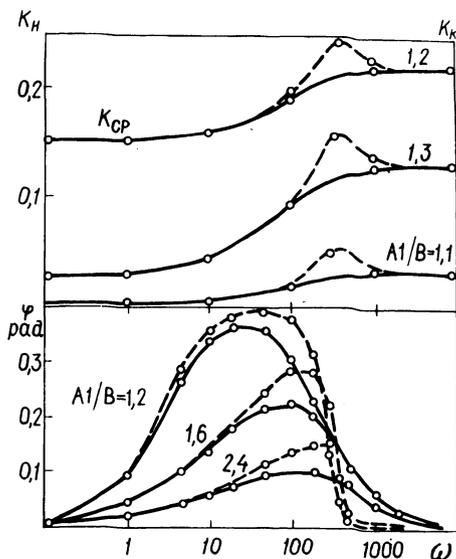


Рис. 2. Амплитудные и фазовые частотные характеристики коэффициентов передачи нечувствительности.

Экстремумы коэффициентов передачи НЗ располагаются над участками семейства фазовых характеристик с повышенной крутизной убывания.

На рис. 2 приведены амплитудные и фазовые частотные характеристики коэффициентов передачи нечувствительности, полученные при тех же значениях линейной части. Сопоставляя рис. 1 и 2, можно сделать заключение о подобии колебательных процессов в системах с нечувствительностью и насыщением.

Результаты работы устанавливают точный вид частотных характеристик нечувствительности и насыщения в начальной средней и конечной областях частотного диапазона. Их необходимо учитывать при оценке устойчивости, качественных показателей разрабатываемых нелинейных замкнутых структур, при исследовании вынужденных колебательных режимов.

Л и т е р а т у р а

1. Попов Е. П., Пальтов И. П. Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем. М., 1960.

А. А. Мазуренко, В. М. Бладыко,
 М. З. Эгировский, В. Н. Горбарук,
 Л. И. Демиденко, О. А. Дементьев,
 В. М. Климович

ФЕРРОРЕЗОНАНСНЫЙ СТАБИЛИЗАТОР СИНУСОИДАЛЬНОГО НАПРЯЖЕНИЯ

Феррорезонансные стабилизаторы напряжения находят широкое применение в современной технике. Они имеют сравнительно простое устройство, обладают высокой надежностью в эксплуатации, нечувствительны к перегрузкам и механическим воздействиям. В то же время они позволяют получить достаточную для практики стабилизацию выходного напряжения.

Существующие феррорезонансные стабилизаторы обладают следующими недостатками: зависимостью выходного напряжения от изменения частоты источника питания; искажением формы кривой выходного напряжения; зависимостью выходного напряжения от характера и величины нагрузки.

Некоторые из указанных недостатков могут быть устранены путем изменения схемы стабилизатора, что в свою очередь приводит к увеличению его веса.

В настоящей статье описывается новая схема стабилизатора, обладающая улучшенными характеристиками. Предлагаемая схема отличается от известных введением компенсационного звена, в качестве которого применяется емкость C_k , включенная последовательно с нелинейным контуром (рис. 1).

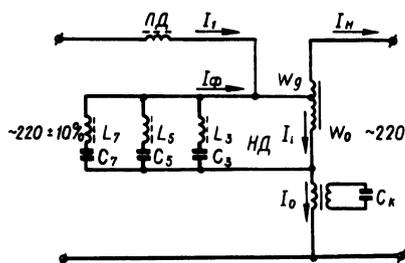


Рис. 1. Принципиальная схема стабилизатора.

Наличие фильтров высших гармоник (3-я, 5-я и 7-я) обеспечивает синусоидальную форму напряжения на всех звеньях стабилизатора. Поэтому исследование и расчет такой схемы может проводиться символическим методом с построением соответствующих векторных диаграмм.

Для получения вольт-амперной характеристики нелинейного контура $U_o = f(I_o)$ необходимо сложить вольт-амперные характеристики фильтров $I_{\phi} = f(U_o)$ и нелинейной индуктивности по первой гармонике $I_{L1} = f(U_o)$, учитывая при этом, что указанные токи находятся в противофазе, т.е. $I_o = I_{L1} - I_{C1}$ (рис. 2). Рабочим участком характеристики является линейный участок $m-n$ $U_o = f(I_o)$, лежащий в области насыщения нелинейной индуктивности. В цепи нагрузки последовательно с нелинейным контуром включается компенсирующий конденсатор C_k и линейный дроссель X_L . Емкость конденсатора C_k выбирается такой, чтобы скомпенсировать наклон к оси I в.а.х. $U_o = f(I_o)$, т.е.

$$X_{ск} = \frac{m_U}{m_I} \operatorname{tg} \alpha,$$

где m_U -- масштаб напряжения; m_I -- масштаб тока.

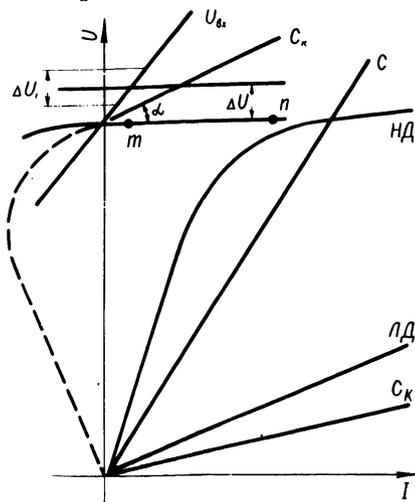


Рис. 2. Вольтамперные характеристики стабилизатора.

Сопротивление линейного дросселя выбирается из условия получения желаемого наклона в.а.х. $U_{вх} = f(I_1)$.

Необходимо отметить, что график рис. 2 построен для режима холостого хода стабилизатора. При изменении тока нагрузки будут изменяться токи I_1 и I_o . Это приводит к

перемещению рабочей точки в пределах линейного участка $m-n$ в.а.х. $U_o = f(I_o)$, т.е. выходное напряжение $U_{\text{вых}}$ будет оставаться постоянным по амплитуде и синусоидальным по форме. Для получения оптимальных параметров стабилизатора было произведено моделирование его схемы. С этой целью были изготовлены регулируемые звенья стабилизатора: нелинейный дроссель, линейный дроссель, магазин емкостей, соответствующие фильтры и экспериментально установлены оптимальные значения параметров отдельных звеньев.

По результатам исследования модели спроектирован и изготовлен стабилизатор со следующими данными:

1. $S_n = 0,8 \text{ кВ}\cdot\text{А}$; 2. $U_1 = 220 \pm 20 \text{ В}$; 3. $I_n = 0 \div I_{2n}$,
 $\cos \varphi_2 = 0,5 \div 1$; 4. $U_2 = 220 \pm 2 \text{ В}$; 5. Коэффициент нелинейных искажений не более 2%.

В ы в о д ы

Предложенная схема феррорезонансного стабилизатора позволяет осуществлять стабилизацию напряжения как при изменении входного напряжения, так и при изменении нагрузки.

Применение компенсирующего конденсатора позволило существенно повысить коэффициент стабилизации и уменьшить коэффициент нелинейных искажений выходного напряжения.

Н.Е. Кириенко, А.С. Родионов,
В.Д. Бендигов, Л.С. Вораксо

ПОВЫШЕНИЕ РАЗРЕШАЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ КОНЕЧНЫХ БЕСКОНТАКТНЫХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ

В последнее время в станках с числовым программным управлением получили большое распространение числоимпульсные линейные и круговые датчики. Из них наиболее просты и надежны датчики, выполненные на основе конечных бесконтактных выключателей типа КВД и БВК. Как известно, эти выключатели содержат релаксационный генератор с трансформаторной обратной связью и усилитель на транзисторах. При введении в щель выключателя металлической пластины -- экрана -- изменяется

коэффициент обратной связи генератора, что приводит к срабатыванию выключателя.

Недостатками линейных и круговых датчиков, выполненных на указанных бесконтактных выключателях, является малая разрешающая способность, обусловленная значительными размерами экранирующей пластины.

С целью повышения разрешающей способности выключателей типа КВД при применении их в круговых импульсных датчиках были проведены исследования, в которых изменялись размеры и скорость перемещения экранирующей пластины — лепестка, а также применялся дополнительный экран.

Основные технические данные исследованного выключателя:

Тип	КВД=3=24
Напряжение питания постоянного тока, В	24 $\begin{matrix} +2,4 \\ -3,6 \end{matrix}$

Минимальные размеры экранирующей пластины, вызывающей надежное срабатывание выключателя (ширина \times толщина), мм 8 \times 0,5

Максимальная частота срабатывания выключателя при активной нагрузке, кГц 5

Дифференциал хода (разность между точками включения и отключения при входе и выходе экранирующей пластины), не более, мм 1,5

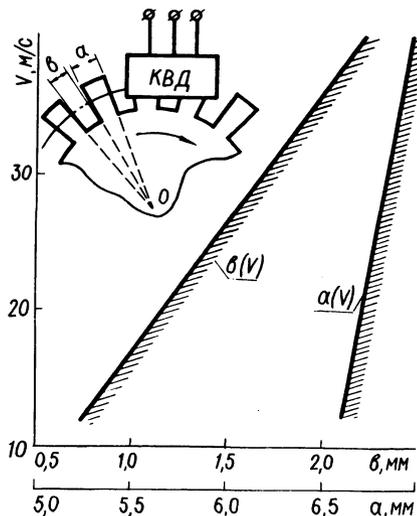


Рис. 1.

На рис. 1 приведены экспериментальные зависимости минимальной ширины a экранирующего лепестка и ширины паза b

между лепестками от скорости их перемещения относительно чувствительной зоны КВД. Области, расположенные справа от линий $a(v)$ и $b(v)$, являются областями надежной работы КВД. В общем виде зависимости $a(v)$ и $b(v)$ могут быть описаны эмпирическими выражениями:

$$\begin{cases} a(v) = K_1 a_{\min} + 0,0045v; \\ b(v) = K_2 a_d + 0,18v, \end{cases} \quad (1)$$

где a_{\min} — минимальная паспортная ширина экрана; a_d — дифференциал хода; K_1, K_2 — коэффициенты.

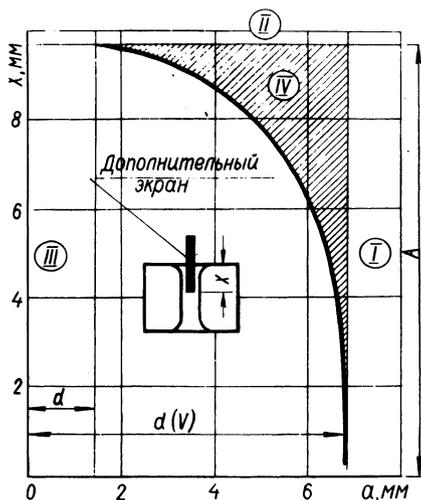


Рис. 2.

Исследования показали, что при введении в область чувствительной зоны КВД дополнительного экрана КВД срабатывает при прохождении экранирующих лепестков диска, имеющих меньшую ширину. Так, на рис. 2 приведена экспериментальная зависимость минимальной ширины экранирующего лепестка диска от глубины введения дополнительного экрана при скорости перемещения лепестка диска 24 м/с. На графике можно выделить четыре зоны: I — выключатель работает независимо от наличия дополнительного экрана, так как экранирующий лепесток диска имеет достаточную ширину; II — КВД не реагирует на перемещение экранирующего лепестка, так как дополнительный эк-

ран вызывает срабатывание его и удержание в этом состоянии; III – даже при наличии дополнительного экрана КВД не реагирует на перемещение экранирующего лепестка диска из-за малой его ширины; IV – ширина рабочего лепестка зависит от глубины введения дополнительного экрана. Это позволяет увеличить разрешающую способность КВД и импульсного кругового датчика в целом, поскольку при том же размере диска количество лепестков можно увеличить.

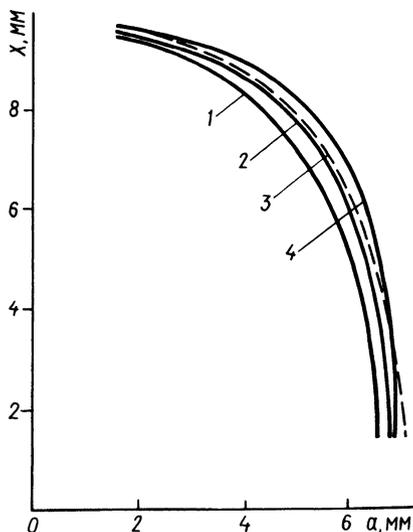


Рис. 3.

На рис. 3 показаны характеристики $a(x)$ ширины экранирующего лепестка от глубины введения дополнительного экрана, экспериментально снятые при различных скоростях прохождения экранирующего лепестка диска (1, 2, 4 – экспериментальные кривые при $v = 4, 24, 40$ м/с соответственно; 3 – расчетная при $v = 24$ м/с). Кривая $a(x)$ может быть описана эмпирическим выражением

$$a(x) = \left[a(v) - d \right] \sqrt{1 - \left(\frac{x}{A} \right)^2} + (d + 0,5), \quad (2)$$

где $a(v)$, d , A – величины (мм), характеризующие зоны работы конечных выключателей. Для КВД эти величины показаны на рис. 2, и равны: $d = 1,5$ мм, $A = 9,7$ мм, а величина $a(v)$ для разных скоростей находится из формулы (1) или по графику $a(v)$ (рис. 1). Например, для скорости $v = 24$ м/с зависимость (2) примет вид

$$a(x) = 5,25 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{9,7}\right)^2} + 2.$$

На рис. 3 показана кривая, снятая экспериментально и построенная по формуле (2) при скорости $v = 24$ м/с. Из сравнения этих характеристик следует, что формула (2) вполне пригодна для практических расчетов.

