

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

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

ВЫПУСК 2

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ВЫШЭЙШАЯ ШКОЛА»
МИНСК 1975

Главный редактор
кандидат технических наук Ю.А. Малевич

Редакционный совет:

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

И $\frac{30300 - 184}{М 304(05) - 75}$ 53-75



Издательство "Вышэйшая школа", 1975.

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

А.М. Леонков, В.К. Балабанович

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТЕРЬ ХОЛОСТОГО ВРАЩЕНИЯ ТУРБИНОЙ СТУПЕНИ

Режимы холостого хода характеризуются значительным уменьшением объемного расхода пара и представляют большой интерес для стационарных турбин при пусках, ступеней заднего хода судовых турбин, последних ступеней теплофикационных турбин на отдельных режимах и др.

Снижение объемного пропуска среды через ступень большой веерности приводит к резкому уменьшению к.п.д. ступени, вызванному падением располагаемого перепада экзальпий и увеличением характеристического числа u/C_0 ступени. Сокращение теплоперепада в этих ступенях приводит к значительной перестройке потока рабочей среды вдоль радиуса, что выражается в появлении больших отрицательных углов атаки в рабочей решетке на всей длине лопаток и отклонении линий тока в меридиональной плоскости в направлении от корня к периферии [1]. Степень реактивности у корня при этом уменьшается по сравнению с расчетной и принимает отрицательные значения. Это приводит к возникновению в корневых сечениях вторичного вихревого течения среды, встречно направленного по отношению к основному.

Таким образом, сечения рабочей лопатки, занятые встречным течением, работают с потреблением мощности. Этот режим характеризуется подводом энергии от рабочего колеса к потоку, что находит свое выражение в приросте кинетической энергии потока за колесом и нагреве пара [2].

Экспериментально установлено, что при возникновении в корневых сечениях встречного течения в ступени уровень потерь резко возрастает. В литературе такие дополнительные потери получили название вентиляционных, а режимы работы — вентиляторных. Эти потери находятся в прямой зависимости от величины зоны, занятой вихревым течением, которая в свою

очередь обусловлена конструктивными и режимными характеристиками ступени [3].

Наряду с ухудшением экономических характеристик снижается и надежность ступени при работе в вентиляционном режиме. Это обусловливается возникновением дополнительных температурных напряжений, а также напряжений, вызванных нестационарностью потока. К тому же эти дополнительные напряжения имеют обычно циклический характер.

Известны мероприятия, направленные на выполнение ступени большой верности с характеристиками, устойчивыми в широком диапазоне изменения режимов. Одним из методов создания такой ступени является выполнение диафрагмы с тангенциальным наклоном ("навалом") сопловых лопаток [4]. Положительный "навал" сопловых лопаток уменьшает радиальный градиент давлений в межвенцевом зазоре ступени и снижает корневую зону отрыва потока, а значит должен способствовать снижению потерь в ступени при малом объемном расходе среды.

Была поставлена задача исследовать потери энергии и структуру потока в ступени с наклоном лопаток применительно к последним ступеням теплофикационных турбин, работающих при малых объемных расходах пара. С этой целью в лаборатории турбин кафедры ТЭС БПИ была разработана и создана опытная установка, представляющая одноступенчатую воздушную турбину, связанную с обратимой машиной постоянного тока (рис. 1). Величина потребляемой мощности в этой установке определялась как разность между мощностью, потребляемой двигателем, и мощностью потерь в подшипниках, на трение диска сту-

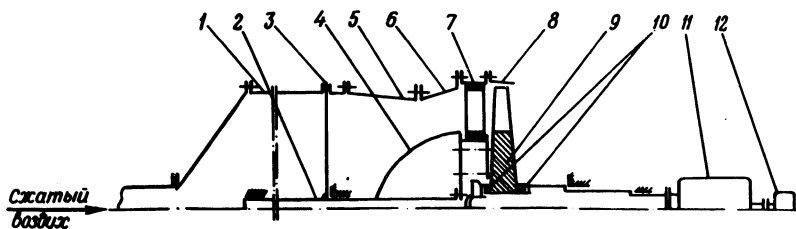


Рис. 1. Принципиальная схема опытной установки: 1—ресивер; 2,3—соответственно вал и рычаг поворота диафрагмы; 4—обтекатель; 5—конфузор съемный; 6—конус съемный; 7—диафрагма; 8—обечайка съемная; 9—колесо рабочее; 10—набор шайб; 11—электродвигатель; 12—устройство для замера скорости турбины.

пени, а также электромеханических потерь. Для определения последних проводилась специальная тарировка при разлопаченном рабочем колесе.

Рабочее колесо посажено консольно на вал, лежащий в двух подшипниках качения, один из которых радиальный опорно-упорный для восприятия осевого усилия на ротор. Конструкция предусматривает возможность быстрого снятия колеса без съема ротора, что значительно упрощает его замену (нет необходимости в центровке ротора). Съём колеса обеспечивается за счет наличия горизонтального разъема в обечайке. Сравнительно простая конструкция турбины позволяет изменять величину радиального δ_r и осевого δ_z зазора в широких пределах. Наличие возможности изменения величин радиального и осевого зазоров значительно расширяет возможности установки.

Перед рабочим колесом помещается сопловый аппарат специальной конструкции, позволяющий изменять угол наклона направляющих лопаток.

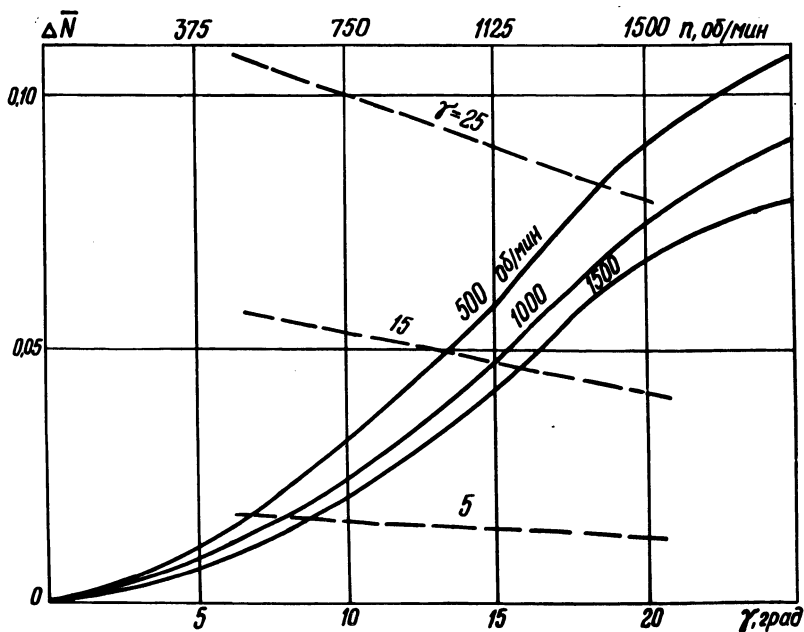


Рис. 2. Зависимость величины снижения потерь холостого вращения от угла наклона сопловых лопаток и числа оборотов ступени для различных значений угла наклона сопловых лопаток.

Двигатель питается от автономного выпрямителя, собранного на тиристорах типа ВКДУ. Схема управления тиристорами позволяет осуществлять плавное регулирование числа оборотов двигателя в вентиляторном режиме ступени, а также дает возможность использовать двигатель в качестве тормоза в турбинном режиме.

Исследовалось влияние "навала" сопловых лопаток на величину потерь холостого вращения турбинной ступени. Ступень имела закрученные по закону $r c_u = \text{const}$ лопатки, отношение диаметра к высоте лопатки составляло $\theta = d/l \approx 4,5$. Диапазон изменения наклона сопловых лопаток был равен 25° , считая от радиального направления. Наклон лопаток осуществлялся в направлении окружной скорости.

Анализ показал, что потери на холостое вращение ступени уменьшаются с увеличением наклона сопловых лопаток (рис. 2). Характер кривых зависимости потерь в ступени от величины "навала" показывает, что существует оптимальный угол наклона сопловых лопаток, равный для данной ступени 20° .

Увеличение угла наклона сопловых лопаток при повышении числа оборотов вызывает снижение потерь на холостое вращение. Эффективность наклона возрастает при увеличении отношения u/c_0 .

Л и т е р а т у р а

1. Лагун В.П. и др. Особенности работы последних ступеней ЦНД на малых нагрузках и холостом ходу. — "Теплоэнергетика", 1971, №2.
2. Бузин Д.П. и др. Исследование температурных полей последних ступеней турбины при малом объеме расходе пара. — "Теплоэнергетика", 1970, №2.
3. Леонков А.М. и др. Работа турбинной ступени в режиме потребления мощности. — В сб.: Теплоэнергетика. Вып. 3. Минск, 1973.
4. Кириллов И.И. Теория турбомашин. М., 1972.

А.М. Леонков, А.Д. Качан, И.И. Ковшик

К ВЫБОРУ РАСЧЕТНОГО РЕЖИМА СТУПЕНЕЙ ЧАСТИ НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ ТЕПЛОФИКАЦИОННЫХ ТУРБИН

Значительным резервом повышения эффективности теплофикационных турбин является правильный выбор расчетного режима части низкого давления (ЧНД).

Выбор расчетного режима ЧНД теплофикационных турбин производится из условия достижения минимальной величины суммарных потерь в турбине на характерных режимах работы отсеза в течение года.

Задача эта может решаться путем последовательного определения оптимального перепада давления на отсек ЧНД, исходя из которого выбирается начальное давление $p_o^{\text{ЧНД}}$ перед ступенями ЧНД при работе турбины с номинальной мощностью в конденсационном режиме с определением затем расчетных характеристик отдельных ступеней.

Оптимальное начальное давление перед ЧНД турбин типа Т с двухступенчатым отопительным отбором зависит от ряда факторов [1] и лежит в пределах $(p_o^{\text{ЧНД}})_{\text{opt}} = 0,07 - 0,09$ МПа.

Расчетный режим работы ступеней ЧНД определяется из условия

$$\Delta Q_{\text{ЧНД}} = \sum D_{ki} \tau_i N_{oi}^{\text{ЧНД}} \Delta \eta_{\text{ЧНД}} = \min, \quad (1)$$

где $\Delta Q_{\text{ЧНД}}$ — потери в ЧНД; $D_{ki} N_{oi}^{\text{ЧНД}}$, τ_i — соответственно расход пара в конденсатор, располагаемый теплоперепад на ЧНД в течение отдельных периодов работы турбины и продолжительность этих периодов; $\Delta \eta_{\text{ЧНД}}$ — отклонение к.п.д. ЧНД на отдельных режимах от расчетного.

Первые и последние ступени ЧНД имеют качественно отличный характер изменения перепада тепла при изменении расхода пара, что требует раздельного определения расчетного режима этих ступеней.

В предположении чисто дроссельного парораспределения в ЧНД, т.е. постоянного значения температуры $t_o^{\text{ЧНД}}$ при различных расходах пара в конденсатор, изменение перепада тепла на последнюю ступень турбины описывается уравнением

$$h'_{oz} = h_{o1} \frac{g}{\left(\frac{p'_o}{p_o}\right)^{\frac{2k-1}{k}} \left(\frac{p'_k}{p_k}\right)^{\frac{2}{k}}}, \quad (2)$$

где $g = \frac{D_k}{D_{k \text{ ном}}}$ — относительная величина расхода пара в

конденсатор; h'_{oz}, h_{oz} --теплоперепад на последнюю ступень при текущем и номинальном значении расхода пара через ЧНД.

Под номинальным расходом пара в конденсатор $D_{к ном}$ понимается расход пара при работе турбины в конденсационном режиме с номинальной мощностью.

При постоянном значении конечного давления

$$h'_{oz} = h_{oz} \frac{2}{gk}. \quad (3)$$

При тех же условиях перепад тепла на первые ступени ЧНД определится из уравнения

$$H'_{oz-1} = H_{о ном}^{ЧНД} \left[1 - \left(\frac{p_k}{g p_o} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right] - h_{oz} \frac{2}{gk}, \quad (4)$$

где $H_{о ном}^{ЧНД}$ -- перепад тепла на отсек ЧНД при номинальном расходе пара в конденсатор.

Как показали проведенные исследования [2], к.п.д. турбинного отсека и отдельной ступени находится в параболической зависимости от располагаемого перепада тепла и приближенно может оцениваться уравнением

$$\eta_{oi}^{opt} = \eta_{oi}^{opt} \left[1 - \left(\sqrt{\frac{H_o^{opt}}{H_o}} - 1 \right)^2 a \right], \quad (5)$$

где $\eta_{oi}^{opt}, \eta_{oi}, H_o, H_o^{opt}$ -- соответственно к.п.д. и располагаемый перепад тепла для группы ступеней на рассматриваемом и оптимальном по к.п.д. режимам; a -- постоянный коэффициент.

Расчетное значение перепада тепла ступеней ЧНД при $(U/C_o)_{opt}$ определится из условия

$$\frac{d \Delta Q_{ЧНД}}{d H_o} = 0. \quad (6)$$

Из уравнений (1) и (5) расчетные значения перепада тепла для первых и последней ступени ЧНД найдутся как

$$H_{01}^{\text{расч.}} = \left(\frac{\sum g_i \tau_i \sqrt{H_{\text{ОНОМ}}^{\text{ЧНД}} \left[1 - \left(\frac{p_k}{p_0} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right] - h_{\text{ОЗНОМ}} g^{\frac{2}{k}}}}{\sum g_i \tau_i} \right)^2, \quad (7)$$

$$h_{\text{ОЗ}}^{\text{расч.}} = \left(\frac{\sum g_i \tau_i \sqrt{h_{\text{ОЗНОМ}} g^{\frac{2}{k}}}}{\sum g_i \tau_i} \right)^2, \quad (8)$$

где $h_{\text{ОЗНОМ}}$, $H_{\text{ОНОМ}}^{\text{ЧНД}}$ — теплоперепад на последнюю ступень и на отсек ЧНД при номинальном пропуске пара в конденсатор $D_{\text{кНОМ}}$; g_i — относительный расход пара в конденсатор.

Чтобы воспользоваться уравнениями (7) и (8), необходимо знать давление перед последней ступенью $p_{\text{ОЗ}}^{\text{ЧНД}}$ при номинальном пропуске пара в конденсатор, т.е. долю $h_{\text{ОЗНОМ}}$ от $H_{\text{ОНОМ}}^{\text{ЧНД}}$. Поэтому задача выбора расчетного режима ступеней ЧНД должна решаться методом вариантных расчетов путем определения $h_{\text{ОЗНОМ}}$, $H^{\text{расч.}}$ и $\Delta Q_{\text{ЧНД}}$ при различных долях $h_{\text{ОЗНОМ}}$ от $H_{\text{ОНОМ}}^{\text{ЧНД}}$.

Трудность выбора расчетных характеристик ступеней теплофикационных турбин обусловливается многообразием режимов работы этого отсека в течение года. Поэтому выделяются следующие наиболее характерные режимы [1]:

1) зимний период, когда турбина работает с полной тепловой нагрузкой и минимальным расходом пара в конденсатор, причем ступени ЧНД, как правило, работают в вентиляторном (с потреблением мощности) режиме; 2) переходный осенне-весенний период, когда снижается тепловая нагрузка турбин и соответственно увеличивается конденсационная выработка электрической энергии; 3) летний период, в течение которого конденсационная нагрузка турбин с учетом наличия нагрузки горячего водоснабжения составляет 0,8—0,9 от номинальной.

Длительность этих периодов и конденсационная нагрузка турбин в переходный период зависят от климатического района, принятого значения коэффициента теплофикации $\alpha_{\text{ТЭЦ}}$ и доли нагрузки горячего водоснабжения $\gamma_{\text{Г.В.}}$.

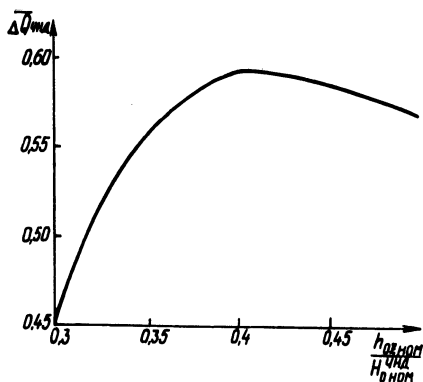


Рис. 1. Относительное уменьшение потерь расширения в ЧНД за счет оптимизации характеристик последней ступени при различном ее сопротивлении.

Определение влияния всех этих факторов на оптимальные характеристики ступеней ЧНД требует большого объема исследований.

Результаты выбора расчетных характеристик ступеней ЧНД, когда длительность летнего и переходного периодов равна 3000 ч, а относительная величина конденсационной нагрузки в переходный период $\bar{D}_k = 0,3$, что соответствует средневзвешенному значению ее климатического района Центра при $\alpha_{ТЭЦ} = 0,6$ и $\gamma_{г.в} = 0,2$, приведены на рис. 1.

При этих условиях, как видно из рис. 1, оптимальный относительный перепад тепла на последнюю ступень ЧНД турбин типа Т составляет $h_{0z \text{ ном}} / h_{0 \text{ ном}}^{\text{ЧНД}} \approx 0,4$. Причем при номинальном расходе пара в конденсатор последняя ступень должна работать с уменьшенным значением U/C_0 (порядка 0,7 от оптимального). Величина U/C_0 ступени при номинальном расходе пара найдется из соотношения

$$\left(U/C_0 \right)_{\text{ном}} = \left(U/C_0 \right)_{\text{opt}} \sqrt{\frac{h_{\text{расч.}}}{h_{0z \text{ ном}}}} \quad (9)$$

За счет правильного выбора расчетных характеристик ступеней ЧНД обеспечивается существенное снижение в них необратимых потерь энергии. На рис. 1 показано относительное уменьшение потерь $\Delta \bar{Q}_{\text{ЧНД}}$ за счет оптимизации характеристик последней ступени.

Величина $\Delta \bar{Q}_{\text{ЧНД}}$ получена применительно к ЧНД турбины Т-100-130, для чего предварительно был выполнен конструктивный расчет последней ступени на уменьшенное в соответствии с уравнением (9) значение $(U/C_0)_{\text{ном}} \approx 0,44$.

Следовательно, последние ступени ЧНД теплофикационных турбин должны выполняться с повышенной циркуляцией. Такие ступени будут иметь более высокий к.п.д. при частичных расходах пара (в переходный период), а при применении умеренного тангенциального наклона ("навала") сопловых лопаток [3] к.п.д. будет практически неизменным и при малых расходах пара.

Л и т е р а т у р а

1. Леонков А.М., Качан А.Д. Выбор расчетных характеристик части низкого давления теплофикационных турбин. — "Изв. вузов. Энергетика", 1969, №5. 2. Волков Н.П. и др. Исследование работы турбинных отсеков на переменных режимах. — "Изв. вузов. Энергетика", 1969, №7. 3. Бусурин В.Н. и др. Экспериментальное исследование двухступенчатых турбинных отсеков. — "Энергомашиностроение", 1972, № 10.

В.А. Золотарева

К ВОПРОСУ ОБ ОТЛОЖЕНИИ СОЛЕЙ В ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ ПАРОВЫХ ТУРБИН

Для обеспечения надежной и экономичной работы паротурбинных установок необходимо уделять серьезное внимание предотвращению солевых отложений и эрозии проточной части паровых турбин.

Особого внимания заслуживает появление отложений и эрозии в проточной части мощных блоков сверхкритических параметров.

Пар сверхкритического давления содержит в растворе кремниевую кислоту, соединения натрия и меди, а в тонкодисперсной форме — малорастворимые окислы железа, соединения

кальция и магния. Зависимость их концентраций в паре от содержания в питательной воде выражается уравнением [1]

$$C_{\text{п}} = C_{\text{п}}^{\text{макс}} \left(1 - e^{-\frac{C_{\text{п.в}}}{k C_{\text{п}}^{\text{макс}}}} \right),$$

где $C_{\text{п}}$, $C_{\text{п.в}}$ – соответственно концентрация соединений в паре и питательной воде, мкг/кг; $C_{\text{п}}^{\text{макс}}$ – предельное содержание в паре, мкг/кг; k – эмпирический коэффициент, обусловленный физико-химическими свойствами соединений (для большинства соединений $k = 1$, для окислов железа $k = 2$).

Растворимость в паре кремниевой кислоты и ряда соединений натрия значительно выше, чем действительная концентрация их в питательной воде прямооточных парогенераторов.

На переход соединений меди и железа в пар в прямооточных парогенераторах влияют рабочее давление, температура перегретого пара, концентрация аммиака и гидразина в питательной воде. Наблюдаются случаи, когда концентрация меди в паре за парогенератором выше, чем в питательной воде. Это объясняется нестабильностью режимов работы блока, вызывающей процесс смывания отложений с внутренних поверхностей нагрева парогенератора. В турбине на ступенях высокого давления оседают соединения, концентрации которых ближе всего к пределу растворимости: CuO ; Cu_2O ; Na_2SiO_3 ; Na_2SO_4 ; NaCl ; Fe_2O_3 ; Na_2CO_3 .

Однако из-за возможного пересыщения раствора вследствие быстрого протекания процесса (пар проходит всю проточную часть турбины 300 МВт приблизительно за 0,05 с) эти соединения могут выпадать на лопатках последующих ступеней.

С целью определения характера заноса был произведен осмотр проточной части паровых турбин ряда электростанций.

Результаты осмотра проточной части турбины К-300-240 показали следующее. Рабочие лопатки цилиндра высокого давления (ЦВД) слегка покрыты порошкообразными отложениями темнокоричневого цвета, большая часть которых находится на спинке лопаток. Площадь отложений больше у корня и меньше у периферии. Значительно больше занесены направляющие лопатки ЦВД (рис. 1). В отложениях явно видны прослойки красного цвета, состоящие из меди. Толщина на спинке составляет от 0,1 до 0,5 мм. Значительные отложения имеются и на вогнутой стороне лопаток. В ЦВД имеют место также эрозионные повреждения входных кромок лопаток отдельных ступеней.

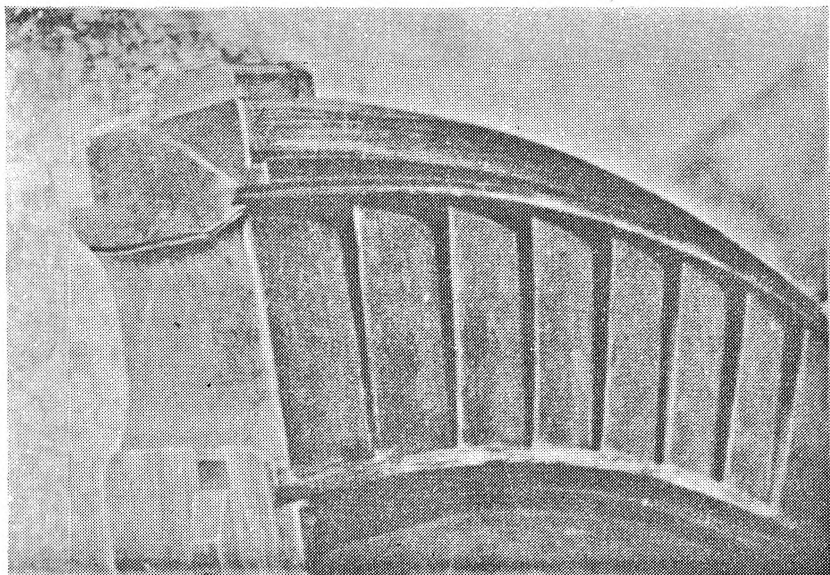


Рис. 1. Диафрагма девятой ступени турбины К-300-240.

В цилиндрах среднего давления (ЦСД) турбины количество отложений намного больше. Основная часть их находится на бандаже рабочего колеса между лопатками, причем толщина отложений местами доходит до 7 мм. Отложения темнокоричневые, почти черные, с красными прожилками, имеют вид спрессованных кусочков, легко снимаются металлическим инструментом. Большое количество отложений обнаружено на направляющих лопатках, которые равномерно покрыты ими как на вогнутой, так и на выпуклой поверхностях.

В ЦНД также имелись отложения на бандаже первых ступеней (рис. 2). Отложения коричневого цвета с желтым верхним слоем. На поверхности самих лопаток — зонально расположенные твердые бугорчатые отложения.

Значительные отложения на бандаже рабочих лопаток вызваны, по-видимому, не только эффектом "прилипания", но и вследствие действия центробежных сил.

В ступенях с повышенными скоростями потока (регулирующая ступень) отложений не наблюдалось.

Характерной особенностью отложений является неравномерное распределение их как вдоль проточной части, так и по

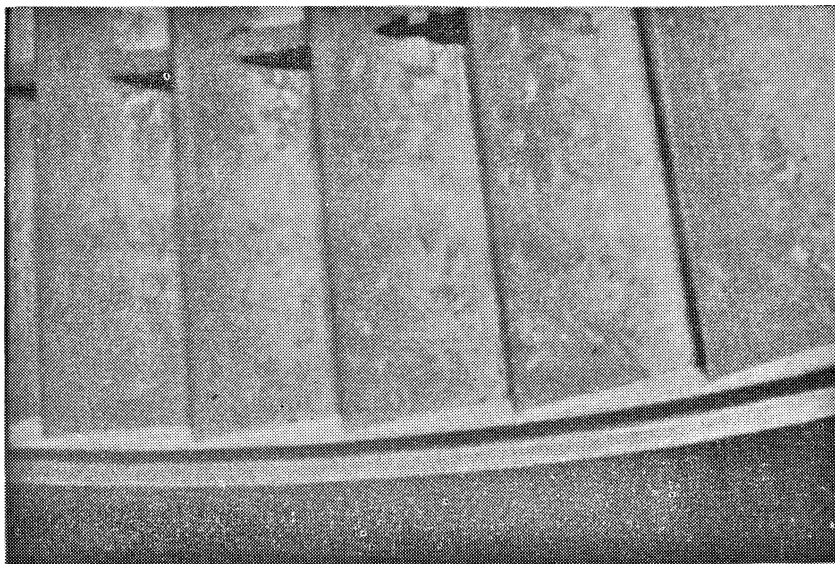


Рис. 2. Рабочее колесо 26-й ступени турбины К-300-240.

обводу и длине лопаток. В последнем случае это определяется в основном особенностями гидродинамики потока при обтекании профилей лопаток.

Состав отложений по результатам химических анализов отдельных электростанций приведен в табл. 1.

Занос солями проточной части паровых турбин оказывает существенное влияние на экономичность их работы. Испытания

Таблица 1. Состав отложений на лопатках ЦВД турбины

Наименование электростанции	Место отложений (ступени)	Потери при прокаливании	Привес при прокаливании
Лукомльская ГРЭС	4,6 ст.	-	6,0
Новочеркасская ГРЭС	4 ст. —направл. л.	-	-
	5 ст. —"-	-	-
	5 ст. —рабочие л.	-	-
	6 ст. —направл. л.	-	-

показали, что отложение 1 кг солей в ЦВД приводит к снижению внутреннего коэффициента полезного действия ЦВД в среднем на 1% или же к годовому перерасходу 1500 т условного топлива [2].

По данным Восточного филиала ВТИ, на одной из турбин 300 МВт снижение внутреннего относительного коэффициента полезного действия ЦВД из-за солевого заноса составило 8,2%. Расчеты показали, что один процент заноса только лишь ЦВД турбины К-300-240 приводит к перерасходу 2450 т условного топлива/год [3].

Результаты наблюдений, проведенных в США, показали, что 75% всех обследованных турбин имели на поверхности лопаток отложения солей. Особенно неблагоприятно обстоит дело с заносом проточной части турбин блоков закритического давления. Так, на электростанции Файло после годичной эксплуатации к.п.д. турбины снизился на 6%. Отложения начинались с третьей ступени и увеличивались до одиннадцатой ступени. Аналогичная картина наблюдалась и на других электростанциях. Отложения, в основном, состояли из окислов меди [4,5].

Средний размер кристаллов растворимых соединений и окислов металлов составляет 8 - 17 мкм, кремниевых соединений 20 - 60 мкм.

Ступени, работающие при различном состоянии пара (переход из области влажного в область перегретого пара), покрываются отложениями, имеющими бугристую шероховатость, которая составляет в среднем 60 мкм. Работы по выяснению влияния степени шероховатости [6], проведенные как на отдельных ступенях, так и на турбинах в целом, показали, что

К-300-240, %

SiO ₂	CuO	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	ZnO	SO ₃
сле- ды	91	8,0	2,0	2,8	0,3	1,5	-
14,2	37,7	24,5	-	0,82	4,2	-	16,4
15,7	46,6	17,9	-	0,5	1,6	-	16,0
10,5	45,2	28,6	-	0,47	2,5	-	8,6
20,3	48,7	11,7	-	0,5	3,3	-	17,7

для реальных турбин мощностью 200 – 500 МВт коэффициент полезного действия ЦВД при увеличении шероховатости снижается на 2 – 4% [6].

Снижение коэффициента полезного действия при повышении шероховатости для отдельных ступеней турбины К-300-240 доходит до 3,0%, причем в ЦВД – в пределах 2,0 – 3,0%, в ЦСД – 1,5 – 2,0%.

Л и т е р а т у р а

1. Освоение энергоблоков. Под ред. В.Е. Дорушука и др. М., 1971.
2. Зусманович Л.Б., Марьянчук М.А. Влияние заноса солями проточной части турбин К-100-90 ЛМЗ на их экономичность. – "Теплоэнергетика", 1969, №10.
3. Лужнов М.И. и др. Исследование заноса проточной части турбин 300 МВт. – "Электрические станции", 1969, №4.
4. Кириллов И.И., Шпензер Г.Г., Зенкевич Ю.В. Отложение твердых веществ в проточной части мощных паровых турбин. – "Энергомашиностроение", 1973, №4.
5. Акользин П.А., Маргулова Т.Х., Мартынова О.И. Водный режим паротурбинных блоков сверхкритических параметров. М., 1972.
6. Forster V.T. Performance loss of modern steamturbine plant due to surface roughness. – "Proc.Instn.Mech.Engrs.," 1966-1967, N 1.

Б.В. Яковлев, В.А. Золотарева

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ОСНОВНЫХ ДЕАЭРАТОРОВ В РЕЖИМЕ СКОЛЬЗЯЩЕГО ДАВЛЕНИЯ ПАРА

В схемах блочных паротурбинных установок применяются деаэраторы повышенного давления ($58,8 - 68,6 \cdot 10^4$ Па), что уменьшает число подогревателей высокого давления (ПВД) и позволяет питать парогенератор водой достаточно высокой температуры ($431 - 437$ К) в случае их отключения высокого давления. Работают деаэраторы обычно при постоянном давлении независимо от нагрузки блока и для питания их паром включаются по следующим основным схемам:

1) деаэратор является самостоятельным регенеративным подогревателем и подключается к отдельному отбору турбины с давлением, превышающим рабочее давление в деаэраторе (например, у блока К-300-240 ЛМЗ, где деаэратор подключен к IY отбору с расчетным давлением $104 \cdot 10^4$ Па); 2) деаэратор является предвключенной регенеративной ступенью перед первым ПВД и питается паром из того же отбора, что и ПВД.

Преимуществом первой схемы является большая экономичность за счет использования в деаэраторе пара более низкого потенциала, а недостатком – необходимость переключения деаэратора при пониженных нагрузках турбины к отбору с более высоким давлением, что приводит к отключению одной ступени регенерации.

Преимуществом второй схемы является обеспечение рабочего давления в деаэраторе в широком диапазоне нагрузок блока вследствие подключения его к отбору с высоким давлением пара, а также более полное использование потенциала пара совмещенного отбора, так как в параллельно включенном деаэратору ПВД используется недросселированный пар этого отбора. Недостатком схемы является меньшая регенеративная выработка электроэнергии на потоке пара, поступающем в деаэратор, и частое переключение каскадной схемы отвода дренажа из ПВД.

Для устранения указанных недостатков в последнее время в схемах энергоблоков начинают применять деаэраторы, работающие на скользящем давлении, т.е. деаэратор подключается к самостоятельному нерегулируемому отбору пара и давление в нем меняется в зависимости от нагрузки турбины. При этом достигается больший эффект, чем при введении дополнительной ступени регенерации. Целесообразность использования скользящего давления в основных деаэраторах особую актуальность приобретает в последнее время в связи с резко переменными режимами работы паротурбинных блоков в энергосистемах, когда из-за глубоких провалов нагрузки системы приходится чуть ли не ежедневно на 40 – 60% разгружать или останавливать агрегаты.

Для практического применения скользящего давления в основных деаэраторах необходимо рассмотреть и проверить: условия и качество деаэрации питательной воды в существующих аппаратах, надежность работы оборудования, и в первую очередь, питательных насосов и парогенераторов, условия регулирования и управления деаэрационной установкой, а также экономическую эффективность реализуемого мероприятия.

Рассмотрим результаты соответствующих исследований, выполненных для блока К-300-240 ЛМЗ.

В тепловой схеме блока 300 МВт применены насадочные деаэрационные колонки ДСП-500 с омегаобразной насадкой из нержавеющей стали, характер течения жидкости в которых и массообмен в насадочной камере определяются гидродинамическим состоянием пароводяной системы. На режимах небольшой гидравлической нагрузки жидкость распределяется в газе, который движется сплошным потоком; при высокой гидравлической нагрузке колонки, напротив, газ распространяется в жидкости, превращающейся в сплошную фазу, и наступает барботажный режим или режим свободно развитой турбулентности. Этот режим является предельным, так как значительное накопление жидкости над насадкой приводит к обратному ее движению из аппарата (его захлебыванию). В деаэраторе при этом снижается температура выпара, и могут появляться вибрации колонки, усиленные шумы и гидравлические удары. Для оценки режима работы деаэратора необходимо иметь характеристики предельных гидравлических режимов.

Расчетные характеристики предельных режимов колонки ДСП-500 для давлений пара $72,6 \cdot 10^4$ и $11,8 \cdot 10^4$ Па представлены на рис. 1 [1]. С понижением давления в деаэраторе при одной и той же величине нагрева воды предельная гидравлическая нагрузка колонки снижается; с уменьшением же нагрева воды и давления в деаэраторе, что характерно для режимов скользящего давления, предельная гидравлическая нагрузка колонки возрастает. Поэтому качество деаэрации воды и надежная работа аппарата вполне могут быть обеспечены при скользящем давлении. При этом величина давления в деаэраторе обуславливается режимом работы турбоустановки или давлением пара в камере отбора, к которому подключен деаэратор.

Выполненные расчеты показывают, что в диапазоне нагрузок 300-100 МВт деаэратор может питаться паром из отбора 4 (рис. 2). Получаемое в нем с учетом гидравлических потерь в трубопроводе отбора и регуляторе давление пара, а также обусловленная режимом работы турбоустановки величина нагрева воды (рис. 3) соответствуют гидравлической нагрузке деаэратора гораздо меньшей, чем предельная (рис. 1).

Основной характеристикой деаэрационной установки является остаточная концентрация кислорода и свободной углекислоты после прохождения через колонку в зависимости от гидравлической нагрузки и температуры исходной воды (величины нагрева ее в деаэраторе).

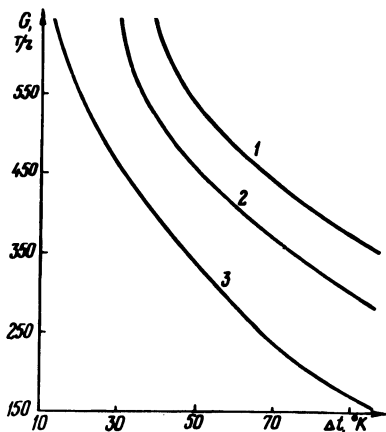


Рис. 1. Зависимость предельной гидравлической нагрузки колонки ДСП-500 от величины нагрева основного потока конденсата Δt и давления пара в колонке P :

1— $P_D = (68,6 \cdot 10^4 \text{ Па})$;
 2— $(39,2 \cdot 10^4)$; 3— $11,810^4$.

Рис. 3. Изменение давления P_D и температуры t_D воды в деаэраторе в зависимости от нагрузки блока при работе деаэратора со скольльзящим давлением пара:

($t_{\text{ПНД-4}}$ — температура воды после ПНД-4).

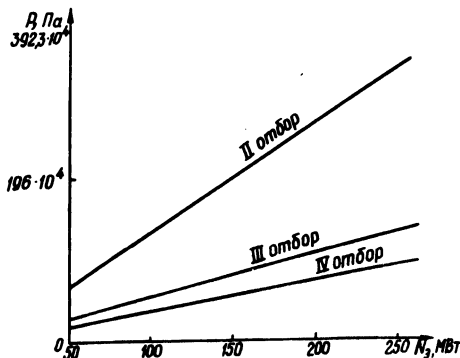
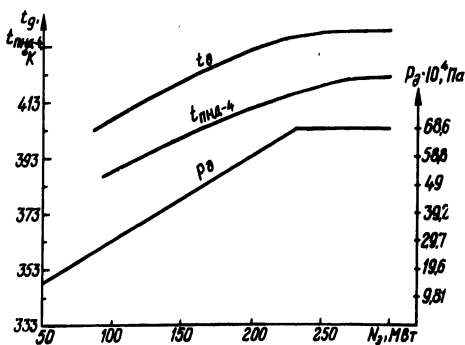


Рис. 2. Изменение давления в отборах турбины К-300-240 ЛМЗ в зависимости от мощности.



Анализ показывает, что при отлаженных гидродинамических режимах работы колонки остаточная концентрация O_2 и CO_2 в воде может появляться главным образом вследствие эжектирующего действия водяных струй, когда имеет место увлечение ими неконденсирующих газов в мелкодисперсном состоянии. Понижение величины нагрева воды и гидравлической нагрузки, характерное для деаэратора, работающего при снижении нагрузки блока в режиме скользкого давления, улучшает качество

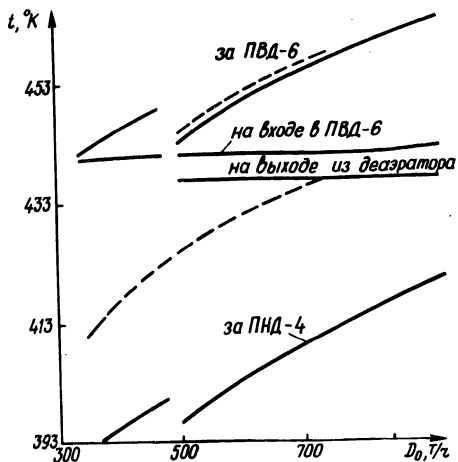
деаэрации воды. Для поддержания минимальных концентраций коррозионно-агрессивных газов в питательной воде существенную роль играет дальнейшая обработка воды в баке-аккумуляторе и в барботажном устройстве (при его наличии).

Для обеспечения надежной работы деаэрационной установки при скользящем давлении емкость баков-аккумуляторов и трубопроводов питательной воды должна быть рассчитана на предупреждение вскипания воды при максимально возможной скорости падения давления в деаэраторе. Поэтому необходимо обеспечивать минимальные гидравлические потери во всасывающих трубопроводах от деаэраторов к бустерным насосам и равномерный отвод к насосам при параллельной работе деаэраторов. Целесообразно устанавливать на блок один деаэратор, обеспечивающий глубокую дегазацию воды при скользящем давлении. При быстрых сбросах нагрузки дегазация воды производится за счет тепла, аккумулированного в воде, содержащейся в баке-аккумуляторе. При быстром нагружении блока температура воды за деаэратором может оказаться меньше температуры насыщения. Для предотвращения этого целесообразно в баке-аккумуляторе помешать барботажное устройство.

Дубль-блоки К-300-240 ЛМЗ имеют в тепловой схеме два деаэратора ДСП-500 с аккумуляторными баками емкостью по 75 м³ и две нитки ПВД. Специальные расчеты и анализ показывают, что емкость системы, а также диаметры соединительных и всасывающих линий могут обеспечить работу деаэраторов при скользящем давлении, исходя из сформулированных требований. Температурные условия работы насосов при скользящем давлении в деаэраторе улучшаются, увеличивается запас давления на не-вскипание воды на всасе насосов и повышается их надежность по кавитации (при плановом изменении давления в деаэраторе).

Общие задачи регулирования деаэрационной установки при работе со скользящим давлением остаются те же, что и при постоянном давлении (поддержание необходимого давления в деаэраторе, требуемого расхода пара и уровня в баке-аккумуляторе). Однако, поскольку давление пара в деаэраторе определяется режимом работы турбоустановки (давлением в камере отбора), величина его устанавливается на каждом режиме дополнительно введенным в схему регулирования программным задатчиком, который получает импульс по давлению в камере ПУ отбора. Для повышения надежности работы деаэратора на скользящем давлении пара устанавливается дифференциальное реле, следящее за скоростью изменения давления в деаэраторе. В случае превышения максимально допустимой скорости

Рис. 4. Температура питательной воды за подогревателями в зависимости от расхода пара на турбину (пунктирная линия — при работе деаэратора на скользшем давлении).



изменения давления реле выдает импульс на подачу в деаэратор пара от другого источника с более высоким давлением.

При работе на скользшем давлении деаэратор отключается от коллектора уплотнений ЦНД, и весь выпар используется в охладителях. Все соединительные линии между деаэраторами должны работать полным сечением.

Общий нагрев воды от температуры на выходе из ПВД-4 до температуры на выходе из ПВД-6 при работе деаэратора со скользшим давлением несколько увеличивается и значительно перераспределяется между деаэратором и ПВД-6 по сравнению с режимами постоянного давления в деаэраторе (рис. 4). Обусловливается это некоторым повышением давления пара в камере Ш отбора и большим нагревом воды в охладителе пара ПВД-6.

Эффективность работы турбоустановки К-300-240 ЛМЗ на пониженных нагрузках (ниже 250 МВт) со скользким давлением в деаэраторе оценивается двумя слагаемыми: увеличением выработки электроэнергии на потоке пара, поступающем в деаэратор, и снижением расхода энергии на привод питательного насоса.

В результате расчетов получено, что работа деаэраторов блока К-300-240 при нагрузках 100 – 250 МВт в режиме скользкого давления увеличивает мощность блока на 1200 – 2000 кВт и обеспечивает годовую экономию условного топлива порядка 1400 – 1600 т.

Л и т е р а т у р а

1. Оликер И.И., Пермяков В.А. Термическая деаэрация воды на тепловых электростанциях. Л., 1971.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
И ТИПОВ ТУРБОПРИВОДОВ ПИТАТЕЛЬНЫХ НАСОСОВ
МОЩНЫХ БЛОКОВ

В перспективных энергосистемах с растущей неравномерностью графиков электрических нагрузок мощные блоки сверхкритического давления будут работать со значительным снижением мощности в ночные часы и в выходные дни. Для повышения экономичности работы блоков на частичных нагрузках регулирование производительности их должно осуществляться методом скользящего начального давления (СНД) пара. Этот метод прошел опытную проверку и уже внедрен на газомазутных блоках с парогенераторами ТГМП-114.

Характеристики существующих типов турбоприводов не отвечают условиям работы блоков со СНД пара. При работе блоков на частичных нагрузках со СНД пара турбопривод должен выполняться без запаса по мощности при номинальной нагрузке блока [1]. Причем и в этом случае мощность приводной турбины при частичных нагрузках блока превышает требуемую мощность на привод питательного насоса. Это требует ограничения пропускной способности турбопривода и приводит к возникновению потерь на дросселирование в органах парораспределения. Очевидно, что наибольшей эффективностью будет обладать тот тип приводной турбины, для которого потери на дросселирование во всем диапазоне нагрузок блока будут минимальными.

В настоящее время на блоках К-300-240 применяется противодавленческая приводная турбина (ППТ), включенная на байпасе части среднего давления (ЧСД), а на блоках К-500-240 и К-800-240 – конденсационные приводные турбины (КПТ).

Для повышения экономичности блоков целесообразно приводную турбину выполнить с регенеративными отборами пара для нагрева питательной воды и подключить ее к холодной нитке промперегрева.

Использование для регенерации более холодного пара из приводной турбины по сравнению с отборами пара из главной турбины увеличивает расход пара, а значит может привести к увеличению регенеративной выработки электроэнергии и к.п.д. цикла. Однако пар, расширяющийся в приводной турбине, работает по циклу без промежуточного перегрева, что наоборот,

снижает экономичность блока. Это говорит о том, что есть некоторое предельное значение давления пара в регенеративных отборах, выше которого выгодным является использование для подогрева питательной воды пара из приводной турбины, ниже - из главной.

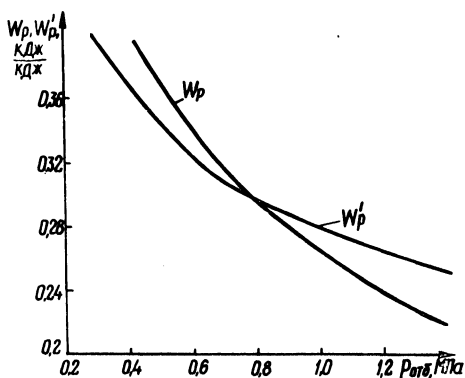
Отбор пара на регенерацию из приводной турбины будет экономически выгодным, если величина удельной выработки электроэнергии на регенерации (внутреннем тепловом потреблении) окажется выше, чем при использовании пара из главной турбины.

Результаты расчетов удельной регенеративной выработки электроэнергии на отборах из главной W_p и приводной турбин W'_p для блоков сверхкритических параметров с давлением в линии холодного промперегрева 4,0 МПа представлены на рис. 1.

Как видно, предельное давление, ниже которого отбор пара на регенерацию из приводной турбины является неоправданным, равно 8,0 МПа. Это позволяет применительно к блокам сверхкритического давления осуществить из приводной турбины отборы пара на нижний подогреватель высокого давления и деаэрактор. При этом мощность, развиваемая турбоприводом на базе регенеративных отборов, составит примерно 30% от потребной для привода питательного насоса при номинальной нагрузке блока.

Поэтому приводную турбину целесообразно выполнить в виде турбины двух давлений. Первая часть турбины с регенеративными отборами является противоаварийной с подключением выхлопа к деаэрактору. Вторая часть турбины выполняется так же, как и турбопривод существующих блоков, под-

Рис. 1. Зависимость удельной регенераторной выработки электроэнергии при отборе пара из главной турбины W_p и из турбопривода W'_p от давления отбираемого пара.



ключается к отбору главной турбины и может быть как противодавленческой, так и конденсационной (соответственно турбоприводы двух давлений могут иметь обозначения РППТ и РКПТ).

Применение турбоприводов типа РППТ и РКПТ значительно (примерно на 0,6% абсолютных) повышает к.п.д. блоков при номинальной нагрузке и применительно к блоку мощностью 500 МВт обеспечивает экономию расчетных затрат порядка 50000 руб/год.

Исследование эффективности различных типов приводных турбин с учетом работы блока на частичных нагрузках со СНД пара проведено путем сравнения потерь на дросселирование пара в органах парораспределения турбоприводов (при дроссельном парораспределении) при различных нагрузках блоков.

Потери на дросселирование в долях от располагаемой мощности приводной турбины при номинальной мощности блока определялись как

$$\Delta \bar{Q}_{др} = q(1 - \eta_{др}) \bar{N}_O \bar{G} \quad (1)$$

где q - относительный (в долях от максимального при номинальной нагрузке блока) расход пара через приводную турбину; $\eta_{др}$ - к.п.д. дросселирования в турбоприводе.

Относительный расход пара на турбопривод q находится из уравнения мощности турбопривода

$$\bar{N}_{Тп} = q \eta_{др} \bar{G} \bar{N}_O \quad (2)$$

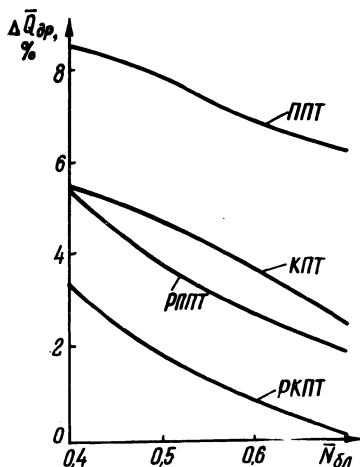


Рис.2. Относительная величина потерь на дросселирование пара в различных типах турбоприводов при работе блока со СНД пара в зависимости от относительной мощности блока.