В ы в о д ы

Разрешающую способность бесконтактного конечного выключателя типа КВД при использовании его в круговых и линейных датчиках можно увеличить, введением дополнительного неподвижного экрана в зону срабатывания КВД, позволяющего уменьшить ширину основного подвижного экранирующего лепестка или путем уменьшения паза между экранирующими лепестками в зависимости от рабочих скоростей.

М.М. Олешкевич, А.А. Гончар,
В.М. Прима, О.П. Королев

О ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ЭЛЕКТРОПОДОГРЕВА НА РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ НЕФТЕБАЗАХ

В холодное время года операции по приему и отпуску темных нефтепродуктов (масел) сопровождаются значительными трудностями из-за высокой их вязкости. По сравнению с летним полугодием возрастает расход электроэнергии при перекачке масел насосами, увеличивается время слива железнодорожных и наполнения автомобильных цистерн.

Подогрев нефтепродуктов приводит к снижению общих эксплуатационных расходов по приему и реализации масел. Анализ целесообразности применения подогрева и выбора его способов (электрического или теплового) может быть выполнен на основании технико-экономических расчетов.

В расчетах предлагается применение комплексного подогрева нефтепродуктов: при приеме в железнодорожных цистернах, отпуске в специальных подогревных резервуарах с компенсацией тепловых потерь в трубопроводах в процессе перекачки.

При расчете капитальных затрат соответственно стоимость определяется: а) электрогрелок для железнодорожных цистерн

и подогревных резервуаров, которая зависит от их мощности; б) нагревателей для трубопроводов в зависимости от длины последних с учетом расчетной мощности 50 – 100 Вт/м; в) сооружения подогревных резервуаров с теплоизоляцией емкостью 2,5 – 5 м³, число которых зависит от суточной реализации масел; г) аппаратуры управления, проводов и кабелей, а также стоимость замены кабелей или увеличения мощности трансформаторов, обусловленных увеличением их нагрузки. Как показали расчеты, затраты на установку электроподогрева для нефтебаз с суточной реализацией 30 – 50 т масел при длине подогреваемых трубопроводов 1 – 2 тыс.м составляют 8–10 тыс. руб.

При анализе эксплуатационных расходов следует учесть:

1. Затраты на электроэнергию при подогреве в железнодорожных цистернах

$$\mathcal{E}_1 = \left(\frac{G}{2} \cdot c_p \cdot \Delta \tau + \Delta P_{ц} \cdot S_{ц} \cdot n \cdot t_{сл} + \Delta P_{тр} \cdot l_{тр} \cdot t_{сл} \cdot n \right) c_{эл}, \quad (1)$$

где $c_{эл}$ – стоимость 1 квт·ч электроэнергии; G – годовая реализация нефтепродуктов, кг; c_p – средняя удельная теплоемкость нефтепродуктов, квт·ч/кг·град; $\Delta \tau$ – разность между начальной и конечной температурами нагрева; $\Delta P_{ц}$ – удельные тепловые потери через стенки цистерны при нагреве; $\Delta P_{ц} = 0,4 \div 0,6$ квт/м² при $\Delta \tau = 30 - 40^{\circ}\text{C}$; $S_{ц}$ – полная поверхность цистерны; n – число железнодорожных цистерн, поступающих за полугодие; $t_{сл}$ – время слива цистерны по нормам МПС; $\Delta P_{тр}$ – потери на 1 м длины трубопровода; $l_{тр}$ – длина обогреваемого трубопровода.

При $\Delta \tau = 30 - 40^{\circ}\text{C}$

$$\Delta P_{тр} = 0,025 \div 0,05 \text{ квт/м};$$

2. Экономия от снижения сверхнормативного простоя вагонов

$$\mathcal{E}_2 = A \cdot n, \quad (2)$$

где A – штраф за сверхнормативный простой по нормам.

3. Экономия от снижения расходов электроэнергии двигателями насосов

$$\mathcal{E}_3 = k_z \frac{P_H}{\eta_H} \cdot \frac{G}{2\gamma} \cdot \frac{\nu}{\nu_H Q_H} \cdot c_{эл}, \quad (3)$$

где Q_H – производительность насоса (м³/ч) при расчетной вязкости $\nu_H = 7,4$ ст.; ν – вязкость, соответствующая дан-

ной температуре масла; k_3, η_n - коэффициент загрузки и номинальный к.п.д. электродвигателя.

4. Расходы на электроэнергию при подогреве в резервуарах при отпуске рассчитываются по (1), где $t_{сл}$ - время работы нагревателей в течение холодного полугодия.

5. Экономии от снижения простоя автоцистерн. Необходимое количество автоцистерн может быть определено как

$$n_{ац} = \frac{Q}{8Q_{ац}} \left(2 \frac{Q_{ац} \nu}{Q_n \nu_n} + t_{дв} \right), \quad (4)$$

где Q - суточная реализация масел, m^3 ; $Q_{ац}$ - расчетная емкость автоцистерны; $t_{дв}$ - время нахождения автоцистерны в пути.

Определим целесообразность применения электроподогрева на нефтебазе с суточной реализацией масел 35 т (из них 6 т - веретенные масла и 3 т - трансмиссионные). Для хранения масел используются вертикальные резервуары. Трансмиссионные масла хранятся в подземных резервуарах ($\tau_{ср} = 8 - 10^0$), их подогрев осуществляется только при сливе. Остальные масла (26 т) подогреваются при сливе и отпуске. Длина трубо-

Таблица 1

Капитальные затраты (ориентировочно), руб.	Электроподогрев	Пароподогрев	Без подогрева
	10000	35000	-
Затраты при сливе из ж.-д. цистерн, руб.			
на подогрев	1570	1260	-
на перекачку насосами	35	35	310
штрафы за сверхнормативный простой	-	490	720
Расходы при отпуске, руб.			
на подогрев	1500	810	-
на перекачку насосами	40	90	275
на автотранспорт		2750	11000
	(2 цистерны)	(3 цистерны)	(6 цистерн)
Амортизационные отчисления	500	-	-
Суммарные эксплуатационные расходы, руб./год	3705	5335	12305

проводов 1100 м. Характеристика насосов: на сливе $38 \text{ м}^3/\text{ч}$, 11 квт, на отпуске $18 \text{ м}^3/\text{ч}$, 5,5 квт. Стоимость электроэнергии 2,5 коп. за 1 квт·ч; стоимость пара 0,66 коп. за 1 кг (с учетом амортизационных отчислений и оплаты персоналу). Расчетные температуры: средняя зимнего полугодия - $2,5^\circ \text{C}$, электроподогрева $+20 +40^\circ \text{C}$, пароподогрева $+8 +10^\circ \text{C}$.

Результаты расчета приводятся в табл. 1.

Определение расходов при пароподогреве производилось с учетом методики [1]. Очевидно, на рассматриваемой нефтебазе применение электроподогрева целесообразнее, чем пароподогрева, так как он характеризуется меньшими капитальными затратами и эксплуатационными расходами. Однако если анализ выполняется для нефтебазы, на которой уже применяется пароподогрев, сооружение установки электроподогрева нецелесообразно, так как при этом велик срок ее окупаемости (более 6 лет).

В ы в о д ы

Предлагаемая упрощенная методика позволяет установить целесообразность применения электро- или пароподогрева на нефтебазах без детальной разработки установки.

Электроподогрев в ряде случаев целесообразнее пароподогрева, так как установка электроподогрева характеризуется меньшими капитальными затратами, а также снижаются эксплуатационные расходы.

Применение электроподогрева взамен действующих установок пароподогрева, как правило, нецелесообразно, так как снижение эксплуатационных расходов при этом незначительно.

Л и т е р а т у р а

1. Пектемиров Г.А. Электроподогрев вязких нефтепродуктов на нефтебазах. -- "Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов", 1965, № 12.

К РАЗРАБОТКЕ МЕТОДИКИ УСКОРЕННЫХ ИСПЫТАНИЙ
НА НАДЕЖНОСТЬ МАЛОМОЩНЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Методика ускоренных испытаний используется при проведении определительных испытаний на надежность однофазных мало-мощных трансформаторов, предназначенных для питания цепей управления и сети освещения станков серии ТБСЗ. Она также необходима для получения качественных показателей надежности, выявления слабых узлов с целью последующей доработки конструкции трансформаторов.

Режим работы данных трансформаторов продолжительный и повторно-кратковременный. Основными воздействующими факторами при работе трансформаторов в условиях эксплуатации, влияющими на их надежность, являются: повышение температуры; влажности; вибрация; электрические нагрузки; повышенное напряжение по отношению к номинальному значению; механические воздействия при транспортировке.

Анализ данных работы трансформаторов в условиях эксплуатации подтвердил наличие всех воздействующих факторов, за исключением вибрации. Отсутствие вибрации мест крепления трансформаторов обуславливается вынесением их на отдельно стоящие и не подверженные вибрациям щиты и пульты. Все вышеуказанные факторы, за исключением вибрации, включены в программу испытаний.

С целью оценки количественных показателей надежности и определения закона распределения отказов при исследовании надежности и долговечности трансформаторов был продолжен поставленный в 1971 г. на Минском электротехническом заводе им. В.И. Козлова специальный эксперимент на трансформаторах, взятых с конвейера. Условия работы, порядок и режимы испытаний трансформаторов соответствуют ГОСТу. При разработке методики ускоренных испытаний трансформаторов за основу взяты: результаты испытаний трансформаторов серии ТБС-С на срок службы; данные испытаний трансформаторов серии ТБС-З при определении закона распределения отказов [1, 2].

С целью сокращения времени и стоимости эксперимента определен и принят оптимальный объем испытаний (87 трансформаторов). Трансформаторы испытывались согласно установленному режиму с последующим контролем необходимых параметров. За отказ трансформатора принимался обрыв цепи, электрический пробой, межвитковое и межслоевое замыкание, гудение

свыше 40 дБ. Все трансформаторы выборки подвергались нагрузкам при транспортировке согласно ГОСТу 7518 - 69. Планируемое время разбивалось на циклы. При испытании трансформаторы устанавливались в горизонтальном и двух вертикальных положениях по равному количеству. Каждый цикл испытаний проводился при установленном режиме: определенные воздействующие факторы и их последовательность (повышенные температуры, повышенная влажность, нормальные климатические условия), принятые длительность испытаний и электрический режим (номинальный, обесточенное состояние, повышенное напряжение). Перед испытаниями и после них через определенные промежутки времени производился замер контролируемых параметров: сопротивления изоляции, тока холостого хода, вторичных напряжений, уровня акустического шума. При исследованиях использовалось следующее оборудование: стенд с термостатом, гидростат объемом 2 м³, камера для измерения шумового уровня с шумомером Ш-63, установка для определения электрической прочности изоляции, электроизмерительные приборы.

За время испытаний продолжительностью 7000 ч вышли из строя 12 трансформаторов. Основной причиной отказов явился пробой изоляции между обмотками, оказавшейся слабым звеном в конструкции трансформаторов.

Данные об отказах за время 0 - 7000 ч приведены ниже.

10 ³ , ч	0 - 1	1 - 2	2 - 3	3 - 4	4 - 5	5 - 6	6 - 7
	1	1	0	1	1	1	7

Испытываемые трансформаторы относятся к классу невосстанавливаемых изделий. Поэтому критериями надежности будут: $P(t)$; $a(t)$; $\lambda(t)$; T_{cp} . Вычислим

$$P(t) = \frac{(N_0 - n(t))}{N_0},$$

где N_0 - число трансформаторов в начале испытания; $n(t)$ - число отказавших трансформаторов за время t .

По полученным результатам построена графическая зависимость вероятности безотказной работы, представленная на рис.1.

Для расчета характеристик $a(t)$ и $\lambda(t)$ использованы выражения:

$$a(t) = n(\Delta t)/(N_0 \cdot \Delta t); \quad \lambda(t) = n(\Delta t)/(N_{\text{ср}} \cdot \Delta t),$$

где $n(\Delta t)$ - число отказавших трансформаторов в интервале времени $t - \frac{\Delta t}{2}$ до $t + \frac{\Delta t}{2}$; $N_{\text{ср}}$ - среднее число работавших трансформаторов в начале интервала Δt , $N_{\text{ср}} = \frac{N_i + N_{i+1}}{2}$; N_i - число трансформаторов, исправно работающих в начале интервала Δt ; N_{i+1} - число трансформаторов, исправно работавших в конце интервала Δt .

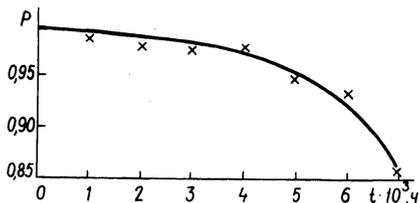


Рис. 1. Зависимость P от t .

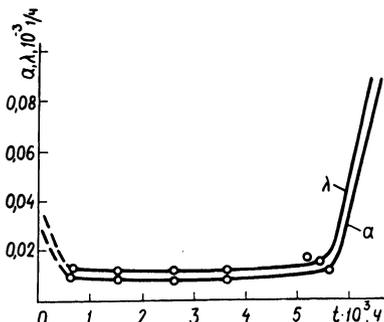


Рис. 2. Зависимость a и λ от t .

По результатам расчета получены зависимости a и λ от времени, представленные на рис. 2. Предположив, что на испытании находились только те трансформаторы, которые отказали, среднее время безотказной работы определится как

$$T_{\text{ср}} = \frac{\sum_{i=1}^m n_i \cdot t_{\text{ср}i}}{N_0'} = 5084 \text{ ч},$$

где n_i - количество вышедших из строя трансформаторов в i -ом интервале времени; $t_{\text{ср}i}$ - середина i -го интервала; N_0' - общее количество вышедших из строя трансформаторов.