решаемого методом последовательного приближения. Здесь \bar{G} , \bar{N}_0 – относительная (в долях от значений при номинальной нагрузке блока) величина располагаемого (при полностью открытых клапанах парораспределения) расхода пара и теплоснабжения на приводную турбину; \bar{N}_{TP} – относительная величина потребной мощности приводной турбины, определяемая по опытным данным для блоков К-300-240.

Результаты расчетов приведены на рис. 2. Как видно, наибольшей эффективностью обладает регенеративная приводная турбина двух давлений типа РКПТ. Потери на дросселирование пара в таком турбоприводе наименьшие во всем диапазоне нагрузок и при 50% нагрузке блока составляют всего лишь 1,5% от располагаемой мощности приводной турбины при номинальной нагрузке блока.

Л и т е р а т у р а

1. Леонков А.М., Качан А.Д., Рубахин В.Б. Исследование характеристик турбопривода питательных насосов мощных блоков с учетом работы их со скользящим давлением свежего пара. – "Изв. вузов. Энергетика", 1974, № 2.

В.С. Каханович, Н.П. Кернога

ВЛИЯНИЕ НАЧАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПАРА НА ЭКОНОМИЧНОСТЬ РАБОТЫ КОНДЕНСАЦИОННЫХ ТУРБИН

Отклонение начальных параметров пара конденсационных турбин от их номинальных значений вызывает изменение удельного расхода тепла на турбину. Наряду с возможным отклонением начальных параметров пара может меняться и давление пара в конденсаторе. Учитывая, что нагрузка турбины не остается постоянной, следует определять влияние каждого параметра для конкретных значений мощности турбины и давления в конденсаторе.

Приведем пример такого расчета для турбины К-160-130. Если принять расход пара постоянным, то отклонение начального параметра вызывает изменение и мощности и расхода тепла, которые определим по формулам

$$\Delta Q = \frac{Q - Q_1}{Q} 100\%, \quad \Delta N = \frac{N - N_1}{N} 100\% \quad (1)$$

где ΔQ , ΔN - относительные изменения расхода тепла и мощности; Q , N - расход тепла и мощность при номинальных параметрах; Q_1 , N_1 - расход тепла и мощность при отклоненных параметрах.

Относительное изменение удельного расхода тепла определится так:

$$\Delta q = \frac{\frac{Q - Q_1}{N - N_1}}{\frac{Q}{N}} 100\% \quad \text{или} \quad \Delta q = \frac{\Delta Q - \Delta N}{1 - \frac{\Delta N}{100}} \% \quad (2)$$

Будем считать, что при отклонении параметра от номинальной величины расход пара на турбину и относительные внутренние к.п.д. цилиндров остались неизменными.

Тогда выражение условной мощности можно записать по приведенному теплопадеанию H , которое запишется в виде

$$N_y = H = i_0 - i_1 + i_{01} - i_{01} \alpha_1 - i_2 \alpha_2 - i_3 \alpha_3 - i_4 \alpha_4 - i_5 \alpha_5 - i_6 \alpha_6 - i_7 \alpha_7 - i_8 \alpha_8 - i_k (1 - \alpha_1 - \alpha_2 - \alpha_3 - \alpha_4 - \alpha_5 - \alpha_6 - \alpha_7 - \alpha_8), \quad (3)$$

где N_y - условная мощность; i_0 , i_{01} - энтальпия свежего пара и горячего перегрева; i_1 , i_2 , i_3 ... - энтальпия пара отборов; α_1 , α_2 , α_3 ... - доли расхода пара в отборы.

Если пренебречь потерями питательной воды и пара, подпиткой воды в систему, энтальпией, вносимой дренажными насосами, и другими мало влияющими факторами, то, написав уравнения тепловых балансов для всех подогревателей регенеративной схемы и подставив последовательно эти уравнения одно в другое, получим общее уравнение энтальпии питательной воды:

$$j_1 = i_1 \alpha_1 + i_2 \alpha_2 + i_3 \alpha_3 + i_4 \alpha_4 + i_5 \alpha_5 + i_6 \alpha_6 + i_7 \alpha_7 + i_8 \alpha_8 + j_{п.н} + j_k (1 - \alpha_1 - \alpha_2 - \alpha_3 - \alpha_4 - \alpha_5 - \alpha_6 - \alpha_7 - \alpha_8), \quad (4)$$

где j_1 - энтальпия питательной воды; $j_{п.н}$ - тепло, вносимое питательным насосом; j_k - энтальпия конденсата после конденсатного насоса.

Заметим, что в (4) отсутствуют энтальпии конденсата греющего пара (дренажа), которые сокращаются при выводе. Такое сокращение получается при любой тепловой схеме конденсационной турбоустановки, если весь дренаж поступает в основной конденсат, как обычно и бывает.

Учитывая схему турбоустановки К-160-130, получим условный расход тепла на турбину

$$Q_y = i_0 - j_1 + (i_{01} - i_1)(1 - \alpha_1) = i_0 - i_1 + i_{01} - i_{01}\alpha_1 - i_2\alpha_2 - i_3\alpha_3 - i_4\alpha_4 - i_5\alpha_5 - i_6\alpha_6 - i_7\alpha_7 - i_8\alpha_8 - j_{п.н} - j_k (1 - \alpha_1 - \alpha_2 - \alpha_3 - \alpha_4 - \alpha_5 - \alpha_6 - \alpha_7 - \alpha_8), \quad (5)$$

где Q_y - условный расход тепла на турбоустановку.

Если для всех цилиндров турбины принять условно относительный внутренний к.п.д. η_0 постоянным и равным эквивалентному, то в выражения (3), (5) можно подставить величины энтальпий, взятые по линии располагаемого теплопоядения. В этом случае в выражении (5) $j_{п.н}$ и j_k должны быть заменены на их фиктивные значения $j'_{п.н}$ и j'_k , где

$$j'_{п.н} = \frac{j_{п.н}}{\eta_0}; \quad j'_k = i_{01} - \frac{i_{01} - j_k}{\eta_0}.$$

Аналогично (3) и (5) можно написать расчетные уравнения для других типов турбоустановок, не делая предварительных выводов. Эти выражения идентичны. Отличительными членами являются энтальпия отработанного пара i для мощности и энтальпия конденсата j для расхода тепла. Эти члены зависят от давления пара p_k в конденсаторе.

При изменении мощности конденсационной турбины давления в отборах изменяются пропорционально расходу пара на турбину. Причем зависимость долей расхода пара в отборы от давления в этих отборах имеет следующий вид:

$$\alpha'_i = \alpha_i \sqrt[4]{\frac{p'_i}{p_i}}, \quad (6)$$

где α_i , p_i - доля отбора пара и давление в i -м отборе при полной нагрузке, которые можно взять из паспортных данных; α'_i , p'_i - то же при измененной нагрузке.

Изменение начальных параметров пара вызывает изменение соответствующих величин в расчетных выражениях (3), (5).

Задаваясь значениями давления пара в конденсаторе при различных нагрузках турбины по (2), (3), (5) можно рассчитать изменение удельного расхода тепла на турбину при отклонении начального параметра на заданную величину. Табличные значения Δq аппроксимируются аналитическим выражением, содержащим фактические величины соответствующего начального параметра, мощности блока и давления отработанного пара.

Для температуры острого пара

$$\Delta q_{t_0} = (t_0 - 565) (0,03043 - 0,00000665 N_{\Gamma} + 0,058 p_{\kappa}). \quad (7)$$

Для температуры горячего промперегрева

$$\Delta q_{t_{01}} = (t_{01} - 546 - 0,12 N_{\Gamma}) (0,01136 + 0,000006 N_{\Gamma} + 0,067 p_{\kappa}). \quad (8)$$

Для потери давления в тракте промежуточного перегрева

$$\Delta q_{\Delta p} = (14 - \Delta p) (0,0125 + 0,000059 N_{\Gamma} + 0,115 p_{\kappa}). \quad (9)$$

Для давления острого пара

$$\Delta q_{p_0} = (p_0 - 130) (0,0127 + 0,00005 N_{\Gamma} + 0,1 p_{\kappa}). \quad (10)$$

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗМОЛА В ПЫЛЕСИСТЕМАХ С МЕЛЬНИЦАМИ-ВЕНТИЛЯТОРАМИ

В данной статье приводятся результаты исследования процесса измельчения топлива на экспериментальной установке.

Под процессом измельчения влажного полидисперсного материала, каким является фрезерный торф, в пылесистеме с мельницами-вентиляторами (МВ) понимается суммарный эффект измельчения за счет энергии мелющего органа и диспергирования материала во время сушки. Измельчение топлива в полости мельницы-вентилятора происходит за счет удара лопаткой колеса по частице, разрушения частицы при ударе о броню корпуса, а также истирания топлива о поверхность ло-

патки колеса при скольжении. Эффективность измельчения топлива зависит от энергии колеса (частоты вращения), от концентрации топлива на входе в МВ и степени подсушки влажного топлива перед поступлением в мельницу.

Сушка топлива изменяет реологические свойства материала, что способствует лучшему размолу в мельнице, а также вызывает предварительное измельчение вследствие распада конгломератов из слипшихся мелких частиц, растрескивания под действием термических напряжений и дробления от соударения частиц и трения их о стенки сушильной шахты [1].

Для выявления причин, вызывающих измельчение, исследование проводилось в изотермических и неизотермических условиях. В опытах использовался фрезерный торф со степенью разложения $S = 30 - 35\%$. Влажность торфа (W^p) изменялась от 25 до 52%. Окружная скорость колеса МВ варьировалась в пределах 40 - 70 м/с. Расходная концентрация (μ_p) в опытах изменялась от 0,06 до 0,25 кг/кг.

В работе [1] интенсивность измельчения материала оценивалась по изменению полного остатка на сите для какой-либо фракции. Однако по изменению одной лишь узкой фракции нельзя судить об измельчении всей совокупности частиц такого полидисперсного материала, как фрезерный торф. В исследованиях по измельчению фрезерного торфа в пылесистеме с МВ параметром, определяющим степень измельчения, была выбрана удельная поверхность одного килограмма материала. Удельная поверхность частиц материала в зависимости от их диаметра определяется по уравнению

$$\sigma = \frac{6}{\gamma_M d_M},$$

где d_M - диаметр частицы топлива; γ_M - плотность топлива.

Диаметр материала связан с эквивалентным диаметром равенством

$$d_M = d_{\ominus} f^{0,5},$$

где f - коэффициент формы.

Коэффициент формы для частиц фрезерного торфа верхового и низинного типов изменяется в пределах 1,2 - 2,8 [2]. В

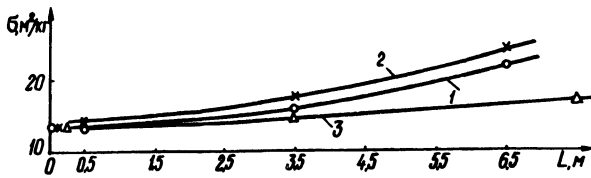


Рис. 1. Приращение удельной поверхности фрезерного торфа по длине шахты в изотермических условиях:
 1 — $W^D = 25\%$; $B_0 = 210$ кг/ч; 2 — $W^D = 25\%$, $B_0 = 150$ кг/ч; 3 — $W^D = 33 \div 53\%$, $B_0 = 75$ кг/ч.

наших расчетах коэффициент формы принимался равным $f = 2,0$.

Эквивалентный диаметр определялся на основании зерновых характеристик по зависимости

$$d_{\text{э}} = \frac{100}{\sum \frac{\Delta i}{d_i}},$$

где Δi — весовая доля в смеси частиц размера d_i .

Измельчение любой узкой фракции материала при прохождении его по тракту пылесистемы тотчас скажется на уменьшении эквивалентного диаметра, что приведет к увеличению поверхности 1 кг материала, по изменению которой оценивается эффективность измельчения.

На рис. 1 показано изменение удельной поверхности фрезерного торфа по длине сушильной шахты. Удельная поверхность для фрезерного торфа с влажностью $W^D = 25\%$ и $B_0 = 150$ кг/ч (кривая 1) возрастает с $S_1 = 14$ м²/кг (в начальном участке шахты) до $S_2 = 22$ м²/кг на расстоянии 6,5 м от начала входа материала. Другими словами, приращение поверхности за счет трения частиц о стенки сушильной шахты и соударения друг с другом на расстоянии 6,5 м составляет 60%. С возрастанием расхода материала с 150 до 210 кг/ч для фрезерного торфа той же влажности приращение составляет уже приблизительно 70% (кривая 2) за счет увеличения концентрации, а следовательно, и частоты столкновения. С повышением влажности фрезерного торфа до 33 – 52% эффект измельчения по длине шахты практически исчезает (кривая 3),

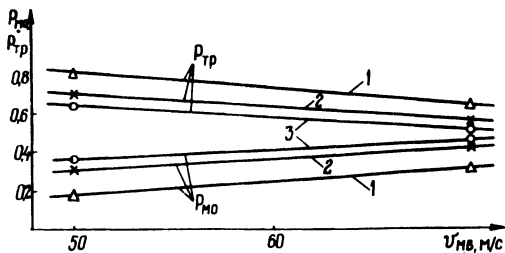


Рис. 2. Зависимость коэффициентов $r_{\text{тр}}$ и $r_{\text{м.о}}$ от окружной скорости колеса МВ при $\omega^p = 25\%$ (1, 2, 3 — $V_0 = 210, 150, 95$ кг/ч).

так как частицы торфа приобретают пластичность и в изотермических условиях их трение о шахту и соударение друг с другом не вызывает разрушения.

Фрезерный торф невысокой влажности (25%) очень интенсивно измельчается в шахте и эта доля составляет 0,8 от общего измельчения в пылесистеме при окружной скорости колеса $v_{\text{МВ}} = 50$ м/с (рис. 2). С ростом окружной скорости колеса МВ уменьшается доля измельчения торфа за счет трения $r_{\text{тр}}$ и возрастает доля измельчения за счет работы мелющего органа $r_{\text{м.о}}$. Так, при $v_{\text{МВ}} = 70$ м/с и $V_0 = 210$ кг/ч $r_{\text{тр}} = 0,65$ и $r_{\text{м.о}} = 0,35$, а при $v_{\text{МВ}} = 50$ м/с $r_{\text{тр}} = 0,8$ и $r_{\text{м.о}} = 0,2$.

Коэффициент измельчения трением в шахте $r_{\text{тр}}$ и коэффициент измельчения за счет энергии мелющего органа $r_{\text{м.о}}$ определяется из выражений

$$r_{\text{тр}} = \frac{\Delta \sigma_{\text{тр}}}{\Delta \sigma_{\Sigma}}, \quad r_{\text{м.о}} = \frac{\Delta \sigma_{\text{м.о}}}{\Delta \sigma_{\Sigma}},$$

где $\Delta \sigma_{\text{тр}}$ и $\Delta \sigma_{\text{м.о}}$ — приращение удельной поверхности соответственно в сушильной шахте и в полости МВ; $\Delta \sigma_{\Sigma}$ — суммарное измельчение материала в пылесистеме.

При увеличении окружной скорости колеса увеличивается энергия, сообщаемая лопатками колеса частицам фрезерного торфа. При столкновении эти тела обмениваются энергией. Минимальная энергия колеса, вызывающая достаточные разруша-

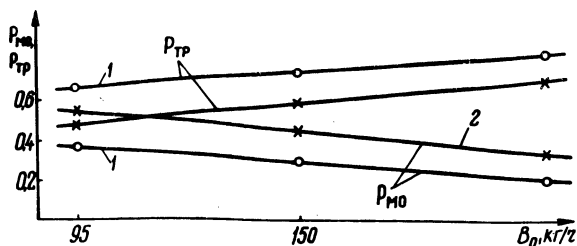


Рис. 3. Изменение коэффициентов p_{MO} и p_{TP} от расхода материала через пылесистему (1, 2 -- $V_{M.B} = 50, 70$ м/с).

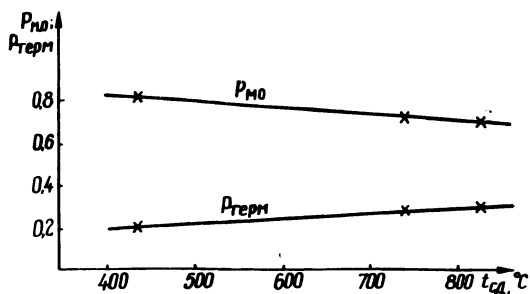


Рис. 4. Зависимость коэффициентов p_{MO} и $p_{терм}$ при изменении температуры сушильного агента.

ющие напряжения в частице, определяется реологическими свойствами размалываемого материала. Для фрезерного торфа эти свойства зависят в основном от влагосодержания. С увеличением влажности фрезерный торф становится пластичным, и энергия удара не вызывает разрушения частицы. По-разному измельчаются при ударном размоле и частицы торфа различного диаметра.

С увеличением окружной скорости колеса МВ от 40 до 70 м/с (рис. 2) доля измельчения фрезерного торфа за счет энергии колеса МВ p_{MO} увеличивается и тем значительнее, чем меньше влажность торфа и чем меньше загрузка МВ по топливу.

С увеличением загрузки МВ по топливу доля измельчения за счет энергии колеса уменьшается, а измельчение в шахте трением возрастает (рис. 3).

Приращением поверхности материала вследствие размола, совмещенного с сушкой, увеличивается. Кроме увеличения поверхности материала в сушильной шахте, эффективнее происходит размол и в самой мельнице, так как предвключенная сушка создает благоприятные условия для размола.

На рис. 4 представлено изменение $r_{\text{терм}}$ и $r_{\text{М.о}}$ в зависимости от температуры сушильного агента при $V^{\text{М.о}} = 125 \text{ кг/ч}$. При увеличении $t_{\text{с.а}}$ от 430 до 830 °С $r_{\text{терм}}$ возрастает с 0,2 до 0,3 в абсолютных величинах, или на 50%. Доля $r_{\text{М.о}}$ примерно настолько же снижается при общем увеличении поверхности материала в пылесистеме с ростом $t_{\text{с.а}}$. Снижение $r_{\text{М.о}}$ объясняется ростом $r_{\text{терм}}$ в том же диапазоне температур. Как показали опыты, размол фрезерного торфа, совмещенный с сушкой, увеличивает удельную поверхность материала приблизительно в 3 – 5 раз по сравнению с размолом в изотермических условиях, если исходная влажность торфа $W^{\text{Р}} = 25 - 33\%$, и приблизительно в 20 раз, если $W^{\text{Р}} = 50\%$.

Л и т е р а т у р а

1. Любошиц И.Л. Искусственная сушка фрезерного торфа. – "Труды ин-та энергетики АН БССР", 1958, вып. 5. 2. Кислов Н.В. Физические и аэродинамические свойства измельченного торфа. Под ред. Ф.А. Опейко. Минск, 1967.

В.И. Щербич, В.Л. Ходырев

ВЫБОР УРАВНЕНИЙ СОСТОЯНИЯ ДЛЯ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ ВОДЫ И ПАРА В СИСТЕМЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО АНАЛИЗА ЭКОНОМИЧНОСТИ ТУРБООАГРЕГАТОВ

При расчете характеристик состояния узлов (проточная часть турбины, поверхность охлаждения конденсатора, регенеративные и сетевые подогреватели), показателей изменения экономичности, материальных и энергетических балансов турбоагрегата требуются уравнения состояния воды и пара для вычисления энтальпий, энтропии пара, температуры и давления насыщенного пара [1]. Табличное представление в ЭВМ указан-

ных термодинамических величин нецелесообразно, так как требует большого объема памяти.

В зависимости от цели использования термодинамических функций к ним предъявляются разные требования по точности. Для расчета характеристик состояния узлов эти требования выше, чем для расчета показателей изменения экономичности, материальных и энергетических балансов.

Вычисление характеристик состояния воды и пара может производиться двумя способами:

- 1) вычисления по замерам — искомая величина рассчитывается как функция от исходных параметров, измеряемых непосредственно в анализируемых точках потока воды или пара;
- 2) косвенным путем — искомая величина находится косвенно, как функция параметров, измеряемых для расчета других величин.

Очевидно, что второй способ менее точен, чем первый, но его целесообразно использовать для сокращения числа датчиков в случаях, когда не предъявляются жесткие требования по точности результатов (например, при балансовых расчетах расходов пара на регенеративные и сетевые подогреватели).

В данной статье даются рекомендации по выбору уравнений состояния воды и пара для вычислений по замерам и косвенным путем.

Рассмотрим уравнения термодинамических параметров, нужные для расчета характеристик состояния узлов. При определении этих характеристик допустимая погрешность уравнений энтальпии и энтропии пара составляет около 0,03—0,06%, а уравнений температуры и давления насыщенного пара около 0,05 — 0,1%. Здесь и далее под погрешностью уравнения понимается относительная разность между результатом расчета по уравнению и по таблице свойств воды и водяного пара. Для определения энтальпий и энтропии водяного пара в литературе рекомендуются уравнения, охватывающие широкий диапазон состояний пара и вследствие этого имеющие сложную структуру [2]. Эти уравнения целесообразно использовать при достаточно большом перечне рассчитываемых термодинамических параметров. При анализе ТЭП турбоагрегатов количество таких параметров сравнительно мало. Например, для турбоагрегата К-300-240 их не более десяти (энтальпия и энтропия пара перед ЦВД и ЦСД, энтальпия пара на выходе ЦВД, ЦСД при действительном и изоэнтропическом процессах расширения, энтальпия пара до и после турбопривода питательного насоса при действительном

процессе расширения), для турбоагрегата Т-100-130 их требуется всего четыре.

Необходимость рационального использования объема памяти и сокращения времени счета в ЭВМ делает применение сложных уравнений не всегда оправданным. К тому же они часто не обеспечивают нужную точность в узких диапазонах изменения исходных параметров. Оказалось возможным дать более простые уравнения, получаемые аппроксимацией табличных данных с требуемой точностью.

Энтальпии и энтропии перегретого пара i_j и s_j в j -х диапазонах изменения давления и температуры p, T можно вычислять с допустимой погрешностью по уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} i_j &= a_j + b_j p + c_j T + d_j pT + e_j T^2 + h_j p^2 ; \\ s_j &= a'_j + b'_j p + c'_j T + d'_j pT + e'_j T^2 + h'_j p^2 , \end{aligned} \right\}$$

где $a_j, b_j, \dots, a'_j, b'_j, \dots$ — постоянные коэффициенты.

В ряде случаев эти уравнения имеют еще более простой вид (3).

Для вычисления энтропии (кдж/кг, град) перегретого пара в области $p = 11,8 - 13,7$ МПа, $T = 815 - 840$ К можно рекомендовать, например, формулу

$$s_j = 5,478 - 0,04568p + 3,1309 \cdot 10^{-3} (T - 273,15).$$

Погрешность этого уравнения составляет не более 0,03%.

Для нахождения энтальпии $i^И$ в конце изоэнтропического расширения пара в работе [4] предлагается предварительно находить температуру пара по его энтропии и давлению. Проще рассчитывать энтальпию $i^И$ непосредственно как функцию энтропии пара в начале процесса расширения и действительного давления в конце расширения пара, которую можно аппроксимировать с допустимой погрешностью в виде аналитического выражения:

$$i_j^И = a_j + b_j s + c_j p + d_j p \cdot s + e_j p^2 + h_j s^2.$$

Для расчета энтальпии питательной воды пригодны линейные уравнения.

Функция температуры насыщения водяного пара от его давления и обратная функция наиболее точно аппроксимируются при умеренном количестве операций уравнениями Веспера:

$$\ln p = \sum_{i=0}^{n-1} a_i \left(\frac{T_n - 273,15}{100} \right)^i - 2,3221,$$

$$T_n = \sum_{i=0}^{m-1} b_i (\ln p - 2,3221)^i + 273,15.$$

В литературе эти формулы даны для широкого диапазона параметров пара. При значении $n=9$ и $m=11$ погрешность аппроксимации достигает 1%. В Белорусском филиале ЭНИНа произведен на ЭВМ пересчет коэффициентов уравнений Веспера для требуемых зон давлений 0,098 – 0,294 МПа и 0,294 – 6,374 МПа. При этом была повышена точность при значительном упрощении уравнений ($n=5$, $m=5$).

Константы уравнений приведены в табл. 1.