Полученное значение средней наработки до первого отказа является заниженным, так как опыт еще не закончен, учтены только отказы 12 трансформаторов из 87, поставленных на испытание.

Учитывая принятый режим ускоренных испытаний, ожидаемое фактическое время безотказной работы определится так:

$$T_{\text{ср.факт}} = T_{\text{ср}} \cdot K_y = 50840 \text{ ч},$$

где K_y - коэффициент ускорения испытаний.

Приведенные результаты в некоторой мере являются предварительными. Для получения показателей надежности по достаточно полным данным и окончательной обработки методики ускоренных испытаний на надежность и долговечность мало-мощных трансформаторов испытания будут продолжены.

Л и т е р а т у р а

1. ГОСТы 105 - 72, 13216 - 67. 2. Пешес Л.Я., Степанова М.Д. Основы теории ускоренных испытаний на надежность. Минск, 1972.

НАУЧНЫЕ СООБЩЕНИЯ

Г.И. Жихар, Н.И. Шимко,
Б.М. Руденков, Н.Б. Карницкий

РЕКОНСТРУКЦИЯ КОТЛА № 5 МИНСКОЙ ТЭЦ-2 С УСТАНОВКОЙ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ЦИКЛОНОВ

Преимущества сжигания высокосернистого мазута в циклонных камерах по сравнению с обычным способом описаны [1 - 4], однако работ, посвященных исследованию сжигания высокосернистого мазута в горизонтальных циклонах, имеется мало. Для изучения этого вопроса были проведены опыты на полупромышленной установке, смонтированной в одной из отопительных котельных г. Минска. Результаты проведенных опытов показали высокую эффективность сжигания высокосернистого мазута в горизонтальной циклонной камере. Процесс горения был устойчивым в широком диапазоне изменения нагрузок, температуры воздуха, давления и температуры мазута перед форсунками. Полученные результаты позволили рекомендовать горизонтальные циклоны для сжигания высокосернистого мазута к промышленному внедрению. С этой целью сотрудниками кафедры "Тепловые электрические станции" Белорусского политехнического института был разработан технический проект реконструкции котла № 5 Минской ТЭЦ-2.

Котел барабанного типа производительностью 90 т/ч с давлением перегретого пара 39 ати и температурой перегрева 450°С. На котле предусматривается установка двух горизонтальных циклонов для сжигания мазута и природного газа вместо восьми существующих газомазутных горелок. Циклоны имеют внутренний диаметр 1850 мм, длину цилиндрической части 1850 мм, диаметр выходного сопла 1110 мм и устанавливаются на фронтальной стене топки котла.

Опыты на полупромышленной установке показали, что отключение аксиального воздуха не ухудшает процесса горения высокосернистого мазута [5]. Это позволило отказаться от подвода аксиального воздуха, а вместо него подвести газы рециркуляции с целью снижения образования окислов азота. Газы

рециркуляции забираются перед последней ступенью воздухоподогревателя по ходу газов. По оси улиточного устройства устанавливается труба, которая используется для ввода в циклон газового запальника. Выходная диафрагма циклона выполняется плоской.

Циклонные камеры изготавливаются из труб стали 12Х1МФ диаметром 32 х 6 мм, внутренняя поверхность ошпатовывается шипами $\Phi 10$ мм с высотой 15 мм. На шипы наносится огнеупорная карборундовая масса на алюмофосфатной связке. Трубная система циклонов снаружи покрывается обшивкой из листовой стали, а затем теплоизоляцией.

Охлаждение трубной системы производится питательной водой. Воздух в циклоны подводится через два тангенциальных сопла, расположенных диаметрально, с расчетной выходной скоростью 60 м/с. Для регулирования выходной скорости воздуха в соплах устанавливаются шиберы "языкового" типа. В каждом сопле устанавливаются по две выдвижные мазутные форсунки механического распыливания.

В качестве резервного топлива предусматривается природный газ, который вводится в выходное сечение воздушных сопел циклонов через патрубки от раздающих коллекторов каждого сопла.

Подача воздуха в циклоны осуществляется реконструированным дутьевым вентилятором ВД-15,5 с числом оборотов 730 об/мин.

Для подвода газов рециркуляции устанавливается дымосос ВГД-13,5.

Рабочие чертежи реконструкции котла № 5 выполнены отделом главного конструктора предприятия "Белорусэнергогормладка" при консультации сотрудников кафедры "Тепловые электрические станции" БПИ.

Пуск котла после реконструкции намечен на 1976 г.

Л и т е р а т у р а

1. Наджаров М.А. Сжигание высокосернистого мазута и природного газа в промышленной циклонной топке котла 30 т/ч. - В сб.: Высокофорсированные огневые процессы. М. - Л., 1967.
2. Rossall O. Erfahrungen bei der Verbrennung von schweren Heizölen in Dampfkesselanlagen, - "Md VGB", 1957, N46.
3. Жихар Г.И., Шимко Н.И. Сжигание различных видов топлива в циклонных топках. - В сб.: Теплоэнергетика, вып. 2. Минск, 1972.
4. Наджаров

М.А. и др. Основные результаты эксплуатации на мазуте котла ПК-41Ц с циклонными предтопками. — "Теплоэнергетика", 1972, № 4. 5. Жихар Г.И., Руденков Б.М. Исследование процесса сжигания высокосернистого мазута в горизонтальной циклонной камере на полупромышленной установке. — "Изв. вузов. Энергетика", 1975, № 4.

Л.А. Курилин

НОВАЯ СХЕМА АВТОРЕГУЛИРОВАНИЯ НЕПРЕРЫВНОЙ ПРОДУВКИ ОСВЕТИТЕЛЕЙ

Тарировка задвижек и регулирующих клапанов на линиях непрерывной продувки осветлителей целого ряда электростанций Белорусской энергосистемы позволило оценить действительные эксплуатационные расходы непрерывной продувки осветлителей. Эта величина в среднем составляет $0,08 D_{\text{осв}}^{\text{ном}}$, достигая в некоторых случаях $0,2 D_{\text{осв}}^{\text{ном}}$. Подобное положение наблюдается и на электростанциях других энергосистем.

Опыт эксплуатации показывает, что можно обеспечить нормальную работу осветлителей, выдерживая расход непрерывной продувки в меньших пределах, если следить за состоянием шламового фильтра непрерывно. Так, при использовании одно- и двухимпульсной схем регулирования удастся довести продувку до $0,05 \div 0,04 D_{\text{осв}}^{\text{ном}}$ [1].

В первом полугодии 1974 г. на пяти осветлителях Полоцкой ТЭЦ-2 и трех осветлителях Минской ТЭЦ-3 внедрена новая схема авторегулирования непрерывной продувки осветлителей с использованием двухпоточных датчиков оптической плотности шлама, позволившая поддерживать продувку в пределах $(0,005 \div 0,03) D_{\text{осв}}^{\text{ном}}$, а чаще в пределах $(0 \div 0,02) D_{\text{осв}}^{\text{ном}}$.

На трехимпульсный регулятор (рис. 1) поступают задающие сигналы по оптической плотности зашламленных проб из точек № 3 (отбор на уровне первого открытого окна шламоотводящей трубы) и № 4 (отбор на уровне последнего окна шламоотводящей трубы) и сигнал обратной связи по положению регулирующего органа от датчика перемещения исполнительного механизма. При отсутствии шлама в пробоотборной точке № 3 регулирующий клапан непрерывной продувки полностью закрыт.

По мере подъема шламового фильтра и поступления пробы из точки № 3 регулятор пропорционально изменяет расход непрерывной продувки в пределах $0 \div 0,5\% D_{\text{ОСВ}}^{\text{НОМ}}$. Непрерывная продувка удерживается равной $0,5\% D_{\text{НОМ}}^{\text{НОМ}}$ до того момента, пока шлам не появится в пробоотборной точке № 4. Далее пропорционально росту оптической плотности пробы в этой точке регулятор изменяет расход непрерывной продувки в пределах $0,5 \div 3\% D_{\text{НОМ}}^{\text{ОСВ}}$. По мере опускания шламового фильтра регулятор изменяет продувку в обратном порядке.

Рис. 1. Принципиальная схема трехимпульсного регулятора непрерывной продувки: 1—корпус осветителя; 2—шламоотводящая труба; 3—регулирующий клапан; 4—шламоуплотнитель; 5—двухпоточный датчик оптической плотности шлама; РНПО—регулятор непрерывной продувки; КДУ—Пп — колонка дистанционного управления.

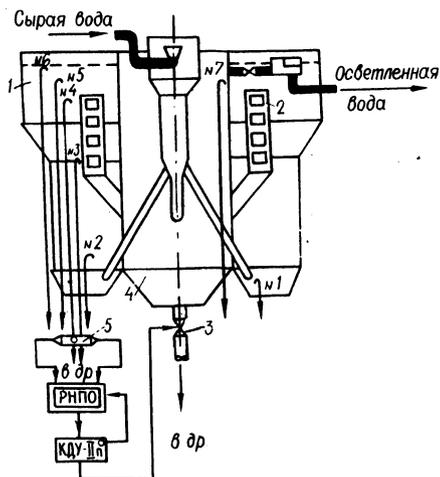


Схема обеспечивает увеличение к.п.д. осветителей, не имевших до ее ввода в работу авторегулирования, на $5 \div 6\%$, а на осветителях, оснащенных одно- и двухимпульсными регуляторами, на $1 \div 1,5\%$. Дополнительный рост экономичности по сравнению с двухимпульсной схемой обеспечивается за счет уменьшения непрерывной продувки в периоды нахождения шламового фильтра ниже пробоотборной точки № 4.

Следует отметить, что работа осветителей с малыми продувками способствует быстрейшему формированию плотного, растянутого шламового фильтра и, следовательно, улучшению качества осветленной воды, что благоприятно сказывается на рабочих циклах фильтров ХВО в первую очередь механических.

Переход на новую схему позволил отказаться от проведения специальных испытаний по поиску представительной точки отбора пробы.

В результате не только на 15 ÷ 20 дней сокращается время, затрачиваемое на наладку одного регулятора, но и повышается экономичность работы осветителя при низких нагрузках.

Предложенная схема требует применения датчиков соответствующей конструкции.

Была разработана конструкция двухпоточного датчика оптической плотности шлама, представленная на рис. 2. Датчик представляет собой двоянный фотоэлектрический нефелометр с общим источником света, использующий ослабление интенсив-

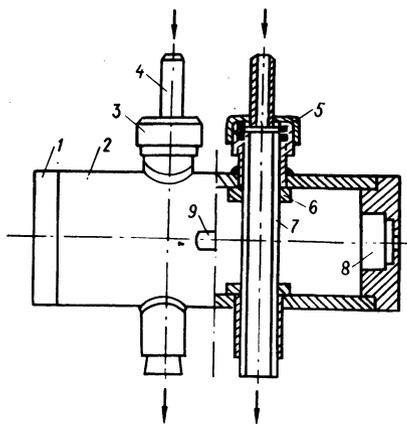


Рис. 2. Двухпоточный датчик оптической плотности шлама: 1—крышка; 2—корпус; 3—гайка; 4—штуцер; 5—резиновые прокладки; 6—светозащитный сухарь; 7—стеклянная кювета; 8—гнездо крепления фотоспротивления; 9—крышка крепления гнезда осветительной лампочки.

ности проходящего через контролируемую среду светового потока, основывающийся на видоизмененном законе Ламберта-Бера [3],

$$\ln \frac{\Phi_0}{\Phi} = C \pi r^2 l,$$

где Φ_0 — интенсивность падающего светового потока; Φ — интенсивность выходящего светового потока; C — концентрация взвешенных частиц; r — средний радиус взвешенных частиц; l — длина пути света в контролируемой среде.

Таким образом, оптическая плотность пробы зашламленной воды, содержащей взвесь частиц шлама, является линейной функцией концентрации этих частиц.

Фотоспротивления датчика подключаются к клеммам 35 ÷ 36 и 37 ÷ 38, осветительная лампочка — к клеммам 34 ÷ 35 стандартного измерительного блока И-III-62, внутренняя схема которого перепаяна в соответствии с рис. 3. Общие изменения, как видим, незначительны. Они состоят в установке моста, об-

разованного сопротивлением R_{86} , R_{87} , R_{88} , R_{80} в цепи задатчика и переносе потенциометров чувствительностей R_{82} , R_{83} , R_{85} (вместо заводского потенциометра с номиналом 470 ом устанавливается потенциометр с номиналом 24 ом).

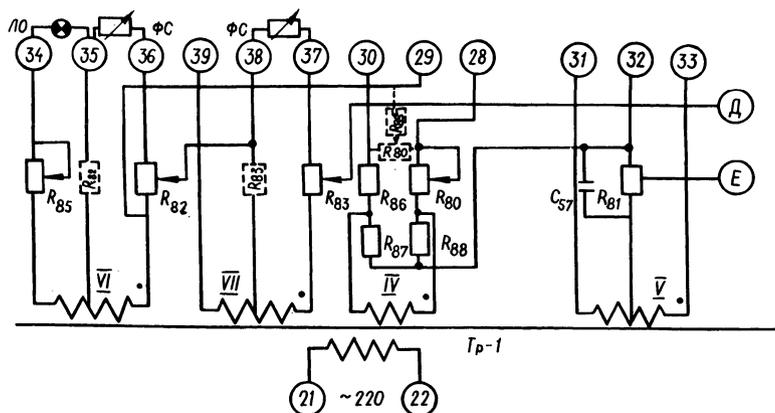


Рис. 3. Схема перепадного измерительного блока И-III-62.

Л—лампочка осветительная; ФС—фотосопротивление.

Вновь устанавливаются лишь сопротивления R_{86} , R_{87} , R_{88} . Положение остальных указанных сопротивлений в стандартной заводской схеме до их перепаyki показаны пунктиром.

При изменении заданных значений непрерывной продувки в режимных картах и замене вышедших из строя фотосопротивлений, лампочек эксплуатационному персоналу электростанций придется корректировать статистическую настройку регуляторов, так как разброс характеристик, указанных элементов, особенно фотосопротивлений, бывает значительным.

Так, переход от освещенного состояния фотосопротивлений типа ФСК-Г1 (датчик подключен к измерительному блоку, блок в этом состоянии балансируется корректором R_{80}) к их полному затемнению вызывает изменение выходного сигнала в пределах $0 \div 80$ мв или $0 \div 160$ мв (в зависимости от партии). Даже в пределах одной поставки наблюдались разбросы характеристик между отдельными фотосопротивлениями в пределах $20 \div 25\%$. Чтобы при выполнении наладочных работ и текущих корректировок статической настройки не составлять специальных программ по изменению нагрузки осветителей, предлага-

ется выполнять настройку по методике, разработанной в ЦТАИ БЭРН, позволяющей выполнять наладку и проверку работы регулятора при любой нагрузке осветлителя, не меняя последнюю. Для этого необходимо выполнить подключение пробоподводящего резинового шланга датчика к пробоотборной линии с помощью специальной насадки (переходника), так, чтобы шланг с насадкой легко снимался и устанавливался на любую из пробоотборных точек № 1, № 2, № 3, № 4, № 5, № 6 (рис. 1).

Методика основана на имитации различных режимов работы осветлителя подачей чистых (из точек № 5 и № 6) и зашламленных проб (из точек № 1 и № 2) через кюветы датчика, соединенные с точками № 3 и № 4.

При этом пропуск зашламленной пробы через кювету точки № 3 и чистой через кювету точки № 4 соответствует режиму работы осветлителя, при котором продувка должна быть равной максимальному заданному значению для низких и средних значений нагрузок осветлителя ($0,005 D_{\text{ОСВ}}$). Пропуск загрязненной пробы через кюветы точек № 3 и № 4 соответствует режиму работы осветлителя, при котором продувка должна быть равной максимальному значению для номинальной нагрузки осветлителя и отдельным аварийным режимам ($0,02 \div 0,03 D_{\text{ОСВ}}^{\text{НОМ}}$).

Одновременный пропуск чистых проб через кюветы точек № 3 и № 4 соответствует режиму работы осветлителя, при котором продувка должна быть полностью закрыта и электронный регулятор сбалансирован.

Зафиксировав максимальные значения выходного напряжения фотоспротивлений при поочередном пропуске зашламленных проб через кюветы точек № 3 и № 4, а также характеристику датчика перемещения и регулирующего органа, производят статистический расчет настройки регулятора.

Имитируя вышеуказанные режимы работы осветлителя, проверяют работу регулятора и корректируют его настройку.

Л и т е р а т у р а

1. Мнусских М.Е., Шалагина Л.В. Методика расчета экономической эффективности автоматизации оборудования тепловых электростанций УО ОРГРЭС. Свердловск, 1970. 2. Курилин Л.А., Ширяев С.С. Регулирование непрерывной продувки осветлителей. - "Энергетик", 1973, № 1. 3. Кулаков М.В. Технологические измерения и приборы для химических производств. М., 1966.

Б.А. Байрашевский, И.А. Смирнова,
И.З. Мац, В.Г. Третьякович

ТАРИРОВОЧНЫЕ ДАННЫЕ НАСАДКОВ
ДЛЯ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ИЗМЕРЕНИЙ
В ТРЕХМЕРНОМ ПОТОКЕ

При соответствующей ориентации пятиканального зонда в трехмерном потоке (рис. 1, $h_4 = h_5 = h_{4,5}$, $\varphi = 0$) показания напоров в отверстиях насадка следующие [1]:

$$h_1 = p_{ст} + k_1 \cdot A; \quad (1)$$

$$h_2 = p_{ст} + k_2 \cdot A; \quad (1')$$

$$h_3 = p_{ст} + k_3 \cdot A; \quad (1'')$$

$$h_{4,5} = p_{ст} + k_{4,5} \cdot A; \quad (1''')$$

где A , k — экспериментальные коэффициенты, $A = \frac{\gamma U^2}{2g}$.

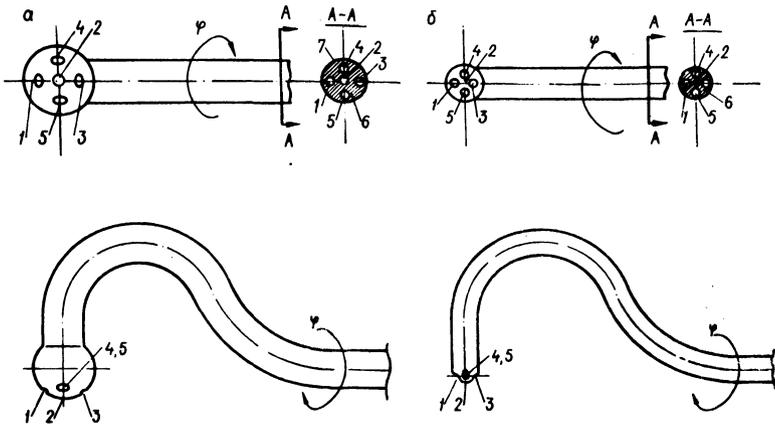


Рис. 1. Две конструктивные схемы торцевой части пяти- и четырехканального аэродинамического насадка: 1—5 — приемные отверстия; 6, 7 — сплошные стержни, оболочка.

На основании (1) — (1''') можем составить шесть систем по два уравнения при неизвестных $p_{ст}$ и A :

$C_4^2 = \frac{4!}{2!(4-2)} = 6$, т.е. (1) и (1'), (1) и (1''), (1) и (1'''), (1') и (1''), (1') и (1'''), (1'') и (1''').

В результате решения имеем:

$$A = \frac{h_1 - h_2}{k_1 - k_2}; \quad p_{\text{ст}} = h_1 - k_1 \frac{h_1 - h_2}{k_1 - k_2}; \quad (2)$$

$$A = \frac{h_1 - h_3}{k_1 - k_3}; \quad p_{\text{ст}} = h_1 - k_1 \frac{h_1 - h_3}{k_1 - k_3}; \quad (3)$$

$$A = \frac{h_1 - h_4}{k_1 - k_4}; \quad p_{\text{ст}} = h_1 - k_1 \frac{h_1 - h_4}{k_1 - k_4}; \quad (4)$$

$$A = \frac{h_2 - h_3}{k_2 - k_3}; \quad p_{\text{ст}} = h_2 - k_2 \frac{h_2 - h_3}{k_2 - k_3}; \quad (5)$$

$$A = \frac{h_2 - h_4}{k_2 - k_4}; \quad p_{\text{ст}} = h_2 - k_2 \frac{h_2 - h_4}{k_2 - k_4}; \quad (6)$$

$$A = \frac{h_3 - h_4}{k_3 - k_4}; \quad p_{\text{ст}} = h_3 - k_3 \frac{h_3 - h_4}{k_3 - k_4}. \quad (7)$$

Решая попарно (2) - (7) путем приравнивания между собой A или $p_{\text{ст}}$, можем получить $C_6^2 = \frac{6}{2!(6-4)} = 15$ тарировочных соотношений между показаниями полных напоров в отверстиях насадка и углом потока δ . Основные из них показаны на рис. 2:

$$\frac{h_1 - h_3}{h_1 - h_4} = \frac{k_1 - k_3}{k_1 - k_4} = K_6^\delta; \quad (8)$$

$$\frac{h_1 - h_3}{h_2 - h_4} = \frac{k_1 - k_3}{k_2 - k_4} = K_8^\delta; \quad (9)$$

$$\frac{h_1 - h_3}{h_3 - h_4} = \frac{k_1 - k_3}{k_3 - k_4} = K_9^\delta; \quad (10)$$

$$\frac{h_1 - h_4}{h_2 - h_4} = \frac{k_1 - k_4}{k_2 - k_4} \quad (11)$$

$$\frac{h_2 - h_3}{h_2 - h_4} = \frac{k_2 - k_3}{k_2 - k_4} = K_{13}^\delta \quad (12)$$

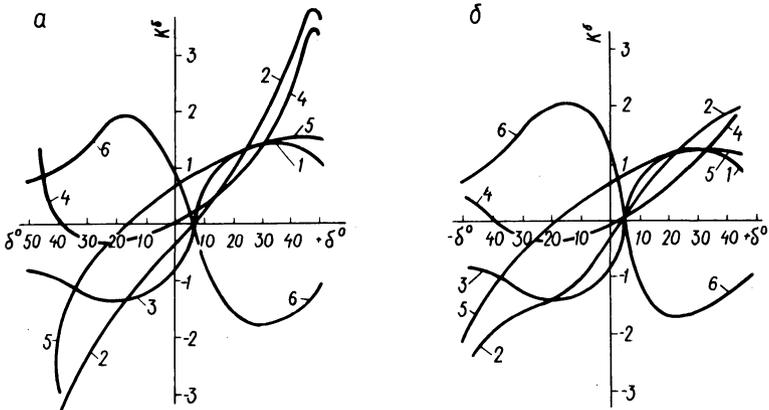


Рис. 2. Тарировочные данные пяти - и четырехканальных аэродинамических насадков: а, б — данные насадков, выполненных соответственно по схемам рис. 1, а, б; 1— K_6^δ ; 2— K_8^δ ; 3— K_9^δ ; 4— K_{11}^δ ; 5— K_{13}^δ ; 6— K_{16}^δ .

Остальные десять соотношений могут быть выражены через значения (8) — (12) в виде

$$\left. \begin{aligned} K_1^\delta &= \frac{K_{11}^\delta - 1}{K_8^\delta}, & K_2^\delta &= \frac{K_{11}^\delta - 1}{K_{11}^\delta}, & K_3^\delta &= \frac{K_{11}^\delta - 1}{K_{13}^\delta}; \\ K_4^\delta &= K_{11}^\delta - 1, & K_5^\delta &= \frac{K_{11}^\delta - 1}{K_{11}^\delta - K_8^\delta}, & K_7^\delta &= \frac{K_8^\delta}{K_{13}^\delta}; \\ K_{10}^\delta &= \frac{K_{11}^\delta}{K_{13}^\delta}, & K_{12}^\delta &= \frac{1}{1 - K_6^\delta} = 1 + K_9^\delta; \\ K_{14}^\delta &= \frac{K_{13}^\delta}{K_{11}^\delta - K_8^\delta}, & K_{15}^\delta &= \frac{1}{K_{11}^\delta - K_8^\delta}. \end{aligned} \right\} (13)$$

В процессе тарировки были проанализированы возможные варианты изменения функций $k^{\delta} = f(\delta)$ для двух пятиканальных насадков, схемы которых показаны на рис. 1. Условием практической применимости кривой $K^{\delta} = f(\delta)$ является монотонность ее изменения и отсутствие экстремумов в диапазоне измеряемых углов вектора скорости. Как следует из данных на рис. 2 и соотношений (13), этим условиям [1] в большей мере отвечает кривая K_8^{δ} . Можно также заметить, что в насадке, выполненном по схеме на рис. 1, а в диапазоне $\delta \approx 40 \div 50$ на кривой K_8^{δ} (рис. 2, а), имеется экстремум, чего не наблюдается на той же кривой K_8^{δ} насадка (рис. 2, б), выполненного по схеме на рис. 1, б. Тогда в области $\delta \approx 40 \div 50$ вместо K_8^{δ} можно воспользоваться (рис. 2, а) кривой K_{13}^{δ} или K_6^{δ} . Как видно, определенные конструктивные особенности насадков влияют также и на диапазон возможных измерений углов вектора скорости потока, что выявляется только после соответствующей тарировки.

Достоинства насадка (рис. 1, б) – меньшие габариты измерительного торца и в ряде случаев простота изготовления. Ввиду малости и большой инертности отверстие 2 может быть исключено из большей системы замеров. В связи с этим величина угла δ определяется только показателями напоров $h_1, h_3, h_4 = h_5 = h_{4,5}$ при $\varphi = 0$ в виде трех тарировочных

кривых ($K_6^{\delta}, K_9^{\delta}, K_{12}^{\delta}$). Причем $K_9^{\delta} = K_6^{\delta} \cdot K_{12}^{\delta}$. Анализ распределения $K_{6,9,12}^{\delta} = f(\delta)$ показал, что практический интерес может представлять лишь K_6^{δ} в области $\delta \geq 0$ и K_9^{δ} в области $\delta \leq 0$, как это показано на рис. 2. Ввиду наличия экстремумов область измерений с помощью тарировочных кривых K_6^{δ} и K_9^{δ} ограничивается углами $\delta \approx -20 \div +20$. В случае если этого диапазона измерений относительно углов δ достаточно, вместо зависимостей K_9^{δ} и K_6^{δ} целесообразнее использовать более пологую кривую [2]:

$$K_{16}^{\delta} = \frac{h_1 - h_3}{2h_4 - h_1 - h_3} = \frac{k_1 - k_3}{2k_4 - k_1 - k_3} \quad (14)$$

Так же как и при распределении кривых K_8^{δ} , рабочий диапазон кривой (14) K_{16}^{δ} зависит от размещения приемных отверстий насадков (рис. 2).

В ы в о д ы

При тарировке пятиканальных насадков наряду с определением $K_{\delta}^{\delta} = f(\delta)$ целесообразно также проанализировать возможности использования кривых K_{δ}^{δ} в соответствии с формулами (8) – (14).