Таблица 1.

p = 0,098 – 0,294 МПа		p = 0,294 – 6,374 МПа	
$a_0 = -5,075501$, $b_0 = +99,091420$		$a_0 = -4,82477$, $b_0 = +98,60520$	
$a_1 = +7,227211$, $b_1 = +27,856780$		$a_1 = +6,42755$, $b_1 = +28,70110$	
$a_2 = -2,834639$, $b_2 = +2,369162$		$a_2 = -1,88448$, $b_2 = +1,93140$	
$a_3 = +0,849292$, $b_3 = +0,188974$		$a_3 = +0,33533$, $b_3 = +0,28510$	
$a_4 = -0,133840$, $b_4 = +0,0090485$		$a_4 = -0,02565$, $b_4 = +0,02222$	

Погрешность аппроксимации уравнений в области давлений $p = 0,098 - 0,294$ МПа близка к нулю, а для $p = 0,294 - 6,374$ МПа

$$\delta T \leq 0,008\%, \quad \delta p \leq 0,09\%.$$

При определении расходов пара на регенеративные, сетевые подогреватели и расходов тепла на собственные нужды требуется рассчитывать энтальпии дренажей и пара. Анализ погрешности указанных расходов показывает, что допустимая пог-

решность энтальпии пара составляет 2—3%, а дренажа — около 3—4%. Здесь под погрешностью энтальпии понимается полная погрешность, включающая и ошибки измерений.

Указанные значения допустимых погрешностей позволяют определять энтальпии без измерения температуры пара или дренажа, косвенным путем. При этом целесообразно составление зависимостей энтальпий пара непосредственно от паровой нагрузки отсеков и от давлений в отборах турбины. Например, для турбоагрегатов с промперегревом пара

$$\left. \begin{aligned} i_j^x &= f_j(D_o) + a_j^x(p_o - p_o^p) + b_j^x(T_o - T_o^p) + c_j^x(p_j - p_j^p) + \\ &+ d_j^x(\eta_{\text{ЦВД}} - \eta_{\text{ЦВД}}^p), \\ i_j^\Gamma &= f_j(D_{\text{п.п}}) + a_j^\Gamma(T^\Gamma - T^{\text{п.}\Gamma}) + b_j^\Gamma(\eta_{\text{ЦСД}} - \eta_{\text{ЦСД}}^p), \end{aligned} \right\} (1)$$

где i_j^x , i_j^Γ — энтальпии пара в j -х отборах до и после промперегрева; p_o^p , T_o^p , $T^{\text{п.}\Gamma}$ — параметры пара перед ЦВД, ЦСД, при которых составлены зависимости соответственно $f_j(D_o)$ и $f_j(D_{\text{п.п}})$; $\eta_{\text{ЦВД}}^p$, $\eta_{\text{ЦСД}}^p$ — к.п.д. ЦВД и ЦСД, при которых составлены зависимости $f_j(D_o)$ и $f_j(D_{\text{п.п}})$; $p_j^p = f_j^p(D_o)$ — давление пара в j -х отборах, при которых составлены зависимости $f_j(D_o)$; $a_j^x, b_j^x, \dots, a_j^\Gamma, b_j^\Gamma, \dots$ — постоянные коэффициенты.

Аналитические выражения функций f_j и f_j^p и константы получаются по данным тепловых испытаний и расчетов по диаграмме $i-s$.

Энтальпия пара перед конденсатором может быть также рассчитана по выражению, аналогичному уравнениям (1). Например, энтальпия пара перед конденсатором турбоагрегата К-300-240 определяется по уравнению

$$\begin{aligned} i_k &= f_{i_k}(D_{\text{п.п}}) + a_j(T^\Gamma - T^{\text{п.}\Gamma}) + b_j(p_k - p_k^p) + c_j(\eta_{\text{ЦСД}} - \\ &- \eta_{\text{ЦСД}}^p). \end{aligned} \quad (2)$$

Погрешность энтальпии i_k , рассчитываемой по уравнению (2), не более 2% при условии, что не учитывается коррекция на фактический к.п.д. ЦНД. Уравнения (1) и (2) используются и для нахождения показателей изменения экономичности.

Энтальпии дренажей регенеративных и сетевых подогревателей определяются по давлениям пара в соответствующих отборах или по температурам нагреваемой воды после подогревателей. Причем расчетные зависимости составляются по результатам испытаний подогревателей.

Л и т е р а т у р а

1. Щербич В.И. Характеристики состояния узлов турбоагрегата в системе автоматизированного анализа его экономичности. — "Электрические станции", 1974, №5. 2. Сергеева В.Б. Выбор уравнений состояния воды и водяного пара для расчетов тепловых схем турбоустановок.—В сб.: Кибернетика и моделирование в энергетике. М., 1972. 3. Дуэль М.А. Автоматическое управление блочными энергоустановками с применением вычислительных машин. Киев, 1969. 4. Вукалович М.П., Зубарев В.Н., Сергеева Л.В. Уравнение состояния перегретого водяного пара, пригодное для расчетов турбин с помощью ЭЦВМ. — "Теплоэнергетика", 1967, №5.

И.Г. Плисан, Ю.М. Шнайдерман, Г.В. Васильева ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ПОДОГРЕВА ВОЗДУХА ДЛЯ МАЗУТНЫХ КОТЛОВ

Вопросы выбора рациональной схемы предварительного подогрева воздуха для котлов в определенной степени уже освещены в литературе [1,2,3]. Следует отметить, что предварительный подогрев воздуха паром (даже отборным паром турбин) термодинамически нерентабелен. Техничко-экономическая же целесообразность такого подогрева может быть подтверждена лишь с учетом сравнения расчетных затрат для вариантов с подогре-

вом и без подогрева воздуха с учетом всех составляющих издержек производства.

Термодинамическая неэффективность предварительного подогрева воздуха отборным паром обусловлена относительно большой величиной коэффициентов ценности ($\xi_2 = 0,5-0,8$) тех потоков отборного пара, которые практически могут быть использованы непосредственно для калориферных поверхностей нагрева, применяемых для подогрева воздуха.

Для оценки термодинамической эффективности использования отборного пара турбин должны учитываться такие факторы, как повышение потерь тепла с уходящими газами котла при подогреве воздуха (на каждые 10°C подогрева воздуха потери увеличиваются на 0,15%) и увеличение теплофикационной выработки электроэнергии на отбираемом паре.

Согласно работе [3], условием равновесия противоположных влияний указанных факторов является применение для подогрева воздуха отборного пара со значением $\xi_2 = 0,25-0,3$, что соответствует уровню давления пара 0,06-0,1 МПа для турбин Т-100-130, ПТ-60-130/13, а для получения термодинамического эффекта значения и соответственно давления пара должны быть еще ниже. Такой пар непосредственно не может быть использован в калориферах.

Для котлов, сжигающих высокосернистый мазут, предварительный подогрев воздуха обязателен для предотвращения интенсивной коррозии низкотемпературных поверхностей нагрева и позволяет снизить издержки производства.

Учитывая, что доля тепла, отбираемого для предварительного подогрева воздуха по отношению к теплопроизводительности котлов довольно велика (2—3,5%), вопрос рационального использования его имеет существенное значение.

Эффективность подогрева воздуха может быть определена показателем, характеризующим отношение расхода топлива на котел при наличии подогрева воздуха к расходу топлива при отсутствии его с учетом затрат энергии на собственные нужды котла [3].

Конкретный расчет, выполненный для ТЭЦ, работающей на мазуте (параметры пара 13 МПа, 818°K), показывает, что значение ξ_2 , соответствующее условию равновесия противоположных влияний перечисленных факторов, находится в пределах 0,27—0,37. При давлении отборного пара 0,07 МПа для турбин Т-100-130 и Т-250-240 значения ξ_2 изменяются от 0,31 до 0,29 соответственно, т.е. предварительный подогрев воздуха

для блока с турбиной Т-250-240 при применении пара отбора 0,07 МПа становится термодинамически рентабельным.

Это позволяет сделать вывод о том, что имеется принципиальная возможность осуществить схемы частичного подогрева воздуха, практически не приводящие к снижению термодинамической эффективности и позволяющие получить определенный эффект в сопоставлении с применяемыми схемами непосредственного использования пара для подогрева воздуха в калориферах.

Подобные схемы можно осуществить путем применения ступенчатого подогрева воздуха с использованием в качестве промежуточного теплоносителя для одной из ступеней горячей воды.

Оценка сравнительной эффективности таких схем должна производиться с учетом конкретных затрат. Выполненные авторами расчеты применительно к ТЭЦ на параметры пара 13 МПа 818°К с составом оборудования: 4 турбины ПТ-60-130/13, 2 турбины Т-100-130 и 6 котлов ТГМ-84 показали, что при переходе к двухступенчатой схеме подогрева воздуха потребуется увеличить поверхность калориферов вдвое, однако за счет большей тепловой экономичности двухступенчатой схемы будет иметь место экономия топлива в количестве 3—3,5 т усл. топлива/год и экономия расчетных затрат 40—45 тыс. руб.

На рис. 1 приведена одна из возможных схем такого типа. Схема предусматривает использование в качестве теплоносителя первой ступени подогрева воздуха обратной сетевой воды отопительной системы, для второй ступени используется пар. Особенно эффективна эта схема в периоды работы котлов при низкой температуре наружного воздуха, когда температура обратной сетевой воды оказывается наибольшей. В летнее время для подогрева воздуха в первой ступени используется прямая сетевая вода.

Испытания калориферов типа СО-110 показали, что при применении в качестве теплоносителя горячей воды достигается коэффициент теплопередачи 335—377 Вт/м²·°С. Однако температурный напор при этом довольно значителен, что ограничивает возможность использования воды в качестве теплоносителя для второй ступени. Все это требует дальнейшего совершенствования эффективности работы воздушных и паровоздушных калориферов.

Одним из наиболее перспективных методов интенсификации процессов теплообмена в аппаратах поверхностного типа при наличии фазового перехода является замена пленочной конден-

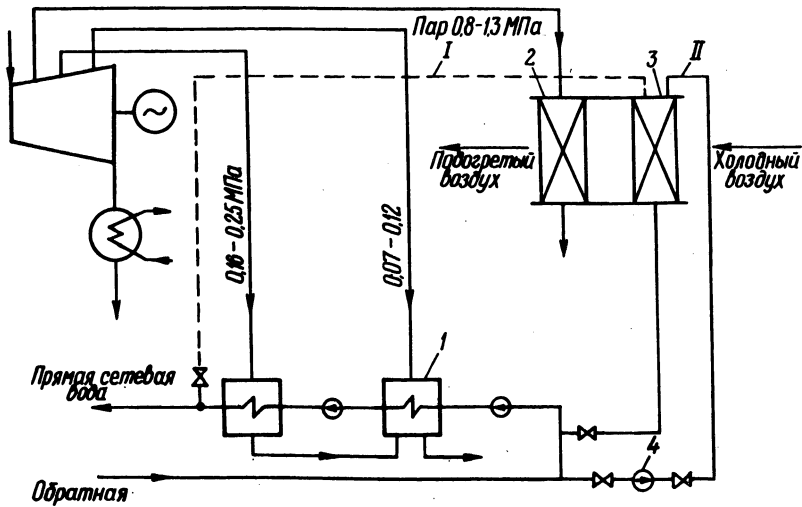


Рис. 1. Схема двухступенчатого подогрева воздуха в калориферах:

1—сетевые подогреватели; 2—первая ступень подогрева воздуха сетевой водой отопительной системы; 3—вторая ступень подогрева воздуха паром; 4—насос подачи обратной сетевой воды на калориферы; I—сетевая вода для подогрева воздуха (схема для летнего периода); II—сетевая вода для подогрева воздуха (схема для зимнего периода).

сации пара капельной. Теплопередача при капельной конденсации гораздо выше, так как значительная часть конденсирующей поверхности постоянно открыта для пара.

Сплошная пленка конденсата может быть устранена с поверхности путем обработки ее гидрофобным веществом. Различные гидрофобные материалы, обеспечивающие возможность капельной конденсации пара рассмотрены в работе [4]. Экспериментально показано, что при переходе от пленочной конденсации к капельной скорость ее повышается в 1,5—2 раза.

Для гидрофобизации поверхности должно применяться вещество, которое не смывается конденсатом. В качестве такого вещества, можно, например, использовать кольца, изготовленные из тефлона (тетрафторэтилена), которые укрепляются с определенным шагом внутри трубок калориферов.

Расчет теплообменного аппарата с тефлоновыми кольцами на внутренней поверхности трубок был произведен по методике, предложенной в работе [4]. Изменение коэффициента теплопередачи при наличии капельной конденсации описывается уравнением:

$$k_{\text{кап}} = k \left[\frac{0,77 + M}{\sqrt{1 + M}} \operatorname{arcth} \sqrt{1 + M} \right], \quad (1)$$

где k — коэффициент теплопередачи обычных калориферов; M — безразмерный комплекс, равный

$$M = \frac{2 \lambda_B}{c \cos \theta} \left[\frac{1}{\alpha_{\text{фаз}}} + \frac{\delta}{\lambda} \right].$$

Здесь $\alpha_{\text{фаз}}$ — коэффициент конвективного теплообмена с фазовым переходом; λ, λ_B — соответственно коэффициент теплопроводности стенки B и конденсата; δ — толщина стенки трубки калорифера; $\cos \theta$ — угол смачиваемости водой гидрофобного покрытия; c — шаг тефлоновых колец.

В результате расчетов определен коэффициент теплопередачи от пара к воздуху для условий капельной конденсации водяных паров в калорифере типа СО-110. При этом вместо величины $234 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{С}$ для обычных условий работы калорифера k при капельной конденсации равен $335 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{С}$. Увеличение коэффициента теплопередачи дает возможность использовать более низкочастотные отборы пара для подогрева воздуха.

Л и т е р а т у р а

1. Рыжкин В.Я., Цанев С.В., Марченко Е.М. Энергетические показатели тепловых электростанций с разомкнутой сушкой топлива и регенеративным подогревом воздуха. — "Электрические станции", 1973, №1.
2. Локшин В.А., Тулин С.Н. Усовершенствование устройств предварительного подогрева воздуха в котлах блоков большой мощности. — "Теплоэнергетика", 1972, №6.
3. Горностаев Л.С. Изменение тепловой экономичности энергоустановок при применении подогрева воздуха в калориферах котлов. — "Теплоэнергетика", 1973, №11.
4. Брау, Мэрин. Влияние теплопроводности металлической поверхности на теплообмен при конденсации с образованием стекающих струек воды на вертикальных поверхностях теплообмена. — "Теплопередача", 1971, №1.

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕЙ ПРИ ПЕРЕКРЕСТНОМ ТОКЕ

Изменение температуры теплоносителей при перекрестном токе в рекуперативных теплообменниках представляет собой задачу в двух измерениях. Аналитическое общее решение этой задачи получено в виде сложных зависимостей [1,2]. При условии строго взаимно перпендикулярного перекрестного тока теплоносителей без перемешивания через разделительную стенку в теплообменнике можно определить температуры на выходе более кратким путем.

На рис. 1 представлена схема теплоотдающей поверхности теплообменника с линейными размерами X, Y . Предположим, что горячий теплоноситель имеет температуру t , скорость w_1 , теплоемкость C_{p1} и направление движения вдоль оси y . Холодный теплоноситель движется в направлении x с температурой θ , скоростью w_2 и теплоемкостью C_{p2} . В общем виде

$$t = f_1(x, y), \quad \theta = f_2(x, y).$$

В условиях стационарного режима при известном коэффициенте теплопередачи k для элементарного участка поверхности $dxdy$ можно записать уравнение теплового баланса

$$dQ = k (t - \theta) dx dy, \quad (1)$$

$$dQ = - w_1 C_{p1} \rho_1 \frac{\partial t}{\partial y} dx dy, \quad (2)$$

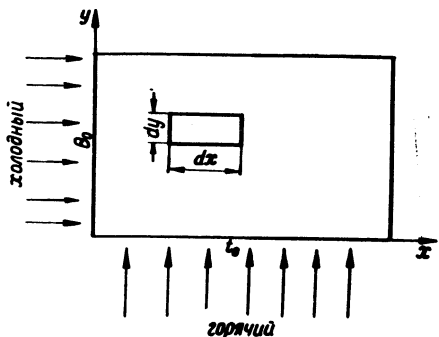


Рис. 1. Схема рекуперативного теплообменника.

$$dQ = w_2 C_{p2} \rho_2 \frac{\partial \theta}{\partial x} dx dy. \quad (3)$$

Эти зависимости можно объединить в виде уравнений

$$\frac{k}{\rho_1 w_1 C_{p1}} (t - \theta) = - \frac{\partial t}{\partial y}, \quad \frac{k}{\rho_2 w_2 C_{p2}} (t - \theta) = \frac{\partial \theta}{\partial x}. \quad (4)$$

Введем обозначения

$$\frac{k}{\rho_1 w_1 C_{p1}} = a, \quad \frac{k}{\rho_2 w_2 C_{p2}} = b.$$

Тогда (4) примет вид

$$\frac{\partial t}{\partial y} = a(\theta - t), \quad \frac{\partial \theta}{\partial x} = b(t - \theta). \quad (5)$$

Из системы (5) исключим температуру холодного теплоносителя θ . Для этого продифференцируем первое уравнение (5) по переменной x :

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x \partial y} = a \frac{\partial \theta}{\partial x} - a \frac{\partial t}{\partial x}.$$

Из самой системы (5) следует, что

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} = - \frac{b}{a} \frac{\partial t}{\partial y}.$$

Подставляя найденное значение $\frac{\partial \theta}{\partial x}$ в предыдущее равенство, получим уравнение температуры горячего теплоносителя:

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x \partial y} + a \frac{\partial t}{\partial x} + b \frac{\partial t}{\partial y} = 0. \quad (6)$$

Поставим граничные условия для уравнения (6). При $y=0$

$$t = t_0 = \text{const}. \quad (7)$$

Распределение температуры горячего теплоносителя при $x=0$ найдем из первого уравнения системы (5). Так как при $x=0$ $\theta = \theta_0$, а температура горячего теплоносителя t описывается уравнением

$$\frac{dt}{dy} = a(\theta_0 - t),$$

то после интегрирования получим

$$t = \theta_0 + ce^{-ay}.$$

Постоянную интегрирования с определим из условия (7). В результате получим распределение температуры горячего теплоносителя при $x=0$:

$$t = \theta_0 + (t_0 - \theta_0) e^{-ay}. \quad (8)$$

Уравнение (6) с граничными условиями (7) и (8) будем решать операционным методом. Преобразование Лапласа для уравнения (6) по переменной y с учетом граничного условия (7) приводит к уравнению в изображениях

$$\frac{d\bar{t}}{dx}(p+a) + bpt = bt_0,$$

где

$$t(x, y) \longrightarrow \bar{t}(x, p).$$

Решение последнего уравнения примет вид

$$\bar{t}(x, p) = \frac{t_0}{p} + c \exp\left(-\frac{bpx}{p+a}\right). \quad (9)$$

Представим постоянную интегрирования c как функцию комплексного переменного p в виде ряда

$$c(p) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{(p+a)^{n+1}},$$

где $A_n = \text{const}$.

Тогда решение в изображениях (9) записываем так:

$$\bar{t}(x, p) = \frac{t_0}{p} + e^{-bx} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \frac{\exp\left(\frac{abx}{p+a}\right)}{(p+a)^{n+1}}. \quad (10)$$

Используя известные соотношения операционного исчисления [3], получим температурное поле горячего теплоносителя:

$$t(x, y) = t_0 + e^{-bx-ay} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \left(\frac{ay}{bx}\right)^{\frac{n}{2}} I_n(2\sqrt{abxy}), \quad (11)$$

где I_n — модифицированная функция Бесселя n -го порядка первого ряда.

Функция (11) является решением уравнения (6). Решение (11) удовлетворяет условию (7). В самом деле, так как $I_n(0) = 0$ при $n \geq 1$, то

$$t(x,y) /_{y=0} = t_0.$$

Остается в решении (11) подобрать постоянные коэффициенты A_n так, чтобы оно удовлетворяло граничному условию (8). При $x = 0$ функция (11) принимает следующее значение [4]:

$$t(0,y) = t_0 + e^{-ay} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \frac{(ay)^n}{n!}. \quad (12)$$

Согласно граничному условию (8), получим

$$\theta_0 + (t_0 - \theta_0)e^{-ay} = t_0 + e^{-ay} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \frac{(ay)^n}{n!}.$$

Последнее выражение можно записать таким образом:

$$(t_0 - \theta_0)(1 - e^{-ay}) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \frac{(ay)^n}{n!}.$$

Следовательно, коэффициенты A_n есть коэффициенты ряда Маклорена для функции $(t_0 - \theta_0)(1 - e^{-ay})$. Отсюда $A_n = -(t_0 - \theta_0)$.

Подставляя найденные значения коэффициентов A_n в (11), получим температурное поле горячего теплоносителя:

$$t(x,y) = t_0 - (t_0 - \theta_0)e^{-bx-ay} \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{ay}{bx}\right)^2 I_n(2\sqrt{abxy}), \quad (13)$$

Распределение температур холодного теплоносителя получим из первого уравнения системы (5) и решения (13):

$$\theta = \frac{1}{a} \frac{\partial t}{\partial y} + t. \quad (14)$$

Дифференцируем функцию (13) по y :

$$\frac{\partial t(xy)}{\partial y} = a(t_o - \theta_o) e^{-bx-ay} \left[\sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{ay}{bx}\right)^2 I_n - \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{ay}{bx}\right)^2 I_n \right]$$

Подставляя значение $\frac{\partial t}{\partial y}$ из (13) в (14), получим температурное поле холодного теплоносителя

$$\theta(x,y) = t_o - (t_o - \theta_o) e^{-bx-ay} \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{ay}{bx}\right)^{\frac{n}{2}} I_n(2\sqrt{abxy}). \quad (15)$$

Следует отметить, что ряды, входящие в (13) и (15), сходятся быстро и так как для функций Бесселя составлены подобные таблицы, то практическое применение полученных решений не вызывает затруднений.

Легко найти разность температур горячего и холодного теплоносителя:

$$t(x,y) - \theta(x,y) = (t_o - \theta_o) e^{-ay-bx} I_o(2\sqrt{abxy}).$$

На практике полезно знать температуры теплоносителей на выходе из теплообменника. В зависимости от свойств теплоносителя среднюю температуру на выходе можно определить по расчетным зависимостям [5].

Л и т е р а т у р а

1. Рабинович Г.Д. Теория теплового расчета рекуперативных теплообменных аппаратов. Минск, 1963.
2. Mason I.L. Heat Transfer in Crossflow. 1954.
3. Анго А. Математика для электро- и радиоинженеров. М., 1964.
4. Шило А.Ф., Степанчук В.Ф. Температурное поле прямооточного несимметричного регенеративного теплообменника. — "Весті АН БССР, сер. физ.-енерг.", 1972, №3.
5. Михеев М.А. Основы теплопередачи. М., 1972.

ТЕПЛОВАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ ОБРАБОТКИ ПРОДУВАЕМОГО СЛОЯ РАСПРЕДЕЛЕННЫМИ ИСТОЧНИКАМИ ТЕПЛА

Метод обработки слоя в режиме тепловых волн, нашедший широкое применение при агломерации железных руд, может быть с успехом использован в других областях техники.

Достоинство метода состоит в высокой тепловой эффективности процесса, достигаемой благодаря локализации тепла зоны горения в тепловой волне, перемещающейся через спекаемый слой.

Содержание метода состоит в сопровождении тепловой волны последовательным перемещением мест подвода энергии из расчета, чтобы скорость переключения источника тепла совпадала со скоростью движения свободной тепловой волны.

Математическая модель явления записывается системой дифференциальных уравнений

$$\left. \begin{aligned} \rho c_1 \frac{\partial t_1}{\partial \tau} &= \lambda \frac{\partial^2 t_1}{\partial x^2} - j c_2 \frac{\partial t_2}{\partial x} + q(x, \tau), \\ j c_2 \frac{\partial t_2}{\partial x} &= \frac{\alpha}{r_v} (t_1 - t_2). \end{aligned} \right\} (1)$$

Система (1) сводится к уравнению кондуктивного типа

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} \cdot a_{\text{эф}} \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} - u \frac{\partial t}{\partial x} + \frac{q(x, \tau)}{\rho c_1}$$

или в подвижной системе координат

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a_{\text{эф}} \frac{\partial^2 t}{\partial \xi^2} + \frac{q(x, \tau)}{\rho c_1}. \quad (2)$$

Соотношение (2) при $q = 0$ выражает движение тепловой волны, рассеиваемой по законам конвективного и кондуктивного теплообмена. При этом затухающая амплитуда волны перемещается со скоростью u , которую называем скоростью свободного переноса.