Четырехканальный насадок более прост в изготовлении и удобен в работе. Однако диапазон измерений углов δ с помощью тарировочной кривой K_{δ}^{δ} меньше, чем при использовании K_{δ}^{δ} в пятиканальном зонде.

Рабочий диапазон угла δ между экстремумами $K_{\delta}^{\delta} = f(\delta)$ зависит от конструктивных особенностей торцевой части насадка.

Л и т е р а т у р а

1. Повх И.Л. Техническая гидромеханика. Л., 1969. 2. Горлин С.М., Слезингер И.И. Аэродинамические измерения. Методы и приборы. М., 1964.

К.Ф. Степанчук, М.А. Трембицкий,
В.Н. Севастьянюк

О СКОРОСТИ РАСТВОРЕНИЯ ГАЗОВЫХ ПУЗЫРЬКОВ В ТРАНСФОРМАТОРНОМ МАСЛЕ

Динамика растворения газовых пузырьков в трансформаторном масле представляет большой практический интерес, так как наличие их в масле может привести к заметному снижению напряжения пробоя масляного промежутка и, следовательно, всей масло-барьерной или бумажно-масляной изоляционной конструкции. Кроме того, в воздушных включениях могут развиваться при переменном напряжении частичные разряды, разрушающие твердые компоненты комбинированной изоляции. Пузырьки в масле могут появляться вследствие частичных пробоев масляных прослоек [1], местных перегревов, вибрации [2]. При этом выделяется растворенный в масле газ и газы углеводородного ряда. Работ, посвященных динамике растворения газовых пузырей в масле, мало [3], материал их ограничен, в основном, изучением скорости растворения газовых пу-

зырьков, образующихся при частичных разрядах. Состав исходных газов в пузырьке при этом неизвестен. В данной работе приводятся результаты исследования скорости растворения пузырьков различных газов в насыщенном газом и обезгаженном трансформаторном масле.

Точное теоретическое описание процесса растворения газового пузырька в жидкости требует решения уравнения диффузии вида

$$\nabla^2 N = - D \frac{\partial N}{\partial t} \quad (1)$$

При этом

$$\frac{dG}{dt} = 4\pi r^2 k \left(p_{\Pi} + \frac{2\sigma}{r} - \alpha N \right), \quad (2)$$

где N -- концентрация газа в масле; G и p_{Π} -- вес и давление газа в сферическом пузырьке большого радиуса; r -- радиус пузырька; σ -- поверхностное натяжение; D, k и α -- коэффициенты, зависящие от рода газа, масла и других факторов.

Решить эту систему уравнений с учетом подвижной стенки пузырька трудно. Поэтому в первом приближении примем $\frac{\partial N}{\partial t} = 0$ и $\alpha N = p_M$, т.е. процесс растворения -- квазистационарный и концентрация газа в масле у стенки пузырька пропорциональна давлению растворенного в масле газа (p_u). При таких допущениях задача описывается соотношениями:

$$\frac{dG}{dt} = 4\pi r^2 k \left(p_{\Pi} + \frac{2\sigma}{r} \right); \quad (3)$$

$$G = \frac{4}{3} \pi r^3 \frac{M \left(p_{\Pi} + \frac{2\sigma}{r} \right)}{RT}, \quad (4)$$

где p_{Π} -- избыточное давление газа в пузырьке бесконечного радиуса $p_{\Pi} = p_{\Pi} - p_M$; M -- молекулярный вес газа; R -- универсальная газовая постоянная; T -- абсолютная температура. Решая совместно (3) и (4), получим в общем случае

$$t = A(r_0 - r) \frac{p_{\Pi}}{p_u} - A \frac{2\sigma}{p_u} \left(\frac{p_{\Pi}}{p_u} - \frac{2}{3} \right) \ln \frac{\frac{2\sigma}{r_0} + p_u}{\frac{2\sigma}{r_0} + p_u \frac{r}{r_0}}. \quad (5)$$

Здесь $A = \frac{M}{RTk}$, r_0 — начальный радиус пузырька.

Эксперименты проводились для насыщенного воздухом и насыщенного газом трансформаторного масла. Растворялись пузырьки воздуха, водорода, метана, этилена. Пузырьки вводились в герметизированный шприц объемом 20 мл, заполненный маслом. Контроль за размерами осуществлялся с помощью микроскопа. Результаты экспериментов приведены на рис. 1 и 2. На этих же рисунках приведены зависимости $t = f(r, r_0)$.

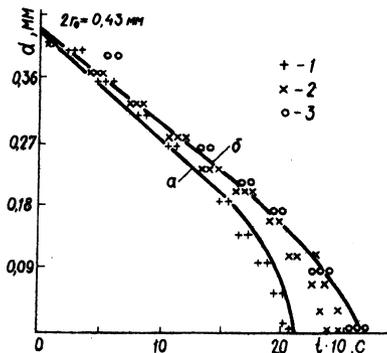


Рис. 1. Растворение газовых пузырьков в обезгаженном трансформаторном масле (ГОСТ 982—68 ТКП): 1—этилен; 2—метан; 3—воздух; а, б — кривые, построенные по соответствующим формулам.

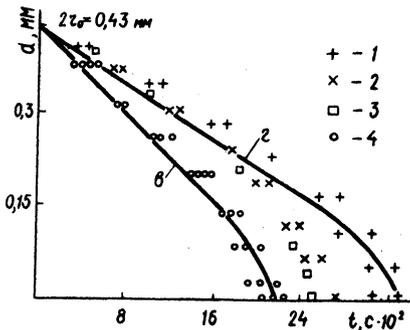


Рис. 2. Растворение газовых пузырьков в насыщенном газом трансформаторном масле: 1—водород; 2—этилен; 3—метан; 4—воздух; в, г — кривые, построенные по формулам.

соответствующие следующим аппроксимациям: для обезгаженного масла ($p = 10 \div 20$ мм рт. ст.); а) $t = 1340 (r_0 - r) - 80 + 18 \ln (0,5 + 10^2 \frac{r}{r_0})$ (этилен); б) $t = 1500 (r_0 - r) - 70 + 16 \ln (0,5 + 10^2 \frac{r}{r_0})$ (метан, воздух); для насыщенного газом масла в) $t = 13500 (r_0 - r) - 830 + 180 \ln x (0,5 + 10^2 \frac{r}{r_0})$ (воздух); г) $t = 20000 (r_0 - r) - 1000 + 220 \ln (0,5 + 10^2 \frac{r}{r_0})$ (водород). Аналогичные аппроксимирующие зависимости можно получить и для других газов. Как

видим, соотношения а)—г) соответствуют выражению (5), т.е. принятые допущения приводят к качественному решению, правильно описывающему процесс растворения.

В ы в о д ы

Скорость растворения пузырьков газа в масле незначительно зависит от рода исходного газа в пузырьке.

В обезгаженном масле пузырьки газа растворяются примерно на порядок быстрее, чем в насыщенном воздушном масле.

Полученное теоретически выражение (5) качественно правильно описывает процесс растворения пузырьков газа в масле.

Л и т е р а т у р а

1. Бумажно-масляная изоляция в высоковольтных конструкциях. Под ред. Г.С. Кучинского. М.—Л., 1963. 2. Степанчук К.Ф., Ржевская С.П. О возможности выделения газа из трансформаторного масла при вибрации в масле твердых деталей. — "Изв. вузов. Энергетика", 1965, № 9. 3. Пинталь Ю.С. Растворение газовых включений в минеральном изоляционном масле. — "Изв. вузов СССР. Энергетика", 1964, № 7.

А.А. Полищук

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ СООТНОШЕНИЯ В КЛИСТРОННОМ ГЕНЕРАТОРЕ

Идеализированная теория клистронного генератора, выполненного на отражательном клистроне, рассматривает наиболее общие физические явления в этом приборе, не затрагивая тех электронных процессов, которые могут вызывать отдельные факторы реальной системы.

Увеличение угла пролета электронов через СВЧ-зазор влечет за собой значительное увеличение монотронных потерь, которые становятся сравнимыми с тепловыми потерями в резонаторе. Поэтому большой практический интерес представляет рассмотрение влияния модуляционных потерь на основные энергетические соотношения в клистронном генераторе.

Проанализируем кинематику электронов, пронизывающих зазор в прямом и обратном направлениях. Интегрируя уравнение движения электрона между сетками резонатора и подставляя значение скорости и координаты в начальный момент времени, получим выражения скорости электрона и его фазы на выходе СВЧ-зазора

$$v_d = v \left\{ 1 - \mu [\cos(\varphi + \psi) - \cos\psi] \right\}; \quad (1)$$

$$\varphi_0 = \varphi (1 + \mu \cos\psi) + \mu \sin\psi - \mu \sin(\varphi + \psi). \quad (2)$$

Здесь $\mu = \frac{IU}{mv_0 \omega}$; $\omega(t - t') = \varphi$; $\omega t' = \psi$.

Уравнение для скорости электрона, пролетевшего резонатор вторично, имеет следующий вид [1]:

$$V_2 = V_d \left\{ 1 + \mu_1 [\cos(\psi' + \varphi_2) - \cos\psi'] \right\}. \quad (3)$$

Здесь $\varphi_2 = \varphi'_0 - \mu_1 [\sin(\psi' + \varphi_0) - \sin\psi' - \varphi_0 \cos\psi']$;

$$\psi' = \psi + \phi + \varphi_1; \quad \phi = \frac{4I\omega}{V_0} \cdot \frac{V_0}{V_0 - U_{отр}} \times$$

$$\times \frac{v_d}{V_0};$$

$$\mu' = \mu \frac{V_0}{v_d}; \quad \varphi'_0 = \varphi \frac{V_0}{v_d}.$$

С учетом (1), (2) и (3) получим следующее уравнение для энергии, выделяемой электронным потоком за единицу времени в резонаторе:

$$W_k = \frac{\mu I_0 V_0}{\pi} \int_0^{2\pi} [P(\psi') - P(\psi)] d\psi + \mu^2 \frac{I_0 V_0}{2\pi} \times \int_0^{2\pi} [P(\psi') - P(\psi)]^2 d\psi. \quad (4)$$

При ограничении ряда членами второго порядка малости можно выражения для $P(\Psi')$ и $P(\Psi)$ в подынтегральной функции второго слагаемого формулы (4) заменить их значениями при $\mu = 0$, т.е.

$$P_0(\Psi) = \cos(\Psi + \varphi_0) - \cos\Psi = 2 \sin\left(\Psi + \frac{\varphi_0}{2}\right) \times \sin \frac{\varphi_0}{2}; \quad (5)$$

$$P_0(\Psi') = \cos(\Psi + \varphi_0) - \cos\Psi' = 2 \sin \frac{\varphi_0}{2} \times \sin\left(\Psi + \varphi_0 + \Phi + \frac{\varphi_0}{2}\right). \quad (6)$$

Подставляя (5) и (6) во второе слагаемое соотношения (4) и разлагая подынтегральную функцию первого слагаемого выражения (4) в ряд, ограничиваясь членами первого порядка малости относительного параметра μ , $\frac{3}{4}$ для центра зон генерации $\varphi_n = \Phi_0 + \varphi_0 = 2\pi\left(n + \frac{3}{4}\right)$, т.е. при $\sin\varphi_0 = 1$, получим выражение для полной колебательной мощности клистронного генератора окончательно в следующем виде:

$$\left\{ \begin{aligned} W_k &= 4\mu I_0 V_0 \sin \frac{\varphi_0}{2} J_1\left(2\mu V_0 \sin \frac{\varphi_0}{2}\right) - \\ &- 2I_0 V_0 \mu^2 \left[2(1 - \cos \varphi_0) - \varphi_0 \sin \varphi_0\right] - 4\mu^2 I_0 V_0 \varphi_0 \times \\ &\times (1 - \cos \varphi_0). \end{aligned} \right. \quad (7)$$

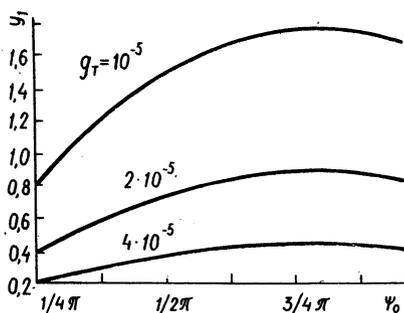
Из выражения (7) видно, что при конечном угле пролета электронов через зазор резонатора колебательная мощность в отражательном клистроне снижается на удвоенную величину модуляционных потерь при прямом пролете электронов и на дополнительный член, пропорциональный углу пролета. Таким образом, при обратном пролете электронов через зазор резонатора потери на модуляцию электронного потока в центре зон колебаний больше, чем при прямом. Анализируя соотношение (7) и сравнивая его с аналогичными выражениями для полной колебательной мощности [2--4], где не учитываются члены раз-

ложения в ряд вплоть до квадратичных, видно, что соотношение (7) становится эквивалентным для полной колебательной мощности нагруженного клистрона с эквивалентной проводимостью

$$g_e = g_o M^2 \left(\varphi_o + 1 - \frac{\varphi_o}{2} \operatorname{ctg} \frac{\varphi_o}{2} \right), \quad (8)$$

т.е. учет мощности, идущей на модуляцию электронного потока высокочастотным полем, приводит к значительному увеличению собственной активной проводимости резонатора. Та-

Рис. 1. Относительная зависимость электронной проводимости и проводимости тепловых потерь в зависимости от угла пролета электронов через зазор резонатора.



ким образом, модуляционные потери для реальных условий эксплуатации клистронных генераторов могут превосходить тепловые потери и определять величину и ход кривых, характеризующих основные параметры отражательного клистрона в зависимости от угла пролета электронов в зазоре резонатора. На рис. 1 приведено соотношение между значениями относительной электронной проводимости $y = \frac{g_e}{g_o}$, вычисленной на основании (8), и величинами проводимости тепловых потерь g_T , реально встречающихся на практике, т.е. $y_1 = \frac{y}{g_T}$ в зависимости от угла пролета.