Прогнозирование уровня термической эффективности процесса в слое при наличии подвижного источника тепла может быть выполнено на основании двух крайних случаев теплообмена, приближающих реальные условия. Оценку с недостатками осуществим в предположении, что источник тепла в уравнении (2) размещен в плоскости перемещающейся амплитуды тепловой волны и отрегулирован таким образом, чтобы амплитуда волны имела постоянное значение, равное t^* . Тогда выражения мощности внутренних источников и количества тепла, накопленного в слое к моменту τ , примут вид

$$q = t^* \rho c_1 \sqrt{\frac{\pi a_{\text{эф}}}{\tau}},$$

$$Q = t^* \rho c_1 \sqrt{4 \pi a_{\text{эф}} \tau}. \quad (3)$$

Поскольку распределенные источники не обеспечивают предельной локализации тепла, при оценке с избытком предположим, что тепло равномерно распределяется по профилю свободной тепловой волны, возбужденному тепловым импульсом (решение уравнения (2) при $q = (\xi, \tau) = Q \delta(\tau) \delta(\xi)$).

Температурный профиль при этом принимает вид

$$t_1(\xi, \tau) = \frac{Q}{\rho c_1 \sqrt{4 \pi a_{\text{эф}} \tau}} \exp\left(-\frac{\xi^2}{4 a_{\text{эф}} \tau}\right).$$

Аналогичные соотношения для мощности источника тепла и интегрального тепла в этом случае принимают вид

$$q = 2 t^* \rho c_1 \sqrt{\frac{a_{\text{эф}}}{\pi \tau}},$$

$$Q = 4 t^* \rho c_1 \sqrt{\frac{a_{\text{эф}} \tau}{\pi}}. \quad (4)$$

Введем в рассмотрение величину тепловой эффективности обработки инертного слоя η , определяемую как отношение тепла адиабатного нагрева слоя до температуры t^* и тепла обработки слоя при той же температуре в режиме тепловых волн. Оценки с избытком и недостатком дают соответственно следующие выражения тепловой эффективности

$$\eta = \sqrt{\frac{uH}{4 \pi a_{\text{эф}}}}, \quad \eta = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{\pi uH}{a_{\text{эф}}}}. \quad (5)$$

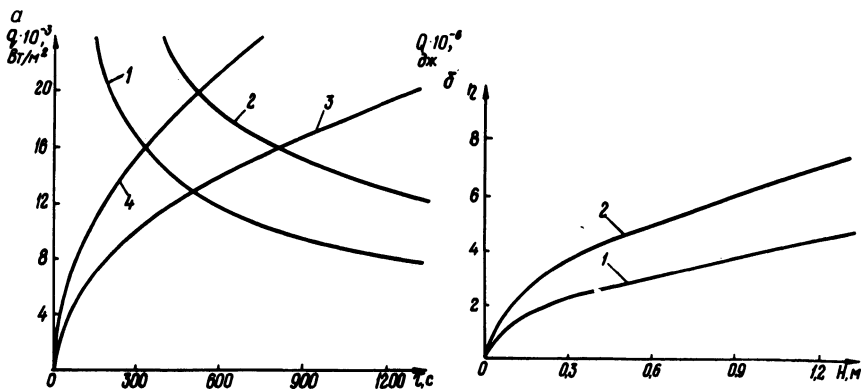


Рис. 1. Теоретические оценки (а) мощности внутренних источников тепла (1,2) и теплосодержание тепловой волны (3,4) для цеолита СаА (1, 3—оценка с избытком; 2,4—оценка с недостатком) и тепловая эффективность (б) процесса в зависимости от высоты слоя (1—оценка с избытком, 2—оценка с недостатком).

Поскольку одним из реальных приложений метода обработки слоя в режиме тепловых волн является процесс десорбции, был выполнен расчет указанных величин для слоя цеолита СаА (рис. 1).

Согласно формулам (3)–(5) для обеспечения постоянной амплитуды волны необходимо подводить тепло в слой по гиперболическому закону $q \sim \frac{1}{\sqrt{\tau}}$. Указанная зависимость имеет две характерные особенности — резкая неустойчивость теплового режима при $\tau \rightarrow 0$ и стабильность энергоподвода при больших τ . Поэтому в практике из соображения устойчивости тепловой волны целесообразно увеличить энергосодержание начального профиля волны, при этом несколько уменьшается тепловой к.п.д. процесса.

Экспериментальное исследование было выполнено на установке шахтного типа с цилиндрической частью. Высота слоя равнялась 0,5 м, диаметр — 0,1 м. По высоте слоя на расстоянии 0,04 м друг от друга были расположены электрические нагреватели, равномерно размещенные в сечении слоя. В плоскости спирали и в промежутке между ними располагались спай термопар. Типичные условия движения тепловой волны в слое цеолита СаА (1–2 мм) представлены на рис. 2. Эксперимен-

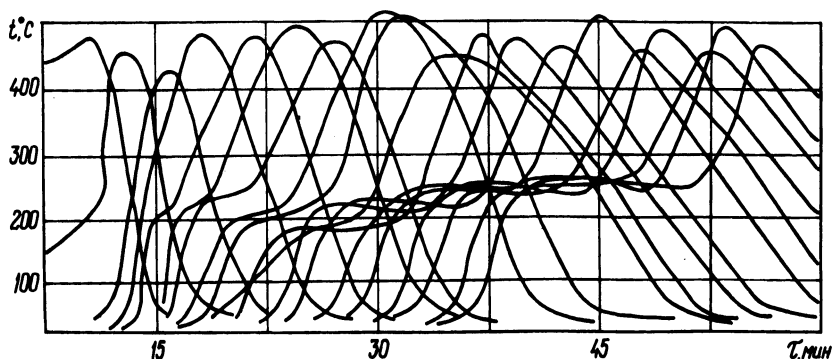


Рис. 2. Температурное поле слоя цеолита CaA при вынужденном переносе тепла (скорость фильтрации воздуха 0,142 м/с).

тальное отношение тепла на обработку слоя до средней температуры (490 Дж) к теплу адиабатного нагрева (1400 Дж) лежит в пределах теоретической оценки, задаваемой величинами $\eta = 2,9-4,6$ (при $N=400$).

Выполненный теоретический анализ и результаты экспериментального исследования подтверждают экономичность метода обработки слоя с распределенным источником тепла в режиме свободных тепловых волн, позволяющего в несколько раз сократить непроизводительные затраты тепла на разогрев массы скелета.

А.И. Козлов, Б.И. Крамник,
В.Ф. Скалабан, А.А. Андреянов

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛООВОГО РАСЧЕТА ТЕПЛООБМЕННИКОВ ИЗ РЕБРИСТО-ЗУБЧАТЫХ ЭЛЕМЕНТОВ В ПЕЧАХ ДЛЯ НАГРЕВА МЕТАЛЛА ПОД КОВКУ И ШТАМПОВКУ

Проблема утилизации тепла в пламенных печах во многом зависит от надежной и продолжительной работы металлических теплообменников.

Анализ работы рекуператоров в этих условиях показал, что продолжительность их эксплуатации во многом обусловлена правильным расчетом $t_{ст}$ и фактического коэффициента теплопередачи $K_{к.л} = f(T_g, \sigma_{пр})$.

Анализы показали, что величину $\sigma_{\text{пр}}$ определить довольно трудно ввиду сложного нахождения угловых коэффициентов ψ в системе ребристые элементы — предрекуператорное пространство, особенно для вторых и следующих рядов труб (элементов).

С целью упрощения задачи по нахождению величины ψ расчет производили в два этапа: от газов и кирпичной кладки на условную плоскость $abcd$ —излучатель ($\sigma'_{\text{пр}}$) и от плоскости $abcd$ на элементы теплообменника ($\sigma_{\text{пр}}$). Размеры плоскости определены: длина равна длине ребристо-зубчатого элемента (для наших условий $cd=1,1$ м), а ширина выбирается в зависимости от производительности рекуператора

$$ad = s_1 n,$$

где s_1 — поперечный шаг элементов; n — количество элементов по ходу воздуха (определяется производительностью установки).

Приведенные коэффициенты излучения $\sigma'_{\text{пр}}$ и $\sigma_{\text{пр}}$ на условную плоскость $abcd$ и от нее на элементы рассчитывали по формуле В.Н. Тимофеева. Если выбор угловых коэффициентов от рекуператорного пространства к площади $abcd$ не вызывал затруднений, то они возникали при определении ψ_{i-1} от площади $abcd$ к ребристым элементам ввиду отсутствия точных графических решений в системах такого типа.

Поэтому для нахождения значений ψ_{i-1} воспользовались методом светового моделирования, так как существует полная аналогия лучевого обмена в любых частях спектра излучения тел.

При построении световых моделей необходимо соблюдать общие правила моделирования, в частности, к ним относится выполнение оптического и геометрического подобия.

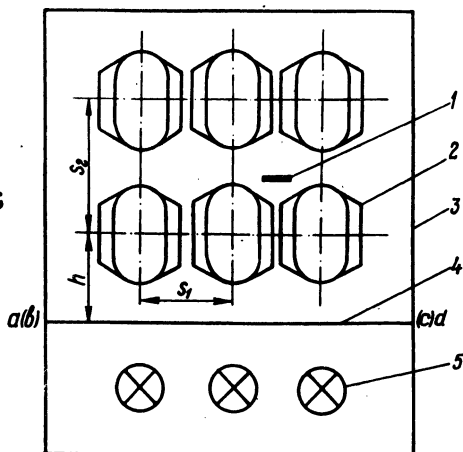
Рассмотрим, какие константы подобия должны быть использованы в этом случае. Приведенный коэффициент излучения в системе элементы теплообменника — условная плоскость предрекуператорного пространства равен

$$\sigma_{\text{пр}} = \sigma'_{\text{пр}} \epsilon_M \frac{\psi_{\text{пр,м}} (1 - \epsilon_{\text{пр}}) + 1}{\psi_{\text{пр,м}} (1 - \epsilon_{\text{пр}}) [\epsilon_M + \epsilon_{\text{пр}} (1 - \epsilon_M)] + \epsilon_{\text{пр}}},$$

где $\sigma'_{\text{пр}}$ — приведенный коэффициент излучения предрекуператорного пространства; ϵ_M — степень черноты элементов ре-

Рис. 1. Общий вид световой модели:

- 1—фотоспротивление ФС-К1;
 2—элементы рекуператора;
 3—световая камера;
 4—светорассеивающее стекло;
 5—лампы накаливания.



куператора; $\epsilon'_{пр} = \frac{\sigma'}{\sigma_{ч,т}}$ — приведенная степень черноты предрекуператорного пространства; $\psi_{пр,м}$ — коэффициент облученности условной поверхностью предрекуператорного пространства элементов рекуператора.

В соответствии с теорией подобия можно записать

$$\sigma_{пр}^M = M_{\sigma} \sigma_{пр}, \quad \epsilon_M^M = M_{\epsilon_M} \epsilon_M,$$

$$\epsilon_{пр}^M = M_{\epsilon_{пр}} \epsilon_{пр}, \quad \psi_{пр,м}^M = M_{\psi} \psi_{пр,м},$$

где M_{σ} , M_{ψ} , M_{ϵ_M} , $M_{\epsilon_{пр}}$ — множители подобного преобразования.

Тождественность оптических констант M_{σ} , M_{ϵ_M} , $M_{\epsilon_{пр}}$ осуществляется соответствующей окраской световой модели при условии, что $M_{\psi} = 1$.

Масштаб геометрического подобия с учетом возможностей эксперимента был выбран 1:5. Световая модель (рис. 1) представляет собой камеру размерами 250x250x400 мм, выполненную из фанеры. Параллельно основанию камеры на расстоянии 200 мм от дна установлено светорассеивающее стекло 2, через которое эта камера освещается. Элементы, сделанные из

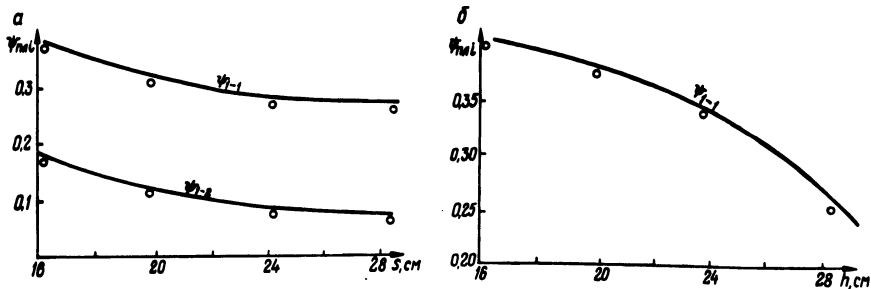


Рис. 2. Значение угловых коэффициентов с условной плоскости $abcd$ на первые два ряда элементов рекуператора в зависимости от поперечного шага S_1 (а) и размера h (б).

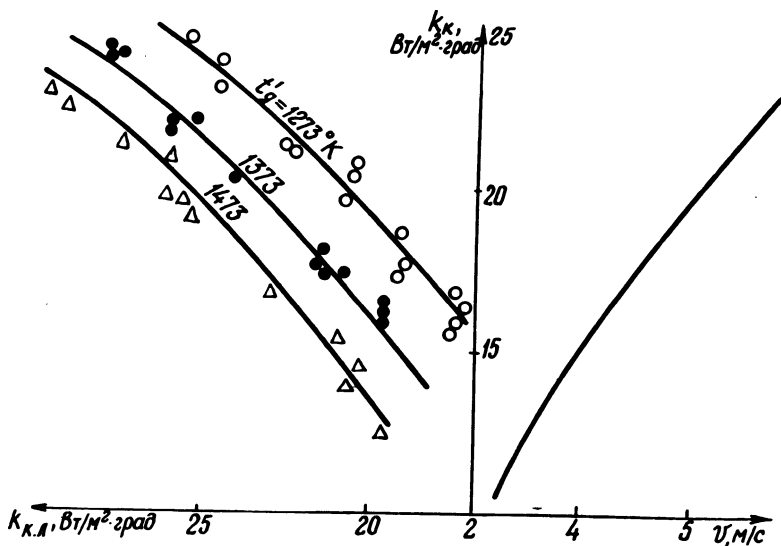


Рис. 3. Номограмма для расчета $k_{k,л}$ при переменной скорости v и различной температуре дыма t .

дерева, вставляются в камеру и крепятся при помощи винтов через отверстия, устроенные в стенках модели таким образом, что имеется возможность изменять как поперечный S_1 , так и продольный шаг S_2 . В качестве источника света применялись лампы накаливания. Освещенность измерялась (предварительно протарированным) фотосопротивлением ФС-К1.

На основании экспериментов получены значения Ψ для первого Ψ_{1-1} и последующих рядов. Значения Ψ_{1-3} во всем интервале измерений были меньше 0,07—0,05, что удовлетворительно согласуется с результатами наших наблюдений по оценке $\alpha_{\text{экспер}}$ для третьего ряда, где максимальные значения $\alpha_{\text{изл}} / \alpha_{\text{конв}} \leq 0,05 - 0,03$.

На рис. 2 показаны значения Ψ_{1-1} и Ψ_{1-2} в зависимости от поперечного шага s_1 и расстоянии h .

Полученные результаты были учтены при расчете $\alpha_g^{\text{изл}} = \alpha_g^{\text{изл}} + \alpha_g^{\text{конв}}$ и коэффициента теплоотдачи $k_{\text{кл}}$ для рекуператоров из литых ребристых элементов. В качестве примера на рис. 3 показана номограмма для определения $k_{\text{кл}}$ от скорости дыма v при нормальных условиях и температуры дымовых газов T ($ad=45$ см; $h=22,5$ см).

Как видно из номограммы, получается удовлетворительное совпадение расчетных кривых с экспериментом.

А.П. Несенчук, А.А. Шкляр
В.А. Каган, А.М. Ривкин

НАГРЕВ ШТАНГ В КАМЕРНЫХ ПЕЧАХ ГОРИЗОНТАЛЬНО-КОВОЧНЫХ МАШИН

Оптимальное распределение температуры в заготовке имеет исключительное значение при нагреве, так как от распределения температуры зависит время нагрева и величина окисления и обезуглероживания поверхности садки. В свою очередь, и то и другое в значительной мере определяют качество и себестоимость продукции.

Рассмотрим температурные поля при нагреве штанг из стали ШХ-15 в моменты времени 0,4; 0,5 и 0,6 ч, когда процессы окисления и обезуглероживания наиболее вероятны. Нагрев выполняется в камерной печи горизонтально-ковочной машины (ГКМ) и предшествует горячей ковке колец крупногабаритных подшипников.

Решение задачи о распределении температуры в садке выполнено на электронно-вычислительной машине "Минск-32". Программа и машинный алгоритм были разработаны применительно к транслятору "ФОРТРАН".

Нагрев штанги характеризуется условиями

$$\frac{R}{H} < 0,1, \quad Bi \geq Bi_{кр},$$

где R , H — соответственно радиус и длина штанги.

Начальные и граничные условия могут быть сформулированы так:

$$\left. \begin{aligned} t(r, 0) &= f(r), \\ -\frac{\partial t(R, \tau)}{\partial r} + \alpha [t_c - t(R, \tau)] &= 0, \\ \frac{\partial t(0, \tau)}{\partial r} &= 0; t(0, \tau) \neq \infty. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Решение уравнения теплопроводности в соответствии с (1) имеет вид [1]

$$\frac{t(r, \tau) - t_c}{t_c - t_0} = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} A_n I_0\left(\mu_n \frac{r}{R}\right) \exp(-\mu_n^2 Fo), \quad (2)$$

где

$$A_n = \frac{2I_1(\mu_n)}{\mu_n [I_0^2(\mu_n) + I_1^2(\mu_n)]}.$$

Здесь μ_n — корни уравнения $\frac{I_0(\mu)}{I_1(\mu)} = \frac{\mu}{Bi}$; Fo, Bi — соответственно критерии Фурье и Био, $Fo = \frac{\alpha \tau}{\lambda^2}$; $Bi = \frac{\alpha X}{\lambda}$.

Как известно, решение (2) получено при условии, что термодинамические характеристики в процессе нагрева неизменны. В интервале температур нагрева для стали ШХ-15 можно принять: $\alpha = 0,02 \text{ м}^2/\text{ч}$, $\lambda = 36 \text{ ккал/м.ч.}^\circ\text{С}$.

Полагая, что садка плотная, величина интенсивности теплообмена между печными газами и ее поверхностью находится так:

$$\alpha = \frac{C_o \varepsilon_r \varepsilon_m \frac{\frac{1}{\omega_i} (1 - 0,25) + 1}{\frac{1}{\omega_i} (1 - \varepsilon_r) [\varepsilon_m + \varepsilon_r (1 - \varepsilon_m)] + \varepsilon_r} \left[\left(\frac{T_c}{100} \right)^4 - \left(\frac{T(R, \tau)}{100} \right)^4 \right]}{t_c - t(R, \tau)}. \quad (3)$$

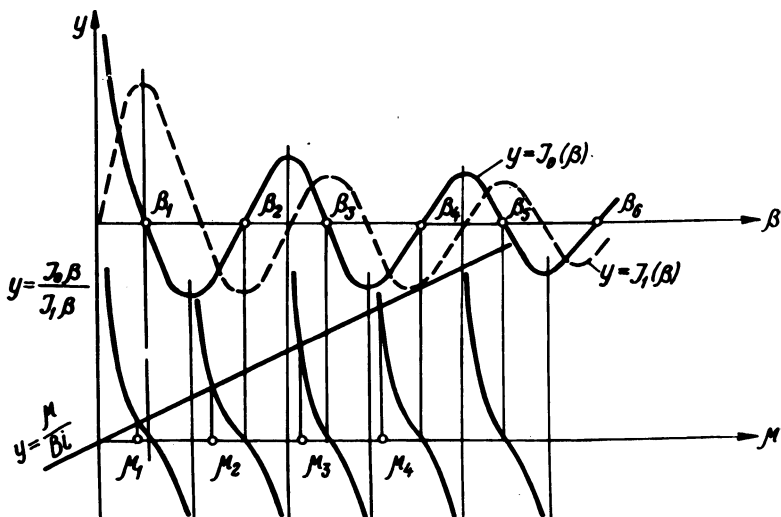


Рис. 1. График для отыскания корней характеристического уравнения для цилиндра.

Значения $T(R, \tau)$ и $t(R, \tau)$ в (3) следует подставлять средние за цикл нагрева.

Применительно к камерной печи ГKM (ГПЗ-11) можно записать, что $\alpha = 200$ ккал/м²·ч·°C.

Нагреву подвергаются штанги диаметром 80--120 мм при температуре газов в печи 1150--1190°C. Формулируем условия, при которых совершается нагрев: $a = 0,02$ м²·ч, $\lambda = 36$ ккал/м·ч·°C, $\alpha = 200$ ккал/м²·ч·°C, $t_0 = 20$ °C, $t_c = 1150-1190$ °C (с шагом 10°С), $X = 0,04-0,06$ м (с шагом 0,01), $\frac{r}{R} = 0,2-0,6$ (с шагом 0,2) и $\tau = 0,4-0,6$ часа (с шагом 0,1).

Решение будем выполнять по формуле (2). Для этого разработан алгоритм, состоящий из алгоритма нахождения корней μ_n и поиска μ_n .

Каждый корень μ_n ищем на отрезке $[\beta_{n-1}; \beta_n]$ (рис. 1), где β_n — корни функции $I_0(\beta)$. При этом полагаем $\beta_0 = 1$.

Алгоритм поиска μ_n заключается в следующем:

а) от очередного значения β_{n-1} с некоторым положительным шагом вычитаем значения $I_0(\beta_{n-1, j})$ до тех пор, пока I_0 не примет значение противоположного знака. Полагаем, что

$\beta_{n-1,j} = \beta_n$; б) от значения β_n с некоторым отрицательным шагом вычитаем значения $\frac{I_0(\beta_{n,k})}{I_1(\beta_{n,k})}$ и $\frac{\beta}{Bi}$ до тех пор, пока не выполнится неравенство

$$\frac{\beta}{Bi} \leq \frac{I_0(\beta_{n,k})}{I_1(\beta_{n,k})}.$$

Значение $\beta_{n,k}$ в этой точке и есть μ_n , определенное с некоторой точностью. Точность μ_n обеспечивается наперед заданной точностью z и дроблением отрицательного шага при точке μ_n на отрезке $[\beta_{n-1}, \beta_n]$ до тех пор, пока не выполнится условие

$$\left| \frac{\beta}{Bi} - \frac{I_0(\beta_{n,k})}{I_1(\beta_{n,k})} \right| \leq z.$$

После нахождения очередного значения μ_n подставляем его в выражение

$$A_n I_0\left(\mu_n \frac{r}{R}\right) \exp(-\mu_n^2 Fo),$$

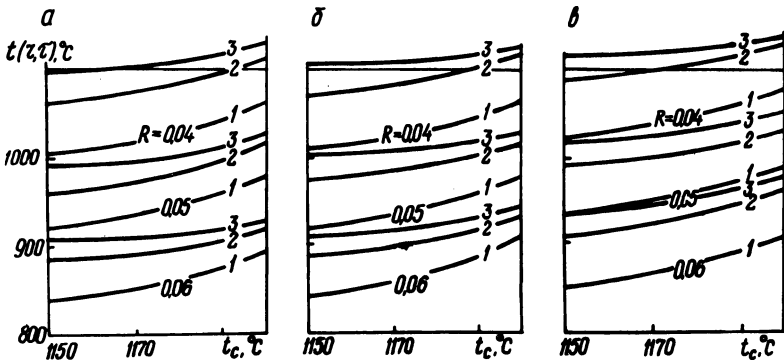


Рис. 2. Графики, устанавливающие зависимость $t(r, \tau) = f(t_c)$:

1--3--соответственно для моментов времени 0,4; 0,5; 0,6 ч (а -- $\frac{r}{R} = 0,2$; б -- 0,4; в -- 0,6).

являющееся членом ряда. Если при μ_n член ряда по модулю оказывается меньше некоторой наперед заданной точности, суммирование ряда прекращаем, подсчитываем значение $T(r, \tau)$ и осуществляем переход к следующему набору аргументов $t_c, X, \frac{r}{R}, \tau$.