Л и т е р а т у р а

1. Савельев В.Я. К теории монотрона. — "Электронная техника", сер. 1, 1966, № 10.
2. Шевчик В.Н. Основы электроники СВЧ. М., 1959.
3. Лопухин В.М. Возбуждение электромагнитных колебаний и волн электронными потоками. М., 1953.
4. Бекк А. Электронные лампы. Пер. с англ. Под общ. ред. С.А. Оболенского. М., 1958.

ПОВЫШЕНИЕ ЭКОНОМИЧНОСТИ НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ
УСТРОЙСТВ В КУЗНЕЧНОМ ЦЕХЕ ГПЗ-11

Повышение экономичности печей для нагрева металла можно достичь за счет сокращения удельных расходов топлива в сочетании с достаточной производительностью и уменьшением потерь металла в окалину. В условиях ГПЗ-11 эта задача решалась за счет применения более совершенных газогорелочных устройств и установки теплообменников в дымовых печах. Было принято решение вместо инжекционных горелок установить акустические серии КГМГ конструкции "НИИТМАШ" (г. Волгоград) и одноходовые рекуператоры из хромистой стали. Проведена серия испытаний на камерных шелевых печах при нагреве цилиндрических заготовок под раскатку с инжекционными и акустическими горелками. Анализировалась полнота сгорания топлива в горелочном туннеле, тепловые режимы, производительность печи, а также окисление и обезуглероживание стали ШХ-15.

Установлено, что применение горелок КГМГ резко улучшает качество сжигания топлива уже в горелочном туннеле (табл.1).

Таблица 1

Тип горелок	Состав продуктов сгорания				
	CO ₂	O ₂	CO	H ₂	CH ₄
Инжекционные	8,8	1,0	5,0	5,4	0,1
Акустические	9,0	0,3	1,2—1,05	0,9	0,1

Очевидно, это объясняется возникновением акустических колебаний, которые интенсифицируют горение, улучшают перемешивание топлива и окислителя и как следствие — увеличивают температуру пламени в печи. Это позволяет совершенно по-иному подходить к принципу построения рабочего пространства печи. Отпадает необходимость в больших размерах рабочего пространства агрегата (практически не нужно дожигание горючих газов, ибо они почти полностью сгорают в туннеле) и становится возможным в максимальной мере выполнение принципа оптимальности по отношению к конфигурации печи

$$\frac{Q_{\text{пот}}}{Q_{\text{п}}} = f(K_{\text{Ф}}^{\text{opt}}), \quad (1)$$

где $Q_{\text{пот}}$ — величина тепловых потерь через стенки ог-
раждающей камеры; $Q_{\text{п}}$ — полезное тепловосприятие в каме-
ре печи; $K_{\text{Ф}}$ — коэффициент формы.

Расчеты показали, что оптимальные значения величин $K_{\text{Ф}}^{\text{opt}}$
лежат в пределах 1,2—1,4 для печей кузнечного цеха ПЗ-11.

Соответственно этому видимый расход топлива B снижается,
так как можно достичь $K_{\text{Ф}}^{\text{opt}}$ и применить подогрев воздуха,
как это видно из уравнения

$$B = \frac{Q_{\text{п}} \left(1 + \frac{Q_{\text{пот}}}{Q_{\text{п}}} \right)}{Q_{\text{н}}^{\text{р}} + Q_{\text{ф.в}} - Q_{\text{ух}}} \quad (2)$$

где $Q_{\text{ф.в}}$ — физическое тепло воздуха на входе в рабо-
чую камеру.

Расчеты показали, что применение подогрева воздуха улуч-
шает технико-экономические показатели работы печи (табл .
2).

Таблица 2

Тип горелки	Расход топли- ва нм ³ /ч	Произ- води- тель- ность печи по метал- лу, кг/ч	Характеристика печи		
			к. п. д %	расход топлива, нм ³ /кг	расход тепла, ккал/кг
Инжекционные	118,0	505,0	9,1	0,234	1870
	139,0	649,0	9,9	0,214	1715
Акустические без по- догрева воздуха	125,0	650,0	11,3	0,193	1540
	154,0	872,0	11,9	0,176	1410
То же, с подогревом воздуха	124,0	690,0	14,1	0,160	1350
$t_{\text{в}} = 100\text{--}110^{\circ}\text{C}$					

Сокращение времени нагрева заготовок позволило сни-
зить потери металла на окислении. Подсчет угара
металла производился по эмпирическим формулам и теорети-
ческие величины сравнивались с опытными данными.

Расчеты окисления и обезуглероживания велись соответ-
ственно по уравнениям

$$\delta_{\text{FeO}} = a\tau^{0,5} + b\tau ;$$

$$\delta_c = c\tau^{0,5} ,$$

где δ_{FeO} и δ_c — соответственно глубина окисленного и обезуглероженного слоя; а, b и c — опытные коэффициенты ; τ — продолжительность нагрева.

При условии, что время нагрева заготовок строго контролировалось, потери на окисление снизились с $\delta_{\text{FeO}} = 1,2-1,4$ мм до 0,9—0,92 мм.

В настоящее время намечены мероприятия по переводу всех печей кузнечного цеха на акустические горелки с рекуператорами.

СО Д Е Р Ж А Н И Е

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Качан А.Д., Леонков А.М., Муковозчик Н.В., Нефедова Т.Г., Шишея П.Н. Учет влияния начальных и конечных параметров пара при расчете энергетических характеристик теплофикационных турбин на ЭВМ 3

Леонков А.М., Качан А.Д., Кусков И.А. Исследование оптимальных способов прохождения минимумов нагрузки блоками 150 – 300 МВт 8

Шнайдерман Ю.М. Повышение эффективности тепловых схем и оборудования ТЭЦ 12

Ганжин А.А. Учет неравномерности теплотребления для повышения эффективности использования тепловой мощности промышленно-отопительной ТЭЦ 16

Поливенок В.А., Мельник Л.И., Кулаков Г.Т. К вопросу разработки и внедрения САР процесса горения и температуры вторичного пара котла ТГМП-114 энергоблока мощностью 300 МВт 21

Жидович О.В., Стриха И.И., Барышев В.И. Коррозия металлических газопроводов парогенераторов, сжигающих сернистые топлива 29

Дунский В.Д., Толчинский Е.Н., Ашейчик В.В. Исследование процесса разделения пыли фрезерного торфа в пылеконцентраторах пылесистем с мельницами-вентиляторами . . 34

Степанчук В.Ф., Романюк В.Н. Экспериментальное исследование аномалии удельного объема воды 38

Степанчук В.Ф., Мигуцкий Е.Г. К расчету максимального коэффициента теплоотдачи в двухфазных водо-воздушных потоках 45

Шило А.Ф., Малевич Ю.А. Теплообмен в многослойной стенке с источниками 49

Солдаткин М.Т., Кравец В.Ф. Прогрев бетонных изделий в парогазовой камере 57

Фатеев Г.А., Тарасевич Л.И., Заватко А.М. Некоторые вопросы приложения резонансных тепловых волн к процессу тепловой регенерации адсорбента 59

Седнин В.А. Движение твердого адсорбента в двухкомпонентном потоке 63

Жихар Г.И., Руденков Б.М., Гурин Д.И. Сепарация и горение единичной капли жидкого топлива в циклонной камере 65

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Поспелов Г.Е., Короткевич М.А., Ясюкович Э.И. Программа планирования эксплуатационных работ в электрических сетях 72

Фальковский О.В. Формализация построения алгоритмов в автоматизированной системе проектирования энергетических объектов 77

+ Ничипорович Л.В., Радкевич В.Н. Определение объемов информации при построении информационных моделей распределительных сетей 83

Новаш В.И., Стрелюк М.И., Свита Л.Н., Сергей И.И., Зарецкий Е.Ф. Расчет установившегося режима дальних линий электропередач сверхвысокого напряжения с помощью ЭЦВМ 87

Поспелов Г.Е., Воротницкий В.Э. Об учете фактора времени при определении оптимального соотношения между капиталовложениями и стоимостью потерь электроэнергии в линиях электропередачи 92

Сыч Н.М., Фурсанов М.И., Желтиков Е.А. К методике выбора мощностей трансформаторов подстанций 97

Баранова А.И. О необходимости прогнозирования количества новых присоединений на действующих подстанциях 35 – 110 кВ	101
Федин В.Т. Экономические сечения криорезистивных линий электропередачи	103
Федин В.Т., Белянчев Ю.В. К вопросу об оптимальном размещении рефрижераторных установок вдоль трассы криогенной линии электропередачи	106
Белянчев Ю.В. Исследование технико-экономических показателей коаксиальной сверхпроводящей линии электропередачи	112
Птицына Л.И. Экономический эффект оптимизации режимов городских электрических сетей	116
Пекелис В.Г., Розенберг А.Е. Оптимизация размещения шунтовых конденсаторных батарей на распределительных системных подстанциях	120
Русан В.И., Хруцкий О.В. Перспективы применения напряжения 660 В при электрификации сельского хозяйства	123
Новаш В.И., Стрелюк М.И., Свита Л.Н., Королев В.Н., Аболтина А.А. К методике исследования диффазной высокочастотной защиты с размещением информационных органов под рабочим потенциалом ЛЭП	127
Соколик Л.И. О теоретических характеристиках дифференциальных защит	132
Скварко Э.А., Валуев В.С., Микулович Н.С. Расчет на ЭЦВМ токораспределения в трехфазных коробчатых токопроводах при произвольном расположении шин	136
Решетникова Н.Д. Преобразование релейно-контактной схемы для определения булевой производной	141
Чаплина А.И. Область применения теории вероятностей в энергетике	145

ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ МЕХАНИЗМОВ

Баракса А.П., Ильин О.П. Автоматическая коррекция технологического режима на фрезерных станках с частотнорегулируемым электроприводом главного движения	149
---	-----

- Ползик П.В. Аналитическое конструирование систем управления электроприводом по прямым показателям качества 152
- Ильин О.П. Об оптимальном передаточном числе редуктора электропривода постоянного тока, работающего в динамических режимах 156
- Писарик Л.С. Оптимизация внешней характеристики автономного тягового генератора в случае ее линейности 164
- Кривцов В.В., Михеев Н.Н., Раткевич Е.П. Реверсивный тиристорный электропривод постоянного тока 169
- Михеев Н.Н., Сацукевич В.Н. Система управления тиристорным преобразователем для питания группы электродвигателей постоянного тока 175
- Нисенбаум Б.И., Шоффер М.И. Электропривод постоянного тока с обратной связью по э.д.с. двигателя 178
- Баханович Г.А., Герман-Галкин С.Г., Кузьмин Б.П. Анализ работы тиристорного преобразователя с устройствами слежения за током якоря и напряжением на коммутирующем конденсаторе 182
- Фираго Б.И., Сидоров В.Г. Схема замещения асинхронного двигателя для расчета электромагнитных процессов при несинусоидальном питающем напряжении 189
- Фираго Б.И., Сидоров В.Г., Беляев В.П. Метод расчета электромагнитных процессов в асинхронном двигателе при несинусоидальном питающем напряжении 195
- Беляев В.П., Ильин О.П., Петренко Ю.Н. Динамика электропривода лифта с частотноуправляемым электродвигателем 201
- Павлович С.Н. О пульсациях скорости вращения асинхронного двигателя при питании от НПЧ 205
- Розум Т.Т. Расчет переходных процессов в магнитном усилителе без обратной связи с помощью направленного графа 208
- Родин А.Я., Решетиллов А.Р. Комплексные коэффициенты передачи однозначных симметричных нечувствительности и насыщения в статических системах электропривода 214
- Мазуренко А.А., Бладыко В.М., Згуровский М.З., Горбарук В.Н., Демиденко Л.И., Дементьев О.А., Кли-

мович В.М. Феррорезонансный стабилизатор синусоидального напряжения	218
Кириенко Н.Е., Родионов А.С., Бендиков В.Д., Вораксо Л.С. Повышение разрешающей способности конечных бесконтактных выключателей	220
Олешкевич М.М., Гончар А.А., Прима В.М., Королев О.П. О целесообразности применения электроподогрева на распределительных нефтебазах	224
Степанов А.М., Русан В.И. К разработке методики ускоренных испытаний на надежность маломощных трансформаторов	228

НАУЧНЫЕ СООБЩЕНИЯ

Жихар Г.И., Шимко Н.И., Руденков Б.М., Карницкий Н.Б. Реконструкция котла № 5 Минской ТЭЦ-2 с установкой горизонтальных циклонов	232
Курилин Л.А. Новая схема авторегулирования непрерывной продувки осветлителей	234
Байрашевский Б.А., Смирнова И.А., Мац И.З., Третьякович В.Г. Тарировочные данные насадков для аэродинамических измерений в трехмерном потоке	239
Степанчук К.Ф., Трембицкий М.А., Севастьянюк В.Н. О скорости растворения газовых пузырьков в трансформаторном масле	243
Полищук А.А. Энергетические соотношения в клистронном генераторе	246
Козлов А.И., Скалабан В.Н. Повышение экономичности нагревательных устройств в кузнечном цехе ГПЗ-11	250

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ.
ВЫПУСК 3

Редактор Вагабова Г.В.
Мл.редактор Бортник Н.Ф.
Худож.редактор Лапицкий В.Т.
Техн.редактор Жук Л.И.
Корректоры Боборыко З.Б., Бондаренко Н.
График Журавлева Н.В.
Операторы Маль А.И., Прохорова И.В.