После исчерпания всех значений аргументов решение считается законченным. На печать в каждой строчке выдаются значения аргументов и $t(r, \tau)$. Распечатка результатов решения представлена в виде графиков $t(r, \tau) = f(t_c)$ на рис. 2.

Л и т е р а т у р а

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

В.И. Емельяничков, Е.И. Олейник

ОБ ОДНОМ СПОСОБЕ ИЗМЕРЕНИЯ ЛОКАЛЬНОГО КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОТДАЧИ КОНВЕКЦИЕЙ ПРИ НЕСТАЦИОНАРНОМ ТЕПЛОВОМ РЕЖИМЕ

При автоматизации процессов пуска и останова теплоэнергетического оборудования возникает необходимость в поддержании оптимальными значений термических напряжений в металле отдельных элементов, лимитирующих скорость пуска и останова. Это требует измерения локальных коэффициентов теплоотдачи между поверхностью элементов оборудования и омывающей средой, температура, плотность и скорость которой меняются в широком диапазоне.

Известные способы определения коэффициента теплоотдачи конвекцией при нестационарном тепловом потоке как для регулярного, так и для иррегулярного режимов [1, 2] обладают рядом недостатков: они применимы в условиях постоянных значений коэффициента теплоотдачи и параметров среды; для их осуществления требуется значительное время; не позволяют достаточно просто получить измерительный сигнал, пропорциональный коэффициенту теплоотдачи, а также ввести его в систему автоматического управления.

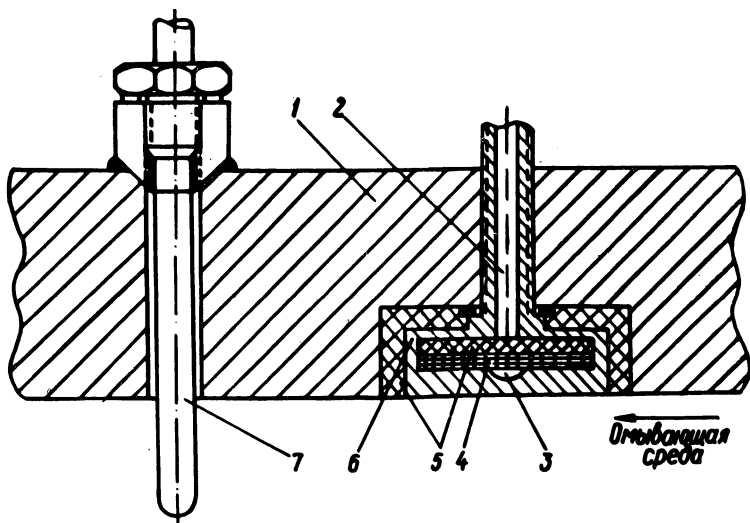


Рис. 1. Схема датчика измерителя локального коэффициента теплоотдачи.

Сущность предлагаемого способа состоит в следующем. В плоскую стенку 1 (рис.1) монтируется датчик 2 так, чтобы плоскость металлической нагреваемой пластины 6 датчика, взаимодействующая со средой, находилась в плоскости стенки. Пластина датчика частично покрытая ненагруженной теплоизоляцией 5, нагревается электроннагревателем 4 до температуры, превышающей температуру среды на величину ν_3 (рис. 2). В этот момент (t_2) с помощью сигнала от дифференциальной термопары 3 со спаями, расположенными в металле пластины датчика и отдельном чехле 7, производится выключение тока в электроннагревателе и начинается охлаждение пластины. Когда она охладится до температуры, превышающей температуру среды на величину ν_1 , по сигналу той же термопары в момент времени t_4 происходит включение электроннагревателя и цикл повторяется. Значение ν_1 и ν_3 выбираются достаточно большими, чтобы за интервал времени $t_4 - t_2$ параметры среды не успели значительно измениться.

В процессе охлаждения в пластине при некотором значении ν_2 (момент времени t_3) установится регулярный режим первого рода, который для пластины неограниченных размеров характеризуется следующими зависимостями (2):

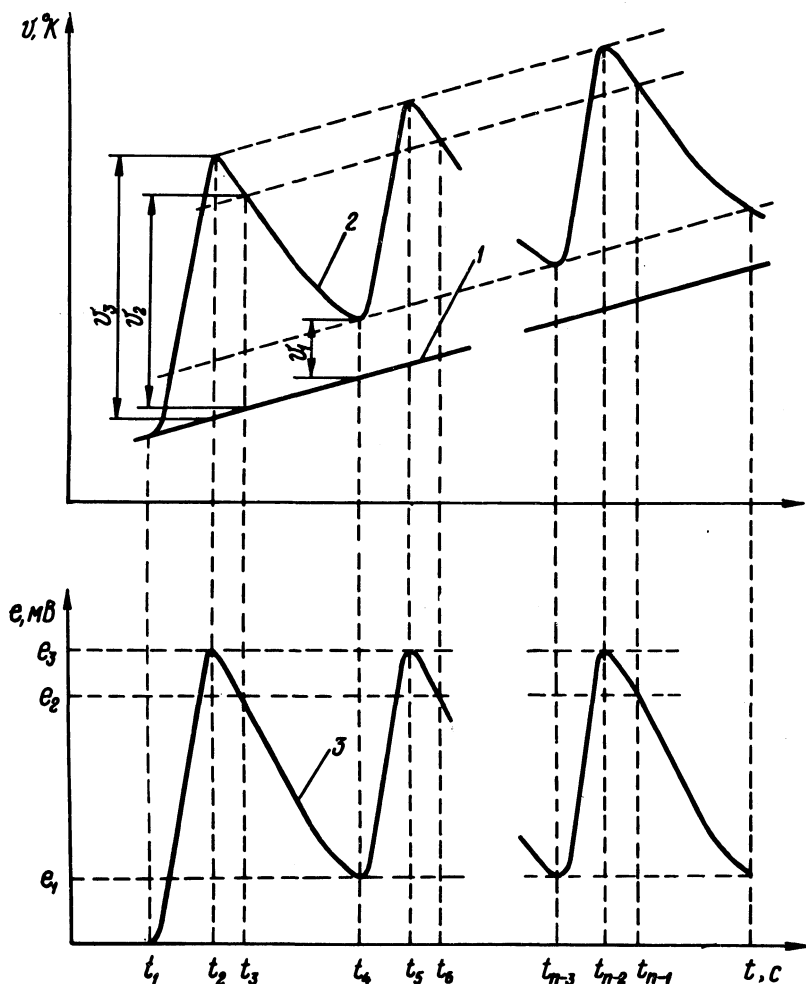


Рис. 2. Изменение температуры омывающей среды (1), нагревательной пластины (2) и э.д.с. дифференциальной термопары (3) датчика.

$$m = \frac{\epsilon^2 a}{l^2}; \quad (1)$$

$$m = \frac{\ln \nu_2 - \ln \nu_1}{t_n - t_{n-1}}; \quad (2)$$

$$\operatorname{ctg} \varepsilon = \frac{\varepsilon}{B_i}, \quad (3)$$

$$\text{где } B_i = \frac{\alpha l}{\lambda}.$$

Из уравнений (1), (2), (3) можно выразить α следующим образом:

$$\alpha = \frac{\sqrt{\frac{\lambda^2}{a} \frac{\ln \nu_2^2 - \ln \nu_1^2}{t_n - t_{n-1}}}}{\operatorname{ctg} \sqrt{\frac{l^2}{a} \frac{\ln \nu_2^2 - \ln \nu_1^2}{t_n - t_{n-1}}}}. \quad (4)$$

В приведенных уравнениях m - темп охлаждения; ε - постоянная, определяемая из граничных условий; ν_1 - уровень температуры пластины датчика относительно температуры среды, при котором оканчивается измерение временного интервала; ν_2 - уровень температуры пластины датчика относительно температуры среды, при котором начинается отсчет измеряемого интервала времени; t - время; a - коэффициент температуропроводности; λ - коэффициент теплопроводности; α - коэффициент теплоотдачи; $2l$ - толщина пластины.

Коэффициенты λ и a зависят от абсолютного значения температуры металла, из которого изготовлена нагреваемая пластина датчика. Для упрощения расчетных операций при определении α по формуле (4) необходимо подобрать такой металл пластины, чтобы в его рабочем диапазоне температуры (рабочий диапазон температуры омывающей среды плюс ν_3) обеспечивалось равенство:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial \lambda} \Delta \lambda + \frac{\partial \alpha}{\partial a} \Delta a = 0, \quad (5)$$

которое после преобразований запишется в виде

$$\Delta \lambda = \frac{\lambda \sqrt{m}}{2} \left(\frac{2l}{\sqrt{a^3} \sin 2l \sqrt{\frac{m}{a}}} + 1 \right) \Delta a. \quad (6)$$

Выполнение этого условия обеспечит независимость определяемых значений α от температурных изменений a и λ . Это позволяет принять коэффициенты теплопроводности и температуропроводности для подобранного металла постоянными и равными, например, их средним значениям для рабочего диа-

пазона температуры пластины. С учетом принятого режима нагрева и охлаждения пластины датчика величину $\ln \vartheta_2 - \ln \vartheta_1$ можно считать постоянной для каждого цикла измерения.

Обозначив $\ln \vartheta_2 - \ln \vartheta_1 = c_1, c_1 l^2 = c_2$ и подставив значения $\lambda_{cp}, a_{cp}, c_1, c_2$ в выражение (4), получим

$$\alpha = \frac{\sqrt{\frac{\lambda_{cp}^2 c_1}{a_{cp}} \frac{1}{t_n - t_{n-1}}}}{\operatorname{ctg} \sqrt{\frac{c_2}{a_{cp}} \frac{1}{t_n - t_{n-1}}}} \quad (7)$$

Из выражения (7) следует, что коэффициент теплоотдачи в некотором диапазоне температуры является величиной, зависящей только от одной переменной, а именно, измеряемого временного интервала $t_n - t_{n-1}$. Преобразование этого интервала в электрический сигнал, пропорциональный α , можно осуществить средствами как аналоговой, так и цифровой техники.

Л и т е р а т у р а

1. Кондратьев Г.М. Регулярный тепловой режим. М., 1954.
2. Осипова В.А. Экспериментальное исследование процессов теплообмена. М., 1969.

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Т.Г. Поспелова

О ВЫБОРЕ КОМПЕНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ

Процесс объединения энергосистем электрическими сетями в мощные энергетические объединения, повышение уровней напряжения, рост единичных мощностей приводят к непосредственной зависимости обеспечения необходимого качества электроэнергии от режимов и параметров сетей высокого и сверхвысокого напряжения, межсистемных линий электропередач. Эта зависимость обуславливается наличием мощных вентильно-преобразовательных промышленных установок, сооружением электропередач постоянного тока и возникновением крупных нерегулярных потоков в межсистемных линиях, соизмеримых с планируемыми. Протекание нерегулярных потоков по межсистемным связям вызывается колебаниями нагрузок, действием аварийной автоматики. Именно появление таких нерегулярных потоков можно считать одним из факторов, объясняющих влияние режима напряжений и реактивных мощностей линии электропередачи на уровни напряжения у шин потребителей.

Необходимо также учитывать, что с ростом протяженности линий электрических сетей изменения нагрузки приводят к существенным отклонениям напряжений в промежуточных точках линий. Это можно установить на основе известного уравнения трехполюсника.

Кроме того, увеличение потерь на корону и потерь от емкостных токов в протяженных электропередачах высокого и сверхвысокого напряжения (как и все приведенные соображения) требует по-новому формулировать задачи обеспечения уровней напряжения у шин потребителей, учитывая взаимосвязь различных иерархических уровней электрической системы.

Для сохранения желаемых уровней напряжения и обеспечения устойчивости системы целесообразно применение источников реактивной мощности, которыми могут служить синхронные компенсаторы или специальные искусственные установки с вентильными преобразователями (ИРМ). Выбор мощности синхрон-

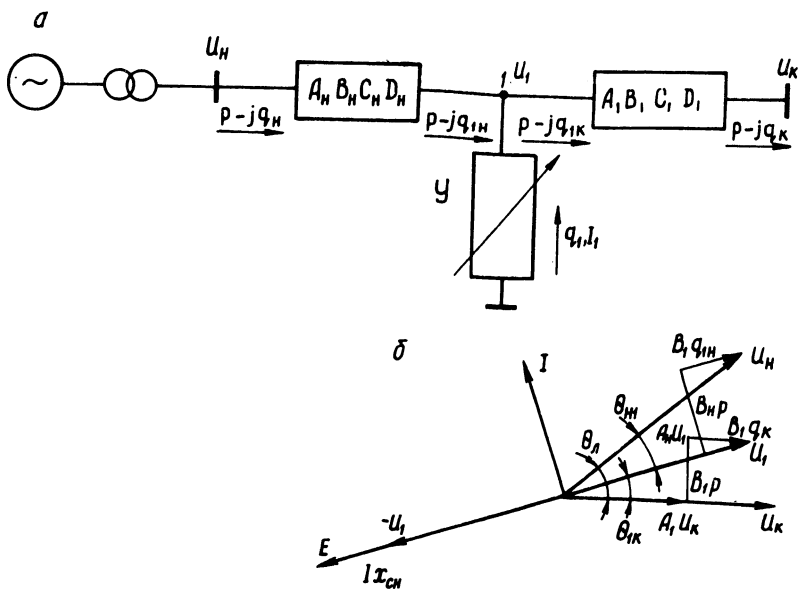


Рис. 1.

ного компенсатора или ИРМ предлагается производить в соответствии с излагаемым алгоритмом.

Рассматриваемая схема электропередачи с компенсирующей установкой, представленной в обобщенном виде, изображена на рис. 1, а.

Пренебрегая потерями активной мощности в элементах системы, что вполне допустимо [1], выпишем основные соотношения режимных параметров протяженной электропередачи для обоих участков схемы:

$$p B_H = \frac{U_1}{U_H} \sin \theta_{H1}, \quad (1)$$

$$q_{1H} = \frac{\frac{U_1}{U_H} \cos \theta_{H1} - A_H}{B_H}, \quad (2)$$

$$p B_1 = \frac{U_K}{U_1} \sin \theta_{1K}, \quad (1')$$

$$q_{1K} = \frac{D_1 - \frac{U_K}{U_1} \cos \theta_{1K}}{B_1}, \quad (2')$$

где $\theta_{н1}$, $\theta_{1к}$ - углы соответствия между векторами напряжений \dot{U}_H , \dot{U}_1 и \dot{U}_1 , \dot{U}_K .

Обозначения остальных величин, входящих в приведенные уравнения, ясны из схемы (рис. 1, а). Векторная диаграмма (рис. 1, б), построенная по выражениям

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_1 &= A_1 \dot{U}_K + B_1 q_K \dot{U}_K + j B_1 p \dot{U}_K, \\ \dot{U}_H &= A_H \dot{U}_1 + B_H q_{1H} \dot{U}_1 + j B_H p \dot{U}_1, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

дает возможность определить э.д.с. и ток источника реактивной мощности, подключенного в промежуточной точке линии, графо-аналитическим путем. Заметим, что все величины заданы в относительных единицах на базе натуральной мощности и номинального напряжения.

Из выражений (1), (2), (1') и (2') путем соответствующих преобразований найдем

$$\begin{aligned} \frac{U_1}{U_H} \cos \theta_{н1} &= A_H + B_H q_{1H}; \quad \frac{U_K}{U_1} \cos \theta_{1к} = D_1 - B_1 q_{1к}; \\ \frac{U_K}{U_H} \sin \theta_{н1} \cos \theta_{1к} &+ \frac{U_K}{U_H} \sin \theta_{1к} \cos \theta_{н1} = \\ &= p B_H (D_1 - q_{1к} B_1) + p B_1 (A_H + q_{1H} B_H). \end{aligned}$$

Используя эти соотношения и условие баланса реактивных мощностей в промежуточной точке 1

$$q_1 = q_{1к} - q_{1H}, \quad (4)$$

запишем

$$\frac{U_K}{U_H} \sin \theta_{л} = p (A_H B_1 + B_H D_1) - B_H B_1 q_1 p.$$

Из полученного выражения определим мощность, выдаваемую компенсирующей установкой q_1 :

$$q_1 = \frac{A_H}{B_H} + \frac{D_1}{B_1} - \frac{U_K}{U_H p B_H B_1} \sin \theta_{л}.$$

В современных электрических системах пропускная способность электропередач ограничивается не только условиями ус-

тойчивости, но и значениями напряжений в промежуточных точках сети. Поэтому выбор в электропередаче компенсирующих устройств – продольной компенсации и шунтирующих реакторов следует производить с учетом допустимых отклонений напряжений в линиях. Автором разработан алгоритм и программа выбора параметров компенсирующих устройств с учетом режима напряжений электропередач. Расчеты, проведенные по этой программе на ЭЦВМ, позволили определить необходимые значения емкостных сопротивлений продольной компенсации и проводимостей шунтирующих реакторов при различных дальностях электропередачи для заданных режимов напряжения и значений передаваемых мощностей.

Л и т е р а т у р а

1. Поспелов Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередач. Минск, 1967.

Р.И. Запатрин

УЧЕТ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ ПРИ СОВМЕСТНОЙ РАБОТЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ С ДАЛЬНЕЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧЕЙ

Присоединение энергетических систем к дальней электропередаче требует учитывать следующие важные показатели оценки качества электроэнергии: уровни напряжения в узловых точках линии электропередачи (U_i), в том числе и места установки компенсирующих или настраивающих устройств; уровни напряжения на шинах приемных энергосистем (U_{cj}) и стоимости передачи электрической энергии на шинах каждой приемной системы (C_{nj}).

Это вытекает из необходимости оптимизации нормальных режимов дальних передач и промежуточных систем по требованиям постоянства U_{cj} и уменьшения C_{nj} .

Для связи указанных U_i , U_{cj} с C_{nj} был проведен анализ зависимостей

$$\bar{U}_i = F(\bar{p}), \quad (1)$$

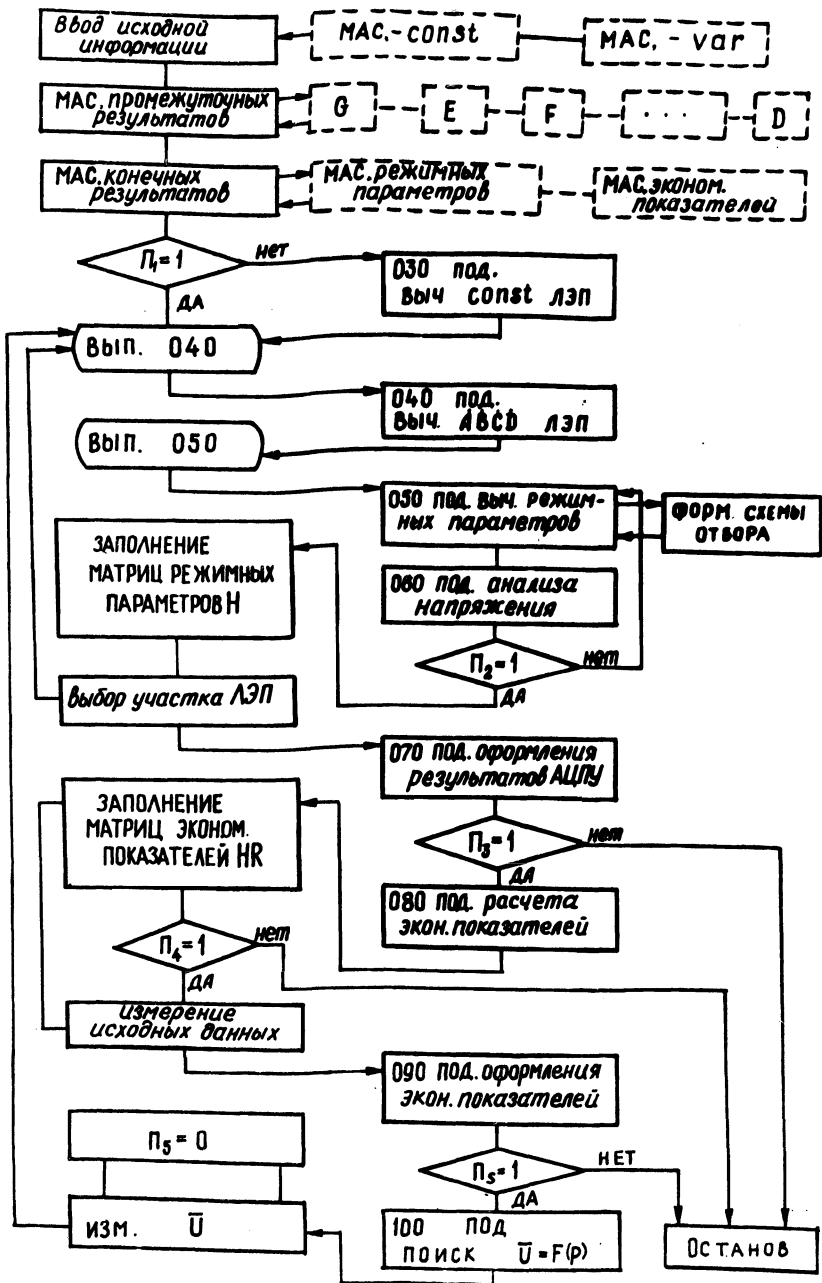


Рис. 1. Блок-схема расчета нормальных режимов и технико-экономических показателей на ЭЦВМ.

где $\bar{U}_i = (U_H, U_1, \dots, U_n, U_K)$ - обобщенный параметр напряжения в линии; U_H, U_K - напряжения в начале и конце линии электропередачи; U_1^k, \dots, U_n^k - напряжения в промежуточных точках линии; $\bar{p} = (p_1, \dots, p_n, p_K)$ - план распределения активных мощностей вдоль линии; p_K - мощность, передаваемая в конец линии (транзитная мощность); p_1, \dots, p_n - мощности промежуточных отборов.

Получено необходимое условие для оптимизации нормальных режимов

$$\Phi(\bar{U}^* - \bar{U}_i) = \min \quad (2)$$

с учетом следующих ограничений:

$$\left. \begin{aligned} U_i &\leq U_{\text{доп.в}}; \\ U_{\text{отб.}j} &\geq U_{\text{доп.н}}; \\ \Delta \bar{q} &\leq Q_i; \\ \delta_{\text{н.к}} &\in \Delta \delta_A, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где $\bar{U}^* = (U_H^*, U_1^*, \dots, U_n^*, U_K^*)$ - определяемый по характеристикам магистральных передач закон распределения напряжения вдоль линии; $U_{\text{доп.в}}$ - допустимый предел превышения напряжения вдоль линии (обычно принимаемый $1,05 U_{\text{ном}}$); $U_{\text{отб.}}^{\text{доп.н}}$ - напряжение и допустимое снижение напряжения в точках отбора мощности; $\Delta \bar{q} = (\Delta q_H, \Delta q_1, \dots, \Delta q_n, \Delta q_K)$ - дополнительные источники реактивной мощности (ИРМ) в контрольных точках передачи; $\bar{Q}_i = (Q_H, Q_1, \dots, Q_n, Q_K)$ - предельные значения реактивных мощностей в узловых точках линии; $\delta_{\text{н.к.}}^{\text{д}}$, $\Delta \delta_{\text{д}}$ - угол и диапазон углов между векторами напряжений начала и конца линии электропередачи.

Для выполнения расчетов и анализа зависимостей (1) и (2) с учетом ограничений (3) предлагается алгоритм программы для ЭЦВМ (рис. 1).

Программа, составленная по этому алгоритму, содержит во-первых, информационную систему, включающую массивы исходных данных и подготовку массивов для промежуточных и конечных результатов; во-вторых, библиотеку специальных

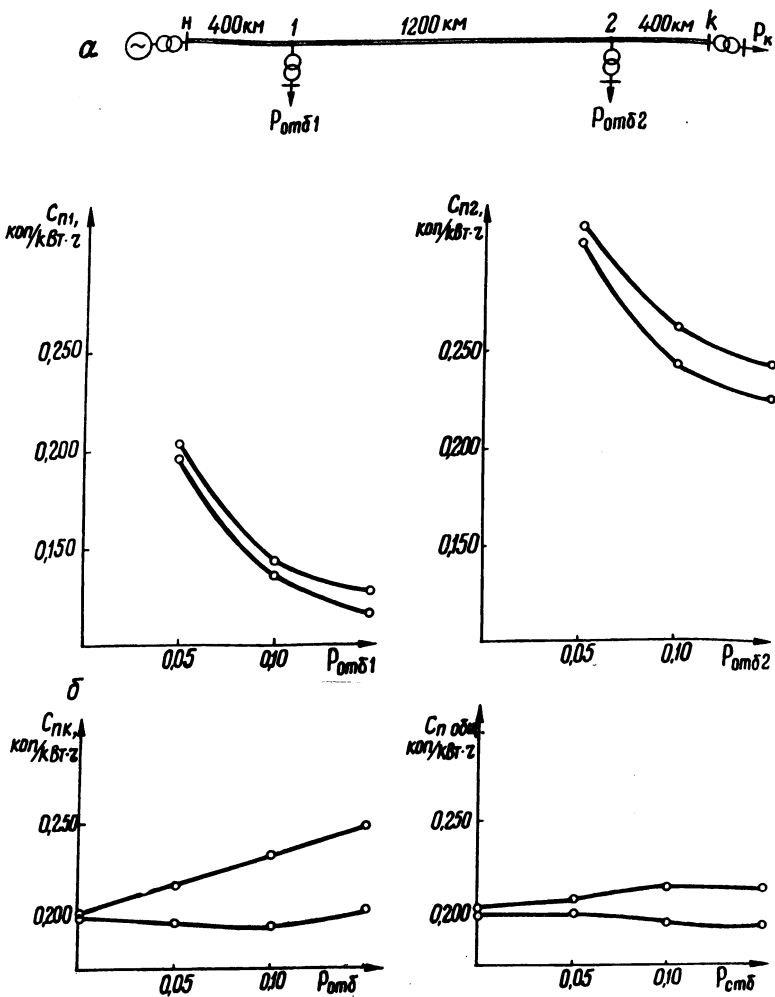


Рис. 2. Зависимости стоимостей передачи электрической энергии от мощностей промежуточных отборов ($U_{ном} = 1200$ кВ; $P_{нат} = \text{МВт}$)

подпрограмм и саму исполнительную программу контроля и анализа получаемых результатов.

В качестве примера расчета была принята электропередача, настроенная на режим полуволны с двумя промежуточными отборами мощности (рис. 2, а).

При постоянстве мощности в конце передачи, равной $1,5 P_{\text{нат}}$, изменялись величины отборов мощности в промежуточных точках.

В результате расчетов на ЭЦВМ "Минск-22" получены стоимости передачи электрической энергии на шинах каждой из приемных систем C_{n1} , C_{n2} , C_{nk} и средней стоимости передачи электроэнергии в зависимости от величин отборов мощности (рис. 2, б).

Расчеты были проведены для двух вариантов закона изменения напряжения вдоль передачи:

$$\bar{U}_i = F(\bar{p}) = \text{const},$$

т.е. жесткое закрепление напряжения вдоль линии;

$$\bar{U}_i = F_1(\bar{p}) = \text{var},$$

т.е. распределение напряжения вдоль линии соответствует полуволновому режиму передачи с учетом ограничений (3).

Г.Е. Поспелов, Н.М. Сыч

К ВОПРОСУ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПОТЕРЬ НАПРЯЖЕНИЯ В ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Потери напряжения - важный технико-экономический показатель, характеризующий режим линии электропередачи. Этот параметр должен подбираться таким образом, чтобы обеспечить техническую допустимость режима и максимальную его экономичность.

Технически допустимые нормы на потерю напряжения известны [1]. Поэтому сформулируем основные экономические закономерности, определяющие рациональное значение этого показателя.

Линейную составляющую стоимости передачи электрической энергии можно записать в виде

$$C_{\text{л}} + \frac{pK}{P_{\text{м}} T_{\text{м}}} + \frac{P_{\text{м}} R_{\text{л}} \beta 10^{-3}}{U^2 \cos^2 \varphi T_{\text{м}}}, \quad (1)$$

где K - стоимость линии, руб.; p - отчисления от стоимости линии; $P_{\text{м}}$ - максимальная передаваемая по линии мощность, кВт; $R_{\text{л}}$ - активное сопротивление линии; U - напряжение линии, кВ; $\cos \varphi$ - коэффициент мощности; $T_{\text{м}}$ -

время использования максимальной нагрузки; τ - время потерь; β - стоимость 1 кВт·ч потерянной энергии, руб.

Пропускная способность линии из условий допустимых потерь напряжения

$$P_M = \frac{\Delta U \% U^2 10^{-2}}{R \alpha} , \quad (2)$$

где $\Delta U \%$ - потери напряжения;

$$\alpha = 1 + \frac{X_0}{R_0} \operatorname{tg} \varphi . \quad (3)$$

Выражение (1) с учетом зависимости (2) можно представить в виде

$$C_{\text{л}} = \gamma \left(\frac{1^2 \cos^4 \varphi \alpha^2}{1_k^2 10^{-4} \Delta U \%} + \Delta U \% \right), \quad (4)$$

где γ - коэффициент,

$$\gamma = \frac{\tau \beta 10^{-2}}{T_M \cos^2 \varphi} ; \quad (5)$$

1_k - критериальная длина линии [2] ,

$$1_k = U \cos \varphi \sqrt{\frac{\tau \beta 10^3}{p K_0 R_0}} . \quad (6)$$

Здесь K_0 и R_0 - величины, отнесенные к 1 км линии

Зависимость (4) в функции потерь напряжения имеет минимум. Поэтому из условия

$$\frac{\partial C_{\text{л}}}{\partial (\Delta U \%)} = 0 \quad (7)$$

можно определить экономическое (критериальное) значение потерь напряжения в линии;

$$\Delta U_{\text{э}} \% = \frac{1}{1_k} \alpha \cos^2 \varphi 10^2 . \quad (8)$$

Относительной величине критериальных потерь напряжения соответствует следующее его абсолютное значение:

$$\Delta U_{\text{э}} = 1 \alpha \cos \varphi \sqrt{\frac{p K_0 R_0}{\tau \beta 10^3}} . \quad (9)$$

Таким образом, существует экономическое значение потерь напряжения в линии, определяемое минимумом линейной составляющей стоимости передачи электрической энергии .

В случае превышения действительных потерь напряжения над экономическим или технически допустимым его значением следует рассмотреть возможность и оценить целесообразность повышения пропускной способности линии по потерям напряжения. Особенно это касается протяженных линий электропередачи, так как с повышением номинального напряжения границы допустимого перепада напряжения сужаются [1]. Пути повышения пропускной способности линии электропередачи по потерям напряжения видны из приведенных выражений. Выбор наиболее целесообразного технического решения при этом определяется из условия обеспечения наименьшей стоимости передачи электрической энергии.

Нами рассматривались простейшие схемы линии без учета проводимостей, а также распределенности и волнового характера ее параметров. Аналогичные по характеру выражения, как показано в [2], можно получить и для более общего случая, в том числе и для компенсированных электропередач.

При синтезе мероприятий повышения пропускной способности сети (в данном случае по потерям напряжения) составляется характеристическая система уравнений в функции управляющих параметров; для зависимых параметров, входящих в эти уравнения, составляются уравнения связи и полученная таким образом система дополняется техническими и экономическими ограничениями. Решение этой системы уравнений с целью выбора приоритетных инженерных решений повышения пропускной способности сети может быть выполнено с помощью современных математических методов.

Л и т е р а т у р а

1. Правила устройства электроустановок. М., 1964.
2. Поспелов Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередач. Минск, 1967.

С.П. Широчин

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ СТРУКТУРЫ И ВЕЛИЧИНЫ ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

Электрические сети предназначены для передачи необходимого количества электроэнергии определенного качества на заданное расстояние. Известно, что с ростом электропотребле-

ния увеличиваются потери энергии и ухудшаются технико-экономические показатели сети. В связи с этим необходимо вести систематический контроль за потерями энергии и при возрастании их свыше допустимых величин разрабатывать мероприятия по их снижению. Данная задача представляет интерес с точки зрения ее практической реализации. Ниже излагаются некоторые выводы и рекомендации по результатам расчета потерь энергии в распределительных электрических сетях на примере электросетевого предприятия.

Рассмотренное предприятие электрических сетей обслуживает 21 подстанцию напряжением 110 – 35/10 кВ, около 2800 километров распределительных линий 10 кВ и свыше 1300 трансформаторных подстанций (ТП) 10/0,4 кВ. Нами была проанализирована вся исходная информация о параметрах и режимах сети, имеющаяся на предприятии. Для сетей 10 кВ это: принципиальные схемы сетей с указанием марок и длин проводов, типов и номинальных мощностей трансформаторов; тип (характер) потребителей, питающихся от ТП, или их коэффициент мощности в максимум нагрузки; годовое число часов использования максимальной активной нагрузки; по каждому ТП–10/0,4 кВ – максимальный ток. Для сетей до 1000 В на предприятии частично имелась следующая информация: принципиальные схемы сетей с указанием марок и длин проводов, числа фаз на участках и наличия нулевого провода; токи всех фаз нулевого провода в цепи трансформатора. Аналогичная информация, как показали исследования, имеется и в других энергосистемах.

Согласно имеющейся на предприятии исходной информации были изучены существующие методики [1 – 2] по определению и анализу потерь энергии в электрических сетях. Наиболее приемлемым в наших условиях оказался метод, изложенный в работе [2], так как расчет по этому методу основывается на имеющейся исходной информации, метод автоматизирован и обладает сравнительно высокой точностью.

Вся необходимая для расчетов исходная информация была проверена, уточнена и закодирована. Этап сбора, уточнения и кодировки исходных данных был наиболее длительным и трудоемким и составил около 80% затрат труда на решение данной задачи.

Рассмотренная методика позволяет осуществлять расчет режимов и потерь по каждой распределительной линии, их прогнозирование с учетом ожидаемого годового прироста эле-

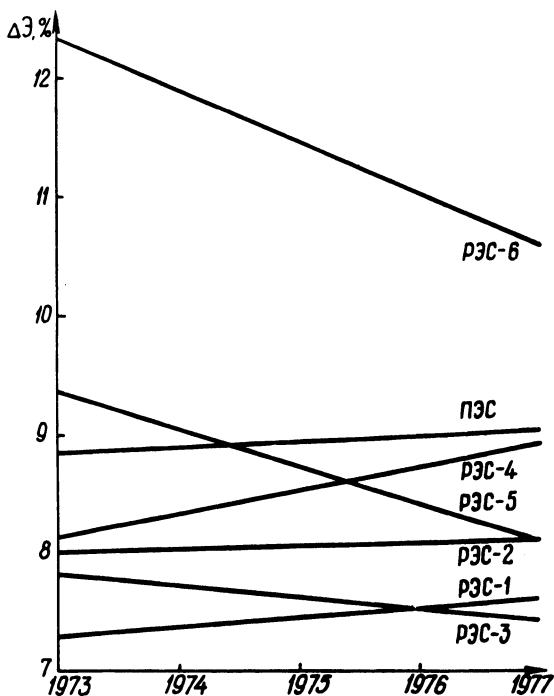


Рис. 1. Структура потерь электроэнергии в распределительных сетях предприятия сетей по годам.

кропотребления на пятилетний период и составит балансы потерь энергии по всем распределительным линиям (РЛ), центрам питания (ЦП), районам электрических сетей (РЭС) и предприятию электрических сетей (ПЭС). При этом на печать были выведены потери электроэнергии в функции максимального тока головного участка и отпуска энергии в сеть. Суммарные потери были разбиты на постоянную составляющую (потери холостого хода в трансформаторах 10/0,4 кВ) и переменную (нагрузочные потери энергии в линиях и обмотках трансформаторов 10/0,4 кВ) и представлялись в абсолютных и относительных (по отношению к отпуску энергии в сеть) единицах измерения. При электрическом расчете на печать выводились потоки мощности на каждом участке сети, потери мощности и напряжения в узлах. Все расчеты на ЭВМ заняли около трех часов машинного времени.

На основе приведенных расчетов представилось возможным выполнить полный анализ потерь энергии и режимов и выявить нерационально загруженные участки сети, а также провести подробный анализ структуры потерь энергии по каждой РЛ, ЦП, РЭС и по предприятию в целом. Полученные результаты расчетов и анализа весьма наглядно и ярко характеризуют как удельный вес, так и структуру потерь по ПЭС (рис.1).

Конечной целью определения и анализа потерь является разработка мероприятий по их снижению. Снижение потерь энергии осуществляется как за счет известных организационных мероприятий по оптимизации режимов, так и технических, требующих дополнительных капитальных вложений.

Анализ потерь в элементах распределительных линий показал, что основная часть потерь (около 70 - 80%) приходится на головные участки этих линий. Поэтому мероприятия по замене проводов на большие сечения наиболее эффективны на этих участках. На примере одного из РЭС оценим эффективность таких мероприятий, как замена проводов на головных участках и замена сильно недогруженных трансформаторов. В результате замены провода на шести участках ожидается экономический эффект в размере 7,1 тыс.руб в год.

Анализ загрузки ТП показал, что установленная мощность около 40% трансформаторов в распределительных сетях 10 кВ завышена. При этом увеличены потери энергии в сети за счет потерь холостого хода. В одном районе электрических сетей с целью снижения потерь электроэнергии нами были рекомендованы к замене 29 сильно недогруженных трансформаторов 10/0,4 кВ. Экономический эффект от внедрения предложенного мероприятия составит 2,131 тыс.руб. в год. Следует также отметить, что в процессе замены трансформаторов снижается балансовая стоимость сети.

Л и т е р а т у р а

1. Айзенберг Б.Л., Дмитриев В.М., Клебанов Л. Д. Вопросы методики определения и снижения потерь электроэнергии в электрических сетях. - Труды ЛИЭИ, 1958, вып.21.
2. Грудинский П.Г., Сыч Н.М. Об определении потерь энергии по времени потерь. - "Электричество", 1969, №2.

СОБСТВЕННЫЙ РАСХОД МОЩНОСТИ И К.П.Д.
КРИОГЕННЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ

Специфика вопроса определения потерь мощности и к.п.д. криогенных линий электропередач связана с созданием и поддержанием в кабеле низких температур, близких к абсолютному нулю, и изменением физической сущности явлений при этих температурах.

Для нормальных режимов работы криогенных линий переменного тока собственный расход мощности в них может быть определен, как

$$P_{с.р} = \Delta R_{\text{КЛЭП}} + P_{о.реф} + P_{п.реф} + P_{в}, \quad (1)$$

где $\Delta R_{\text{КЛЭП}}$ - потери мощности в криогенной линии, состоящие из потерь в сверхпроводнике (в основном на гистерезис подложке, электроизоляции и экранирующих трубках, а также добавочных потерь в сверхпроводнике, вызываемых колебаниями транспортного тока во времени, включением и отключением линии; $P_{о.реф}$, $P_{п.реф}$ - мощность, потребляемая рефрижераторными установками основного и промежуточного хладагентов; $P_{в}$ - мощность, затрачиваемая на поддержание вакуума в рабочем режиме линии.

В сверхпроводящих линиях потери мощности в элементах и на поддержание вакуума малы по сравнению с мощностью рефрижераторных установок и при инженерных расчетах этими потерями можно пренебречь.

Расход мощности на рефрижераторные установки $P_{реф}$ определяется количеством тепла Q , которое необходимо постоянно удалять из охлаждаемых зон, т.е.

$$P_{реф} = Q K_{\text{КЭСО}}, \quad (2)$$

где $K_{\text{КЭСО}}$ - коэффициент эффективности системы охлаждения, равный отношению мощности, потребляемой рефрижераторными установками (Вт), к потерям мощности в криогенном кабеле плюс приток тепла (Вт).

Величина этого коэффициента зависит от к.п.д. цикла Карно, к.п.д. рефрижераторных установок и от совершенства системы циркуляции охлаждающей жидкости, что в свою очередь

зависит от наличия циркуляционных насосов, коэффициента Джоуля – Томпсона и удельной теплоемкости гелия при различных температурах и давлениях, имеющих место в криогенных линиях.

Основными источниками тепла в криогенном кабеле являются:

1) электрические потери в проводниках, включая подложку, и изоляции; 2) теплоприток из зоны нормальных температур к глубоохлаждаемому слою через теплоизоляцию, конструкционные элементы, токовводы и т.д.; 3) тепло, выделяемое в самой охлаждающей жидкости вследствие вязкостных потерь.

Тепло, отводимое охлаждающей жидкостью:

$$Q = L(q_n + \Delta P_{\text{КЛЭП}} + q_B), \quad (4)$$

где L – длина криогенного кабеля; q_n – теплопритоки на участке кабеля единичной длины; q_B – тепло на единицу длины кабеля, выделяющееся в самих охлаждающих жидкостях вследствие вязкостных потерь.

Теплоприток к глубоохлаждаемой зоне

$$q_n = q_{\text{л}} + q_{\text{оп}} + q_{\text{Г}} + q_{\text{Т,В}} = \sigma \epsilon \Delta T^4 F + \frac{F_{\text{оп}}}{L_{\text{оп}}} \lambda_{\text{ср}} \Delta T +$$

$$+ 0,243 \frac{F_{\text{н}} \alpha_1 \alpha_2}{\alpha_2 + \frac{F_{\text{н}}}{F} (1 + \alpha_2) \alpha_1} \frac{\gamma_1 + 1}{\gamma_1 - 1} \frac{\rho \Delta T}{\sqrt{MT}} +$$

$$+ 0,5nq_0 \left(1 + \sqrt{1 + \frac{4I^2 \rho \lambda_B}{c s V_0^2}} \right), \quad (4)$$

где $q_{\text{л}}$ – теплоприток посредством лучеиспускания; $q_{\text{оп}}$ – теплоприток по опорам; $q_{\text{Г}}$ – теплоприток за счет теплопроводности остаточного газа; $q_{\text{Т,В}}$ – теплоприток через токовые вводы; σ – константа излучения теплоизолирующих слоев; ϵ – приведенная степень черноты; ΔT – разность температур между наружной и внутренней поверхностями соответствующих теплоизоляционных слоев; F , $F_{\text{н}}$ – внутренняя и наружная поверхность теплоизолирующего слоя; $F_{\text{оп}}$, $L_{\text{оп}}$ – поперечное сечение опоры и ее длина; $\lambda_{\text{ср}}$ – средний коэффициент теплопроводности в интервале температур ΔT ; α_1 , α_2 – коэффициенты аккомодации для остаточного газа; M – молекулярный вес остаточного газа; γ_1 – показатель адиа-

баты; q_0 - теплоприток без токовводов; I - ток через один токоввод; ρ - удельное сопротивление материала ввода; λ_B - теплопроводность материала ввода; c - теплоемкость газа хладагента; n - количество токовых вводов; V_0 - расход газа без учета теплопритока через ввод.

При определении теплопритока к промежуточному хладагенту четвертое слагаемое в формуле (4) будет отсутствовать.

Вязкостные потери в охлаждающих жидкостях можно найти по следующей формуле:

$$q_B = f u v^3, \quad (5)$$

где u - сечение охлаждающего канала; v - скорость течения хладагента; f - коэффициент потерь в жидкости, который можно считать независимым от скорости течения хладагента.

Коэффициент полезного действия криогенной линии

$$\eta_{\text{КЛЭП}} = \frac{P_2}{P_1} = \frac{P_1 - P_{\text{ср}}}{P_1} = 1 - \frac{P_{\text{ср}}}{P_1}, \quad (6)$$

где P_1 - передаваемая мощность в начале линии.

Если пренебречь потерями $\Delta P_{\text{КЛЭП}}$ и расходом мощности на поддержание вакуума линии P_B , то с достаточной для практических целей степенью точности к.п.д. сверхпроводящей линии можно определить и по формуле

$$\eta_{\text{КЛЭП}} = 1 - \frac{P_{\text{реф}}}{P_1}. \quad (7)$$

Для определения к.п.д. криогенной линии можно использовать коэффициент эффективности электропередачи $K_{\text{КЭЭ}}$ [1], равный мощности, потребляемой рефрижераторными установками на единицу длины (Вт/км), отнесенной к передаваемой мощности (МВА):

$$K_{\text{КЭЭ}} = \frac{P_{\text{реф}}}{L P_1}. \quad (8)$$

Тогда, учитывая размерность $K_{\text{КЭЭ}}$, получим

$$\eta_{\text{КЛЭП}} = 1 - \frac{K_{\text{КЭЭ}} L 10^{-6}}{\cos \varphi}. \quad (9)$$

Коэффициент $K_{\text{КЭЭ}}$ позволяет производить оценку к.п.д. сверхпроводящих линий электропередач.

Л и т е р а т у р а

1. Forsyth E.B., Garber M., Jensen J.E. Factors influencing the choice of superconductor in ac power transmission applications. — Proc. Appl. Supercond. Conf. New-York, 1972.

Л.И. Птицына

ВЛИЯНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПЕРЕКЛЮЧЕНИЙ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЕТЕЙ НА КАЧЕСТВО НАПРЯЖЕНИЯ

При проектировании распределительных сетей определение потерь электроэнергии производится для нормальной схемы сети, с четко определенными точками разреза и условиями работы устройств релейной защиты и автоматики. Однако для электросети большого города величина потерь электроэнергии, подсчитанная для нормальной схемы, будет меньше действительных потерь, так как практически каждый день имеют место отключения схемы от нормальной в связи с повреждениями элементов сети. Наиболее длительные отклонения схемы городской сети обусловлены переходом в неработоспособное состояние кабельных линий, ибо восстановление поврежденного кабеля требует выполнения цикла трудоемких работ.

Увеличение потерь электроэнергии, вызванное текущими эксплуатационными переключениями схемы сети, сопровождается понижением напряжения в ней.

Увеличение потерь напряжения в случае петлевой схемы будет иметь место при выходе из работы любого кабеля петли, кроме нормально ненагруженного. Степень увеличения потерь напряжения в связи с выходом в неработоспособное состояние кабелей сети зависит от положения поврежденного кабеля в петле, интенсивности перехода в неработоспособное состояние, числа ремонтных бригад и ряда других причин.

Автором предложена методика, позволяющая определять математическое ожидание увеличения потерь напряжения в се-

ти из-за отклонения схемы от нормальной в результате неработоспособности S ее элементов при условии равнонадежности всех кабелей [1]. При этом использованы формулы теории массового обслуживания. Для подсчета среднего увеличения потерь мощности и напряжения в сети в связи с текущими эксплуатационными переключениями разработаны алгоритм и программа для ЭЦВМ [2]. Алгоритм составлен по принципу моделирования возможных режимов с одним или двумя одновременно неработоспособными кабелями в петле, с расчетом потерь мощности и напряжения для каждого из этих режимов. Для петлевых схем этот режим приводит к длительному перерыву электроснабжения поэтому отменяются ремонтные и профилактические работы.

Реализация разработанной программы на ЭЦВМ применительно к ряду спроектированных схем позволила провести исследования в области увеличения потерь напряжения в распределительных сетях напряжением 10 кВ, возникающих в связи с изменением их конфигураций.

Анализ результатов исследования показал, что увеличение потерь напряжения зависит от числа ремонтных бригад, имеющих в сети, ее конфигурации и объема. Так, рассматривались распределительные сети 10 кВ, спроектированные по различным схемам для города с суммарной максимальной нагрузкой 500 МВт и числом трансформаторных подстанций 10/0,4 кВ, равным 2000. При этом предполагалось равномерное расположение подстанций. Сечения кабелей выбирались по допустимой плотности тока нагрузки наиболее тяжелого послеаварийного режима. Перегрузка кабелей в послеаварийном режиме принималась равной 30%, $\cos \varphi = 0,9$. Коэффициент загрузки трансформаторов составлял 0,7. Напряжение в таких сетях из-за отклонения схемы от нормальной понижалось на 0,73 - 1,83% от потерь для принятых условий при наличии трех ремонтных бригад. При большем числе ремонтных бригад напряжение понижается на 0,37 - 1,07% в зависимости от схемы сети.

В реальной сети понижение напряжения в связи с текущими эксплуатационными переключениями будет больше в связи с ростом нагрузки и неравномерностью расположения трансформаторных подстанций. Последнее приведет к снижению интенсивности восстановления кабелей.