АТ 06019. Подписано к печати 26/П 1976 г. Бумага
60x90 1/16. офсет. Печ.л. 17,25. Уч.-изд.л. 16,48 Изд. №
75-117. Тип. зак. 5729. Тираж 400 экз. Цена 1р.66к.

Издательство "Вышэйшая 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 621.165

Учет влияния начальных и конечных параметров пара при расчете энергетических характеристик теплофикационных турбин на ЭВМ. Качан А.Д., Леонков А.М., Муковозчик Н.В., Нефедова Т.Г., Шишея П.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 3—7.

Приведена методика и порядок учета изменения начальных и конечных параметров пара при расчете энергетических характеристик на ЭВМ, что особенно важно в условиях ТЭЦ при длительной работе с параметрами, отличными от расчетных. — Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.165

Исследование оптимальных способов прохождения минимумов нагрузки блоками 150—300 МВт. Леонков А.М., Качан А.Д., Кусков И.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 8—12.

Приведены метод и некоторые результаты исследования оптимальных способов прохождения минимумов графиков нагрузок блоками 150—300 МВт, а также отмечены условия, при которых оправданным является останова части блоков в резерв. — Ил. 2. Табл. 2. Библ.1.

УДК 658.264.004

Повышение эффективности тепловых схем и оборудования ТЭЦ. Шнайдерман Ю.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 12—15.

Рассматриваются малозатратные мероприятия, позволяющие повысить эффективность действующих ТЭЦ путем изменения некоторых проектных схем оборудования. — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 658.264.004

Учет неравномерности теплотребления для повышения эффективности использования тепловой мощности промышленно-отопительной ТЭЦ. Ганжин А.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 16--21.

Рассмотрены вопросы увеличения степени использования теплофикационного оборудования ТЭЦ за счет присоединения дополнительных потребителей. Показано, что с учетом ряда новых условий (скорость ветра, бытовое и промышленное тепловыделение и др.) будут обеспечены нормальные тепловые режимы теплотребления в периоды значительного снижения наружных температур (до $-15 \div -20$ °С). -- Ил. 4. Библ. 1.

УДК 621.311.22--52

К вопросу разработки и внедрения САР процесса горения и температуры вторичного пара котла ТГМП-114 энергоблока мощностью 300 МВт. Поливенок В.А., Мельник Л.И., Кулаков Г.Т. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 21--29.

Приведена функциональная схема системы регулирования котлов ТГМП-114 дубль-блоков Лукомльской ГРЭС, работающих на мазуте в диапазоне от 300 до 150 МВт со скользящим давлением острого пара перед турбиной, настройки основных регулирующих приборов. Показано, что наиболее целесообразно регулировать температуру вторичного пара воздействием на рециркуляцию дымовых газов. Указывается также, что для улучшения качества регулирования в рабочем диапазоне изменения режимов необходимо дополнить систему автоматики устройством коррекции параметров динамической настройки регуляторов в зависимости от нагрузки котла. -- Ил.2. Табл.1.

УДК 621.181:697.8:620.197

Коррозия металлических газоходов парогенераторов, сжигающих сернистые топлива. Жидович С.В., Стриха И.И., Барышев В.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 29--34.

Изложены особенности протекания процессов коррозии в металлических газоходах при сжигании сернистых мазутов и каменных углей марки Г (ГСШ). Показано влияние на кор-

розию температурного поля газовой среды и аэродинамических характеристик по сечению газохода. Приведены факторы, определяющие скорость коррозии газоходов. Предложены мероприятия по конструктивному оформлению газоходов и компенсаторов. — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 662.641.034

Исследование процесса разделения пыли фрезерного торфа в пылеконцентраторах пылесистем с мельницами-вентилятора — ми. Дунский В.Д., Толчинский Е.Н., Ашейчик В.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 34 — 37.

Приводятся результаты экспериментального исследования разделения пылегазового потока в лопаточном пылеконцентраторе, установленном на напорном тракте пылесистемы с мельницей-вентилятором.

Представлено изменение доли сброса материала и коэффициента сопротивления пылеконцентратора в зависимости от угла наклона лопаток и отношения L/D . — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 621.1.016

Экспериментальное исследование аномалии удельного объема воды. Степанчук В.Ф., Романюк В.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 38—45.

Рассматривается значение исследования $P-V-T$ соотношения в районе аномалии плотности. Описывается экспериментальная установка для определения этого соотношения. Приводятся полученные экспериментальные данные, погрешность которых не больше 0,01 %. — Ил. 3. Библ. 8.

УДК 536.246

К расчету максимального коэффициента теплоотдачи в двухфазных водо-воздушных потоках. Степанчук В.Ф., Мигуцкий Е.Г. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 45—47.

Приведена методика экспериментального исследования природы максимального коэффициента теплоотдачи в двухфазных водо-воздушных потоках. Даны уравнения для расчета максимального коэффициента теплоотдачи. — Ил. 1. Библ. 3.

УДК 621.1.016

Теплообмен в многослойной стенке с источниками. Шило А.Ф., Малевиц Ю.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 49—56.

Получено аналитическое решение задачи теплопроводности в многослойной стенке. Решение представлено рядом, коэффициенты которого определяются из линейной системы относительно этих коэффициентов. Решение задачи единое для граничных условий любого рода. При изменении рода граничных условий несколько изменяется лишь система для определения коэффициентов ряда. — Библ. 9.

УДК 666.97.033

Прогрев бетонных изделий в парогазовой камере. Солдаткин М.Т., Кравец В.Ф. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 57—59.

Приведена методика расчета зоны подъема температуры в камере туннельного типа, обогреваемой низкотемпературной парогазовой смесью, полученной за счет непосредственного увлажнения продуктов сгорания природного газа. — Библ. 4.

УДК 536.244

Некоторые вопросы приложения резонансных тепловых волн к процессу тепловой регенерации адсорбента. Фатеев Г.А., Тарасевич Л.И., Заватко А.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 59—62.

Рассматривается ограничение метода резонансных тепловых волн применительно к процессам десорбции насыщенного слоя адсорбента. Согласно анализу отношение концентраций адсорбента в насыщающем и десорбционном потоках примерно пропорциональны отношению скоростей переноса концентрационной и тепловой волн. — Библ. 3.

УДК 533.6.011

Движение твердого адсорбента в двухкомпонентном потоке. Седнин В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 63—65.

Рассматривается силовое поле при движении твердого мелкодисперсного адсорбента в потоке. На основании такого рас-

смотрения приводится модель потока и даются формулы для расчета поперечной составляющей скорости. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.133.1

Сепарация и горение единичной капли жидкого топлива в циклонной камере. Жихар Г.И., Руденков Б.М., Гурин Д.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 65—71.

Рассматривается влияние отдельных факторов как конструктивных, так и режимных на сепарационную способность потока в циклонной камере.

Приведены результаты расчета времени сепарации, времени выгорания и степени выгорания капли в объеме циклонной камеры за время сепарации для капель с начальным диаметром от 50 до 500 мкн в циклоне диаметром 0,65 м и 1,85 м. — Ил. 2. Библ. 5.

УДК 621.311

Программа планирования эксплуатационных работ в электрических сетях. Поспелов Г.Е., Короткевич М.А., Ясюкович Э.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 72—77.

Приводится описание программы планирования эксплуатационных работ по структурным подразделениям предприятия электрических сетей, составленной применительно к машине БЭСМ-4. — Ил. 2. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.315.1

Формализация построения алгоритмов в автоматизированной системе проектирования энергетических объектов. Фальковский О.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 77—83.

Изложены два алгоритма формального построения алгоритмов — синтеза сетевых моделей технологического процесса проектирования и расчетно-логического. Последний алгоритм иллюстрирован примером выбора материала опор воздушных линий электропередачи. Показаны области возможного использования приведенных алгоритмов. — Ил. 4. Табл. 2. Библ. 1.

УДК 621.316.1:65.011.56

Определение объемов информации при построении информационных моделей распределительных сетей. Ничипорович Л.В., Радкевич В.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 83--86.

Рассматриваются вопросы определения объема исходной информации в информационных моделях распределительных сетей 6--20 кВ. Исследуется зависимость количества информации в информационной модели от объема сети. Приводятся данные использования запоминающих устройств ЭВМ ЕС-1020 при хранении информации. — Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.315.1.001.24

Расчет установившегося режима дальних линий электропередач сверхвысокого напряжения с помощью ЭЦВМ. Новаш В.И., Стрелюк М.И., Свита Л.Н., Сергей И.И., Зарецкий Е.Ф. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 87--92.

Рассматривается возможность расчета установившегося режима протяженных трехфазных линий на основе Т-образной цепочечной схемы замещения ЛЭП.

Предложена методика расчета параметров линий электропередач сверхвысокого напряжения по заданным параметрам режима в конце линии. Составлены алгоритм и программа расчета нормальных режимов электропередач на ЭЦВМ с учетом трансформации фаз и влияния близости земли. — Ил. 3. Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.311.1

Об учете фактора времени при определении оптимального соотношения между капиталовложениями и стоимостью потерь электроэнергии в линиях электропередачи. Поспелов Г.Е., Воротицкий В.Э. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 92--97.

Предлагается методика расчета оптимальных по минимуму приведенных затрат потерь мощности в линии с учетом роста нагрузки. Методика может найти практическое применение для ориентировочных инженерных расчетов, а также для исследования влияния различных факторов на оптимальное соотношение между капиталовложениями и стоимостью потерь энергии в ли-

ниях электропередачи. Расчеты могут быть уточнены с помощью ЭЦВМ, однако расход машинного времени на поиск оптимального решения существенно сократится за счет предварительного сужения области оптимизации. -- Библ. 3.

УДК 621.311.42.026.446/447.001.2.003.1

К методике выбора мощностей трансформаторов подстанций. Сыч Н.М., Фурсанов М.И., Желтиков Е.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 97--100.

Предложена методика и алгоритм выбора оптимальной мощности трансформаторов с учетом оптимальной стратегии развития подстанций, динамики роста нагрузки и фактора времени. Достигается повышение эффективности капиталовложений в подстанции и обеспечивается единый подход к решению задачи в проектном и эксплуатационном вариантах.-- Библ. 1.

УДК 621.316.1

О необходимости прогнозирования количества новых присоединений на действующих подстанциях 35--110 кВ. Баранова А.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 101--102.

Для повышения эффективности капиталовложений в электрические сети указывается на необходимость прогнозирования нагрузок действующих подстанций по каждому напряжению и присоединению. Дана методика прогнозирования новых присоединений. -- Табл. 1.

УДК 621.311.1:621.315.05

Экономические сечения криорезистивных линий электропередачи. Федин В.Т. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 103--106.

Излагается метод выбора сечений проводников криорезистивных кабельных линий электропередачи по экономической плотности тока. Получены формулы для определения экономической плотности тока, экономических сечения и диаметра фаз. -- Библ. 3.

УДК 621.311

К вопросу об оптимальном размещении рефрижераторных установок вдоль трассы криогенной линии электропередачи. Фе-

дин В.Т., Белянчев Ю.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 106—112.

Описана методика определения оптимальных расстояний между рефрижераторными установками по трассе криогенной линии электропередачи и некоторые результаты расчетов, проведенных на ЭЦВМ по программе, составленной по описанной методике. — Ил. 4. Библ. 2.

УДК 621. 311

Исследование технико-экономических показателей коаксиальной сверхпроводящей линии электропередачи. Белянчев Ю.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 112—115.

На основе результатов расчета технико-экономических показателей сверхпроводящего кабеля трехфазной коаксиальной конструкции на ЭЦВМ "Минск-22" получены значения экономических мощностей для различных номинальных напряжений, области экономических номинальных напряжений, а также оптимальные геометрические размеры криогенной оболочки. — Ил. 2, Библ. 2.

УДК 621.315

Экономический эффект оптимизации режимов городских электрических сетей. Птицына Л.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 116—120.

Определен экономический эффект оптимизации режимов распределительных сетей ряда городов Советского Союза. Показана значительность экономического эффекта оптимизации режимов по минимуму потерь мощности.

Иллюстрируется существенное возрастание потерь мощности в распределительных сетях при небольшом отступлении от оптимального их распределения. — Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.311.1:621.319.4

Оптимизация размещения шунтовых конденсаторных батарей на распределительных системных подстанциях. Пекелис В.Г., Розенберг А.Е. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 120—123.

Обоснована возможность массового внедрения нерегулируемых шунтовых конденсаторных батарей на распределительных системных подстанциях.

Описан алгоритм оптимизации размещения ШКБ с учетом постоянной составляющей приведенных затрат. — Ил. 1, Библ. 2.

УДК 631.371:621.311

Перспективы применения напряжения 660 В при электрификации сельского хозяйства. Русан В.И., Хруцкий О.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 123—127.

Обосновываются целесообразность и перспективы применения напряжения 660 В при электрификации сельского хозяйства на современном этапе. Приводятся результаты технико-экономического сравнения вариантов и схем электроснабжения сельскохозяйственных объектов на напряжении 380 и 660 В. — Табл. 1. Библ. 3.

УДК 621.316.925

К методике исследования диффазной высокочастотной защиты с размещением информационных органов под рабочим потенциалом ЛЭП. Новаш В.И., Стрелюк М.И., Свита Л. Н., Королев В.Н., Аболтина А.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 127—131.

Предложена методика исследования диффазной высокочастотной защиты ЛЭП. Составлены алгоритм и программа расчета защиты. — Ил. 3, Библ. 3.

УДК 621.316.925

О теоретических характеристиках дифференциальных защит. Соколик Л.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 132—136.

Описаны характеристики дифференциально-токовых (продольных) защит в комплексной плоскости и на действительной оси.

Предлагаемые характеристики с достаточной полнотой описывают поведение защиты в рамках принятых допущений и вне зависимости от ее конкретного исполнения. Учитывая это, а также то, что характеристики в описанной форме могут быть получены непосредственно экспериментально, предлагаемые характеристики могут служить основой для оценки, сопоставления и классификации дифференциальных защит. — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 631.316.35

Расчет на ЭЦВМ токораспределения в трехфазных коробчатых токопроводах при произвольном расположении шин. Скварко Э.А., Валуев В.С., Микулович Н.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 136—141.

Рассматривается рациональный метод расчета на ЭЦВМ распределения тока по отдельным сечениям коробчатого пакета в трехфазном токопроводе при произвольном пространственном расположении шин.

Приводится алгоритм и описание логической блок-схемы программы расчета, которая может быть использована для нахождения распределения тока в проводниках других форм сечений. — Ил. 3. Библ.5.

УДК 62 - 50.001.4

Преобразование релейно-контактной схемы для определения булевой производной. Решетникова Н.Д. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып.3, с. 141—144.

Предлагается метод определения производной булевой функции (булевой производной), основанный на преобразовании исходной схемы. Приводится пример. Ил. 1. Библ. 3.

УДК 621.311.1

Область применения теории вероятностей в энергетике. Чаплина А.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 145—148.

Представлено обоснование использования теории вероятностей для исследования электрических систем и указаны основные задачи энергетики, решаемые с помощью вероятностных методов.

УДК 62 - 83:621.941

Автоматическая коррекция технологического режима на фрезерных станках с частотнорегулируемым электроприводом главного движения. Варакса А.П., Ильин Ю.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 149—151.

Рассматривается вариант системы автоматического квазиоптимального управления процессом обработки на фрезерном станке с частотно-регулируемым приводом главного движения с

упругими связями с использованием принципа самонастройки по заранее заданным критериям качества работы системы. -- Ил.1. Библиография. 2.

УДК 62 - 83.001.1:51

Аналитическое конструирование систем управления электроприводом по прямым показателям качества. Ползник П.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 152--155.

Показано, что применение аналитического конструирования для расчета систем электропривода по прямым показателям качества позволяет аналитическим путем определить структуру и параметры управляющей системы приближенно оптимальной в смысле минимума функционала при заданных уравнениях объекта, ограниченных прямых показателей качества.

Использование рассматриваемых методов на стадии проектирования и модернизации возможно для большого класса машин, работающих в режиме стабилизации скорости при значительном снижении затрат на стадии проектирования. -- Таблица.1. Библиография. 3.

УДК 62.83-52

Об оптимальном передаточном числе редуктора электропривода постоянного тока, работающего в динамических режимах. Ильин О.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 156--164.

Рассматривается метод определения оптимального передаточного числа редуктора электропривода с двигателем постоянного тока, работающего в режиме отработки заданного перемещения при оптимальном по быстродействию управлении и отсутствии технологических ограничений скорости. Задача решается с помощью принципа максимума Понтрягина. Показано, что при указанных условиях оптимальное передаточное число редуктора зависит от задаваемого перемещения и максимальной скорости двигателя. -- Ил. 3. Библиография. 4.

УДК 621.335.2.833

Оптимизация внешней характеристики автономного тягового генератора в случае ее линейности. Писарик Л.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 164--169.

Изложена методика оптимизации положения линейной внешней характеристики тягового генератора постоянного тока, приводимого дизелем, относительно идеальной характеристики постоянства мощности. Критерием оптимизации является максимальное использование мощности дизеля. — Ил. 2.

УДК 621.314

Реверсивный тиристорный электропривод постоянного тока. Кривцов В.В., Михеев Н.Н., Раткевич Е.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 169—174.

Предлагается оригинальный тиристорный электропривод постоянного тока, обеспечивающий независимое реверсирование и регулирование скорости вращения нескольких электродвигателей малой мощности.

Приводится схема системы импульсно-фазового управления, построенная по асинхронному принципу. — Ил. 4. Библ. 2.

УДК 621.313.2-544

Система управления тиристорным преобразователем для питания группы электродвигателей постоянного тока. Михеев Н.Н. Сацукевич В.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 175—178.

Рассматривается система управления тиристорным преобразователем, состоящим из базового выпрямителя и нескольких (по числу нагрузок) индивидуальных преобразователей (вентильных цепочек).

Система управления состоит из генератора импульсов (ГИ) базового выпрямителя, генератора синхронизирующих импульсов (ГСИ) и систем импульсно-фазового управления (СИФУ). Система импульсно-фазового управления индивидуального преобразователя основана на принципе интегрирования ошибки регулирования за некоторый интервал, что обеспечивает улучшение динамических и статических свойств системы.

Система управления выполнена на элементах "ЛОГИКА-Т". — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 621.34 - 52 + 621.316.7

Электропривод постоянного тока с обратной связью по э.д.с. двигателя. Нисенбаум Б.И., Шоффер М.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 178—181.

Рассматривается схема стабилизации скорости неререверсивного электропривода постоянного тока. Показана возможность получения сигнала обратной связи по э.д.с. двигателя при импульсном управлении в режиме прерывистых токов. Для повышения жесткости механических характеристик на малых скоростях применена нелинейная обратная связь. — Ил. 3. Библ. 3.

УДК 621.314.621.317.3

Анализ работы тиристорного преобразователя с устройствами слежения за током якоря и напряжением на коммутирующем конденсаторе. Баханович Г.А., Герман-Галкин С.Г., Кузьмин Б.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 182—188.

На основе обобщенного графического метода и точечного преобразования фазовой плоскости предлагается методика расчета переходных процессов в системах ШИМ.

Приводятся расчетные соотношения для построения переходных процессов в системе. — Ил. 3. Библ. 5.

УДК 62-23:621.313.333

Схема замещения асинхронного двигателя для расчета электромагнитных процессов при несинусоидальном питающем напряжении. Фираго Б.И., Сидоров В.Г. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 189—194.

Предлагается и обосновывается схема замещения асинхронного двигателя (АД) для расчета электромагнитных процессов при несинусоидальном питающем напряжении. Предлагаемая схема замещения АД справедлива для режима непрерывного и прерывистого тока независимо от типа источника несинусоидального напряжения.

На основании данной схемы замещения АД изложена методика расчета токов ротора и статора и приведены кривые токов статора при питании АД от автономного инвертора. — Ил. 2. Библ. 4.

УДК 62-83:621.313

Метод расчета электромагнитных процессов в асинхронном двигателе при несинусоидальном питающем напряжении. Фираго Б.И., Сидоров В.Г., Беляев В.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 195—201.

Излагается методика расчета электромагнитных процессов

при питании асинхронного двигателя несинусоидальным ступенчатым напряжением с использованием обобщенной схемы замещения двигателя, учитывающей синусоидальные ток намагничивающего контура и э.д.с. вращения. Методика иллюстрируется расчетными и экспериментальными кривыми тока статора асинхронного двигателя. — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 621.333,3

Динамика электропривода лифта с частотноуправляемым электродвигателем. Беляев В.П., Ильин О.П., Петренко Ю.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 201—204.

Рассматриваются вопросы динамики электропривода лифтовой установки с учетом упругих сил канатов и преимущества применения частотноуправляемого электропривода. Приведены результаты расчетов скорости движения кабины лифта и усилий в канатах. — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 62—83

О пульсациях скорости вращения асинхронного двигателя при питании от НПЧ. Павлович С.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 205—208.

Исследованы пульсации скорости вращения асинхронного двигателя (АД) при питании от однофазно-трехфазного НПЧ экспериментальным путем с помощью импульсного датчика скорости. Изложена методика обработки экспериментальных осциллограмм скорости вращения АД. — Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.314,236

Расчет переходных процессов в магнитном усилителе без обратной связи с помощью направленного графа. Розум Т.Т. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 208—213.

Предложен направленный граф магнитного усилителя, на основе которого построен алгоритм расчета переходных процессов. Дан пример расчета. — Ил. 3. Библ. 5.

УДК 62—523

Комплексные коэффициенты передачи однозначных сим-

метричных нечувствительности и насыщения в статических системах электропривода. Родин А.Я., Решетиллов А.Р. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 214—217.

Выявляется комплексный характер коэффициентов передачи однозначных симметричных нелинейностей с характеристиками зоны нечувствительности и насыщения в статических системах электропривода. Зависимости среднечастотной области, полученные для типовых ЛАХ, не изменяются при пропорциональном переносе масштаба постоянных времени линейной части и масштаба частот.

Устанавливается точный вид частотных характеристик указанных нелинейностей в начальной, средней и конечной областях частотного диапазона. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.385.6

Феррорезонансный стабилизатор синусоидального напряжения. Мазуренко А.А., Бладыко В.М., Згировский М.З., Горбарук В.Н., Демиденко Л.И., Дементьев О.А., Климович В.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 218—220.

Приведено описание и построение в.а.х. феррорезонансного стабилизатора синусоидального напряжения.

В новой схеме стабилизатора применен компенсирующий трансформатор, который позволил существенно повысить коэффициент стабилизации и уменьшить коэффициент нелинейных искажений. — Ил. 2.

УДК 53.084.6

Повышение разрешающей способности конечных бесконтактных выключателей. Кириенко Н.Е., Родионов А.С., Бендиков В.Д., Вораксо Л.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 220—224.

Рассматриваются способы увеличения разрешающей способности бесконтактных конечных выключателей типа КВД при использовании их в круговых и линейных датчиках. — Ил. 3.

УДК 66.046.1:622.692.5

О целесообразности применения электроподогрева на распределительных нефтебазах. Олешкевич М.М., Гончар А.А., Прима В.М., Королев О.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 224—227.

Предлагается упрощенная методика анализа целесообразности применения электроподогрева при приеме и отпуске вязких нефтепродуктов. Показано, что при выборе способа подогрева на нефтебазах, где таковой отсутствует, в ряде случаев целесообразнее применение электроподогрева. Однако применение электроподогрева взамен действующих установок пароподогрева, как правило, нецелесообразно. -- Табл. 1. Библ. 1.

УДК 732.451.175.4

К разработке методики ускоренных испытаний на надежность маломощных трансформаторов. Степанов А.М., Русан В.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 228—231.

Обоснована необходимость проведения определительных испытаний станочных трансформаторов типа ТЭСЗ-0,16 на надежность и соответствие проекта ГОСТу 5--71 "Трансформаторы однофазные серии ТЭСЗ для питания цепей управления и ламп местного освещения". Оговорены условия и режимы работы трансформаторов, а также влияние воздействующих факторов. Проведен метод оценки результатов испытаний, выбор количественных показателей надежности, подлежащих определению, порядок и режим испытаний. Определены контролируемые параметры и используемое при испытании оборудование. Даны результаты испытаний и обосновано распространение проведенных испытаний на все типы исполнения трансформаторов ТЭСЗ. -- Ил. 2.

УДК 621.133. 1

Реконструкция котла № 5 Минской ТЭЦ-2 с установкой горизонтальных циклонов. Жихар Г.И., Шимко Н.И., Руденко В.Б., Карницкий Н.Б. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 232—234.

Описывается реконструкция котла № 5 Минской ТЭЦ-2 установкой горизонтальных циклонов для сжигания высокосернистого мазута и природного газа. Применяются циклоны с внутренним диаметром 1850 мм и отношением $\frac{L}{D} = 1$ вместо газомазутных горелок. В переднем днище циклона предусмотрен ввод газов рециркуляции для снижения образования окислов азота. -- Библ. 5.

УДК 621.187.12.16.066

Новая схема авторегулирования непрерывной продувки осветлителей. Курилин Л.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 234—238.

Приведена трехимпульсная схема авторегулирования непрерывной продувки осветлителей, конструкция двухпоточного датчика оптической плотности шлама, схема перепайки измерительного блока, кратко изложена методика ускоренной наладки регулятора, основанная на имитации режимов работы осветлителя без изменения его нагрузки. —Ил. 3. Библ. 3

УДК 53.082.6

Тарировочные данные насадков для аэродинамических изменений в трехмерном потоке. Байрашевский Б.А., Смирнова И.А., Мац И.З., Третьякович В.Г. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 239—243.

Приведены тарировочные данные двух различных пятиканальных насадков. Показано, что опытных кривых по взаимосвязи между показателями насадков и углами потока может быть всего пятнадцать. Однако только несколько из них удовлетворяют необходимым требованиям в процессе экспериментальных замеров. Рассмотрена также возможность выполнения замеров четырехканальным насадком, как более удобным в исполнении и в работе. — Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.315.615.2:537

О скорости растворения газовых пузырьков в трансформаторном масле. Степанчук К.Ф., Трембицкий М.А., Севастьянюк В.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 243—246.

Рассматривается скорость растворения пузырьков различных исходных газов в трансформаторном масле. Показано, что время растворения газов в обезгаженном масле примерно на порядок ниже, чем в насыщенном и мало зависит от рода исходного газа. — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 621.385.6

Энергетические соотношения в клистронном генераторе. Полищук А.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып. 3, с. 246—259.

Дан анализ кинематики электронов, пронизывающих резонатор в прямом и обратном направлениях. Получено соотношение для мощности, затрачиваемой на модуляцию электронного потока высокочастотным полем.

Показано, что модуляционные потери при определенных условиях могут превосходить тепловые потери в резонаторе, и, таким образом, существенно влиять на основные параметры клистронного генератора.— Ил. 1. Библ. 4.

УДК 536.246

Повышение экономичности нагревательных устройств в кузнечном цехе ГПЗ-11. Козлов А.И., Скалабан В.Ф. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1976, вып.3, с. 250—252

Рассматриваются вопросы повышения экономичности печей для нагрева заготовок под раскатку за счет применения акустических горелок и подогретого воздуха. Показано, что по сравнению с инжекционными горелками повышается полнота сгорания топлива в горелочном туннеле. За счет рациональной укладки заготовок улучшается равномерность нагрева.—Табл. 2.