При расчетах предполагалось, что интенсивность перехода кабелей в неработоспособное состояние неизменна в течение

года. В реальных условиях эксплуатации в течение 6 – 7 месяцев эта величина значительно превышает среднее значение [3]. Причем число ремонтных бригад в этот период может уменьшиться и, как следствие, значительно увеличится длительность отклонения схемы сети от нормальной.

Таким образом при проектировании распределительной сети крупного города и в период ее эксплуатации нужно проводить расчеты, связанные с определением понижения напряжения в сети, вызываемого эксплуатационными переключениями. При необходимости в таких сетях целесообразно принимать дополнительные меры, которые бы позволили улучшить качество напряжения в них.

Л и т е р а т у р а

1. Птицына Л.И. Расчет увеличения потерь электроэнергии и напряжения в сети 6 – 10 кВ из-за изменения ее схемы. – В сб.: Опыт оперативно-диспетчерского управления городскими электрическими сетями. Л., 1972. 2. Птицына Л.И., Прусс В.Л., Ничипорович Л.В. К оценке увеличения потерь электроэнергии в городской электросети 6 – 10 кВ из-за отклонения схемы от нормальной. – "Изв. вузов. Энергетика", 1972, №2. 3. Прусс В.Л. К оценке надежности и эффективности работы распределительных сетей. – В сб.: Технический прогресс в электроснабжении городов. М., 1970.

А.А. Касьянов

К АНАЛИЗУ ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В ЭЛЕМЕНТАХ СХЕМ ОТБОРА МОЩНОСТИ ОТ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ

В качестве источников электроснабжения заслуживают внимания схемы отбора мощности от электропередач высокого напряжения.

Все известные способы отбора мощности (трансформаторный, емкостный и индуктивный) основаны на принципе делителя напряжения, в составе комплекса эквивалентного сопротивления которого преобладает реактивная составляющая — индуктивное или емкостное сопротивление.

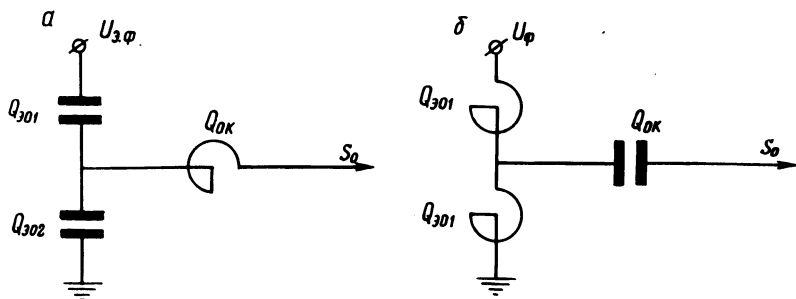


Рис. 1. Схема емкостного (а) и индуктивного (б) отборов.

Достоинство реактивного делителя напряжения в том, что его сопротивление в случае необходимости может быть скомпенсировано реактивным сопротивлением противоположного знака.

Схемы трансформаторного и реакторного отборов представляют индуктивный делитель напряжения. Различие между ними заключается в характере связи между элементами делителя (в трансформаторе — электромагнитная, в реактивном делителе электрическая) и в величине эквивалентного сопротивления делителя, которое в случае реакторного отбора существенно больше.

Остановимся на особенностях емкостного и реакторного отборов, как менее изученных и реже применяемых в практике электрификации.

Принципиально эти схемы представляют подстанции с делителями напряжения. Делитель напряжения состоит из верхнего и нижнего элементов, выполненных из емкостных или индуктивных сопротивлений.

Для компенсации реактивного сопротивления делителя напряжения в его среднюю точку включается компенсирующее устройство — реактивное сопротивление противоположного знака.

Принципиальные схемы подстанции обоих типов показаны на рис. 1. Расчетные схемы в общем случае дополняются еще двумя элементами: понижающим трансформатором и батареей статистических конденсаторов.

При большой разнице между напряжением питающей линии и распределительной сети для уменьшения стоимости делителя применяют понижающий трансформатор.

Выражение полных капиталовложений схем отбора мощности может быть представлено в виде

$$K_{\Pi} = K_{H} + \Delta P a + \Delta P \tau b_{T} k_{T}, \quad (1)$$

где ΔP — потери активной мощности в установке отбора; a — стоимость 1 кВт установленной мощности электростанций на покрытие потерь мощности; τ — время потерь; b_{T} — удельный расход топлива на 1 кВт·ч; k_{T} — удельные капитальные затраты в топливную базу и транспорт топлива на 1 т условного топлива в год, руб.

Структурный анализ приведенных затрат схем отбора мощности показывает, что основные их составляющие обусловлены стоимостью потерь электроэнергии [1].

Часть потерь (в делителе напряжения, в компенсирующем устройстве, в стали трансформатора) не зависит от нагрузки, а другая часть функционально связана с нагрузкой. Уравнение общих потерь мощности можно представить в виде:

$$\Delta P = N + M S_{O}^2. \quad (2)$$

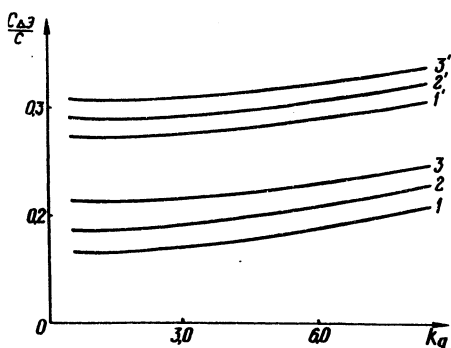
Постоянную и переменную составляющие как функции потерь в элементах схемы можно определить из уравнений [2]:

$$\left. \begin{aligned} N &= \operatorname{tg} \delta_{d} Q_{\varepsilon_0} \frac{X_1}{X_2} + P_{T,x} \frac{U_{\varepsilon_0}^2}{U_T^2} + \operatorname{tg} \delta_{k} Q_{ok}, \\ M &= \frac{1}{Q_{\varepsilon_0}} (\operatorname{tg} \delta_{d} + \operatorname{tg} \delta_{k}) + 3 P_{T,k} \frac{1}{S_T^2}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где d, k — индексы, характеризующие величины, относящиеся соответственно к делителю напряжения и компенсирующей батарее; X_1, X_2 — сопротивления верхнего и нижнего плеч делителя; $\operatorname{tg} \delta_{d}, \operatorname{tg} \delta_{k}$ — тангенсы углов потерь в конденсаторных и реакторных батареях; o — индекс, характеризующий фазное значение величины: $U_T, P_{T,x}, P_{T,k}$ — номинальное напряжение и составляющие потерь (в трех фазах) в стали и меди понижительного трансформатора; $Q_{\varepsilon_0} = U_{\varepsilon_0} \omega C_{\varepsilon}$ — мощность короткого замыкания некомпенсированного делителя напряжения.

Рис. 2. Зависимости составляющей потерь электроэнергии в расчетной стоимости от коэффициента деления напряжения для емкостного отбора:

1 — при относительной нагрузке 0,6; 2 — при 0,8; 3 — при 1,0; 1', 2', 3' — то же для схем индуктивного отбора.



Аналогичную структуру имеет и уравнение потерь энергии:

$$\Delta \mathcal{E} = N T + M S_0^2 \tau, \quad (4)$$

где T — время работы установки в году; τ — время максимальных потерь; S_0 — максимальная нагрузка потребителей.

Сопоставляя величину потерь мощности и энергии в схемах разных типов, можно установить, что потери в схемах с индуктивным делителем напряжения существенно больше, чем с емкостным.

На рис. 2 представлены зависимости составляющей стоимости, обусловленной потерями энергии от коэффициента деления k_d , напряжения емкостного и индуктивного отборов при различной степени загрузки подстанций (для электропередачи 750 кВ). Составляющая расчетной стоимости, обусловленная потерями электроэнергии, равна 15–25% для схем емкостного отбора и 25–40% для индуктивного отбора. Величина этого соотношения уменьшается с увеличением номинального напряжения и возрастает с повышением коэффициента деления напряжения.

Л и т е р а т у р а

1. Касьянов А.А. Об оптимальном варианте отбора мощности от электропередачи. — В сб.: Электроэнергетика. Вып. 1. Минск, 1971.
2. Юренков В.Д. Оптимизация и расчет схем подстанций с делителями напряжения. — "Электричество", 1965, №12.

О НЕКОТОРЫХ ОСОБЕННОСТЯХ ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕГУЛИРОВАНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ 500—750—1150 кВ

При определении параметров электропередачи 500—750—1150 кВ возникает необходимость оценить эффективность регулирования их напряжения.

Оценка экономического эффекта регулирования напряжения электропередачи 500—750—1150 кВ имеет ряд особенностей, связанных с необходимостью учета вероятностного характера нагрузки таких линий, а также влияния уровня их напряжения на режим работы сети более низкого номинального напряжения.

Большинство линий напряжением 500—750—1150 кВ будут выполнять межсистемные функции, поэтому для них характерен переменный характер нагрузки.

Наличие случайных составляющих потока мощности, не только соизмеримых по величине с плановыми регулярными потоками, но и в ряде случаев превышающих их, приводит к тому, что результирующая нагрузка этих линий может быть достаточно верно охарактеризована только методами теории вероятности. Вероятностный характер нагрузки мощных линий, выполняющих межсистемные функции, является важной особенностью, во многом определяющей подход к решению вопроса об эффективности регулирования напряжения таких линий.

С другой стороны, параллельная работа большинства линий электропередач напряжением 500—750—1150 кВ с развитыми сетями более низких номинальных напряжений определяет тесную взаимосвязь их режимов работы. Так, расчеты, выполненные для участка электропередачи 750 кВ Донбасс—Западная Украина, показали, что изменение уровня напряжения линии 750 кВ на 1% вызывает изменение потерь активной мощности в сети 330 кВ на величину 0,5—1,5 МВт в зависимости от исходного режима. В то же время изменения потерь на нагрев в самой линии 750 кВ составляет при этом 0,2—1,0 МВт на 1% изменения напряжения линии, т.е. величину существенно меньшую.

Однако до настоящего времени эффективность регулирования напряжения дальних электропередач исследовалась при их изолированном рассмотрении и без учета вероятностного характера нагрузки.

В современных условиях для большинства линий 500—750 — 1150 кВ такой подход неприемлем.

Для оценки экономичности регулирования напряжения линий 500—750—1150 кВ с межсистемными функциями может быть использовано следующее положение: годовой график нагрузки линии и характеристики погодных условий на трассе считаются независимыми процессами, а учет последствий изменения режима сетей более низкого напряжения осуществляется на основе расчетов на ЭВМ по специальной оптимизационной программе. Программой такого типа является, например, программа Б-2/70 (разработана ВНИИЭ), оптимизирующая режим сильно загруженной сети по критерию минимума потерь активной мощности за счет регулирования уровня напряжения, генерации реактивной мощности и регулирования коэффициентов трансформации. Величина потерь на корону задается в виде полиномов второй степени (отдельно для каждого вида погодных условий).

В первом приближении такой подход может быть реализован следующим способом: расчетный годовой график нагрузки линии, построенный с учетом нерегулярных потоков мощности, разбивается на n ступеней. На каждой ступени графика с учетом данных о продолжительности различных погодных условий на трассе линии в течение года (в процентах) определяется расчетная длительность каждого вида погодных условий. Затем для каждого вида погодных условий при конкретной нагрузке линии производится два оптимизационных расчета на ЭВМ по полной схеме сети: 1) при условии отсутствия устройств регулирования напряжения линии; 2) с включенными устройствами регулирования.

Определяя таким образом разницу потерь мощности в схеме для различных сочетаний нагрузки линии и погодных условий и умножая полученные данные на соответствующие величины, можно получить значения годовой экономии потерь вследствие регулирования напряжения линии.

АЛГОРИТМ ПОСТРОЕНИЯ ПЕРЕКЛЮЧАТЕЛЬНОЙ ФУНКЦИИ СХЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ РЕАЛЬНОЙ СЛОЖНОСТИ МЕТОДОМ ВЫДЕЛЕНИЯ ПУТЕЙ

В настоящее время для расчетов количественных показателей надежности сложных систем электроснабжения все более широкое распространение получают аналитические методы, основанные на логико-вероятностном подходе, составной частью которого является структурно-логический анализ сети.

Пусть A — событие, представляющее собой бесперебойное электроснабжение заданного узла. Очевидно, что исправное состояние путей от некоторого источника питания к заданному узлу в схеме сети выразится произведением случайных событий a, b, \dots, f (a, b, \dots, f — исправное состояние звеньев, образующих данный путь), а бесперебойное питание узла — суммой случайных событий, означающих исправное состояние всех путей от всех источников питания в схеме.

Таким образом, событие A представится функцией алгебры случайных событий, имеющей вид

$$A = abc + cdef + abc + acf + bde. \quad (1)$$

Если каждому такому случайному событию поставить в соответствие характеристическую функцию, принимающую логическое значение 1, когда происходит данное событие, и 0, когда оно не происходит, то очевидно, что функция алгебры событий (1) переходит в соответствующую функцию алгебры логики, которую обычно называют переключательной функцией сети по отношению к заданному расчетному узлу [1].

Покажем, что подлежащее рассмотрению количество путей от узлов-источников к заданному потребительскому узлу значительно меньше, чем общее число всех существующих в схеме путей от источников к этому узлу.

Используя алгебру случайных событий, можно убедиться в следующем: если в сумме (1) имеются слагаемые вида X и $Z = XY$, где X, Y, Z — произведение переменных a, b, c, \dots , то

$$X + Z = X. \quad (2)$$

Поэтому слагаемые Z в правой части (1) можно отбросить. Интерпретируя X и Z как исправные состояния путей, получаем из (2), что при составлении суммы (1) не должны учи-

тываться следующие виды путей, которые в дальнейшем будем называть поглощаемыми: 1) пути, содержащие замкнутые контуры; 2) пути от источников к заданному узлу, содержащие в качестве промежуточных вершин другие источники.

Таким образом, переключательная функция сети будет состоять из числа слагаемых, значительно меньшего, чем число всех возможных путей от узлов-источников к расчетному узлу в схеме.

Ниже приводится описание предлагаемого алгоритма построения путей, который можно назвать методом поярусных преобразований списков.

На первом этапе алгоритма каждому i -му узлу схемы должен соответствовать список присоединенных к нему узлов S_i . Соответствующий оператор алгоритма поочередно просматривает все строки матрицы соединений M схемы. Этот оператор находит значащие цифры в строке матрицы M , соответствующей очередному узлу i , и определяет номера строк, в которых эти столбцы содержат вторые значащие цифры. Тем самым составляется список узлов S_i , присоединенных к узлу i . При этом, очевидно, достаточно рассматривать матрицу M для ненаправленного графа.

На втором этапе алгоритма производится формирование списков Q_i вершин, образующих непоглощаемые пути от источников питания к данному узлу схемы. При этом предполагается, что все источники питания объединены некоторой фиктивной связью, что, как будет видно из дальнейшего, не может привести к неправильным результатам. Пути строятся все одновременно поярусно, начиная от питающих узлов, образующих верхний с нулевым номером ярус вершин, входящих в пути, и кончая заданным потребительским узлом, попадающим на тот или иной ярус. Номер яруса соответствует числу звеньев, отделяющих вершину пути, расположенную на данном ярусе, от питающего узла.

При формировании очередного $\nu+1$ -го яруса просматривается предыдущий ν -й ярус. При этом для его очередной вершины μ_ν используются списки S_{μ_ν} и Q_{μ_ν} . Если некоторый узел $a \in Q_{\mu_\nu}$ и $a \in S_{\mu_\nu}$, то он исключается из списка S_{μ_ν} . В результате такого преобразования список S_{μ_ν} будет содержать вершины $\gamma_{\nu+1}$, которые должны быть переданы в массив вершины $\nu+1$ -го яруса: Одновременно для каждой такой вершины формируется список $Q_{\gamma_{\nu+1}}$ посредством при-

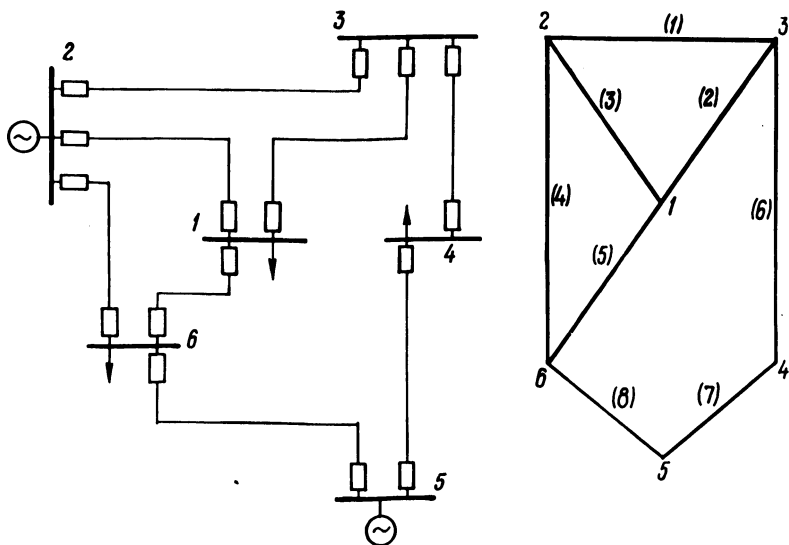


Рис.1. Схема и граф сети.

писывания к концу списка Q_{μ_j} порядкового номера вершины μ_j .

Если при просмотре ν -го яруса очередная вершина μ_j окажется конечной, т.е. заданным потребителем, то она пропускается. Если все вершины ν -го яруса оказываются конечными, процесс построения дерева путей заканчивается.

Началом этого процесса служит засылка в массив вершин нулевого яруса номеров питающих узлов. При этом в соответствии с допущением о наличии фиктивной связи между источниками список Q_{α_0} для каждой вершины α_0 нулевого яруса образуется из номеров остальных питающих узлов, исключая α_0 .

После окончания формирования дерева путей каждый путь образуется в виде списка вершин, через которые он проходит. Для этого просматривается список Q_{ω_j} очередной конечной вершины каждого ν -го яруса, начиная с первого, и из него исключаются все номера источников питания, расположенные подряд в начале списка, за исключением последнего из них по расположению в списке. Кроме того, к списку Q_{ω_j} приписывается в конце номер конечной вершины.

Приложение. Пример построения переключательной функции посредством выделения путей методом поярусных преобразований списков.

1. Заданная схема и соответствующий ей граф (рис. 1). Выделение путей производится для нагрузочного узла 4, узлы-источники 2 и 5.

2. Матрица соединений:

$$M = \begin{bmatrix} 01101000 \\ 10110000 \\ 11000100 \\ 00000110 \\ 00000011 \\ 00011001 \end{bmatrix}$$

3. Списки присоединенных узлов S_i (табл. 1).

Таблица 1.

Номера узлов, i	S_i
1	{2,3,6}
2	{1,3,6}
3	{1,2,4}
4	{3,5}
5	{4,6}
6	{1,2,5}

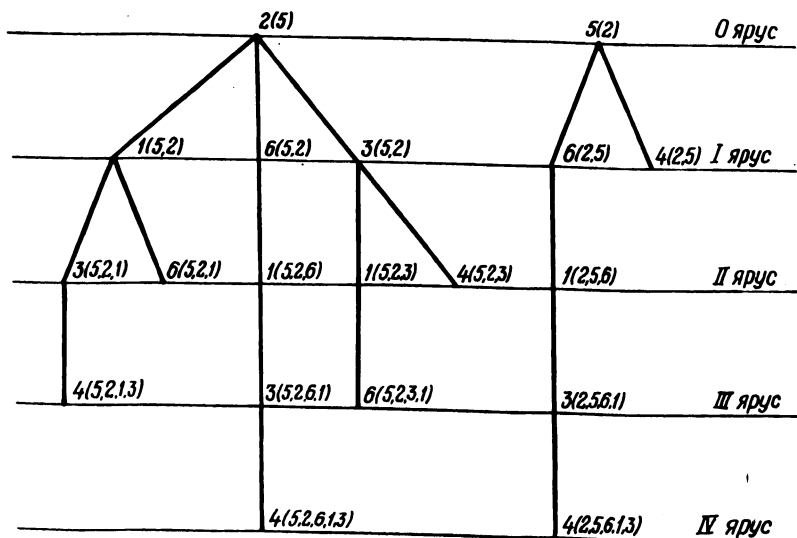


Рис. 2. Построение графа путей, связывающих заданный узел с узлами-источниками.

4. Поярусное преобразование списков (табл. 2).

Таблица 2.

Номер яруса, ν	Номер вершины ν -го яруса	Списки $S_{\mu, \nu}$ вершин ν -го яруса	Списки $Q_{\mu, \nu}$ вершин ν -го яруса	Пути	
				вершины	ветви
0	2	{1, 3, 6}	(5)	-	-
	5	{4, 6}	(2)	-	-
I	1	{3, 6}	(5, 2)	-	-
	6	{1}	(5, 2)	-	-
	3	{1, 4}	(5, 2)	-	-
	4	-	(2, 5)	5, 4	(7)
	6	{1}	(2, 5)	-	-
II	3	{4}	(5, 2, 1)	-	-
	6	-	(5, 2, 1)	-	-
	1	{3}	(5, 2, 6)	-	-
	1	{6}	(5, 2, 3)	-	-
	4	-	(5, 2, 3)	2, 3, 4	(1), (6)
	1	{3}	(2, 5, 6)	-	-
III	4	-	5, 2, 1, 3	2, 1, 3, 4(3), (2), (6)	-
	3	{4}	5, 2, 6, 1	-	-
	6	-	5, 2, 3, 1	-	-
	3	{4}	2.5.6.1	-	-
IV	4	-	5, 2, 6, 1, 3	2, 6, 1, 3, 4 (4), (5), (2), (6)	-
	4	-	2, 5, 6, 1, 3	5, 6, 1, 3, 4 (8), (5), (2), (6)	-

Как следует из табл. 2 и рис. 2:

$$x = a^{(3)} a^{(2)} a^{(6)} + a^{(4)} a^{(5)} a^{(2)} a^{(6)} + a^{(1)} a^{(6)} + a^{(8)} a^{(5)} a^{(2)} a^{(6)} + a^{(7)}, \quad (3)$$

где x_j , $j = 1, \dots, 8$ — случайное событие, означающее работоспособное состояние ветви i .

Л и т е р а т у р а

1. Сешу С., Рид М.Б. Линейные графы и электрические цепи. М., 1971.

СИНТЕЗ СТРУКТУРЫ СВЯЗАННОЙ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ГЕНЕРАТОРОВ

Ряд крупных промышленных предприятий республики, предъявляющих повышенные требования к качеству электроэнергии, питаются непосредственно от шин ТЭЦ. Падение напряжения в токопроводах, питающих потребителя, может достигать более 10%. В связи с этим на шинах генераторов ТЭЦ должно осуществляться автоматическое регулирование напряжения.

В рассматриваемой схеме (рис. 1) нагрузка генераторов изменяется по взаимно независимым законам. Поскольку генераторы связаны между собой через секционный реактор при синтезе системы регулирования, необходимо учитывать взаимное влияние их напряжений.

Система управления обеспечивает инвариантность регулирования напряжения каждого из генераторов по отношению к нагрузке и задающему воздействию соседнего генератора.

Функциональная схема рассматриваемой связанной системы приведена на рис. 1, б.

Необходимым элементом структуры рассматриваемой системы автоматического регулирования генераторного напряжения является наличие самонастраивающихся управляющих блоков, формирующих алгоритмы управления [1], каждый из которых воздействует на систему автоматического регулирования напряжения генератора, питающего секцию с подключенной нагрузкой.

Используя результаты исследований синхронного генератора, как объекта регулирования [2], составим структурную схему исследуемой системы (рис. 2).

На структурной схеме введены следующие обозначения: k_{r1} , k_{r2} , k_{v1} , k_{v2} , k_{k1} , k_{k2} — коэффициенты усиления синхронных генераторов, возбудителей и электромагнитных корректоров напряжений; k_{oc1} , k_{oc2} , k_1 , k_2 — коэффициенты усиления основных и гибких обратных связей; k_{yk1} , k_{yk2} — коэффициенты усиления устройств компаундирования; $a_{12}(p)$, $a_{21}(p)$ — передаточные функции секционного реактора; x_{d1} , x_{d2} — синхронные реактансы генераторов; T_{p1} , T_{p2} , T_{v1} , T_{v2} , T_{k1} , T_{k2} — постоянные времени роторов синхронных генера-

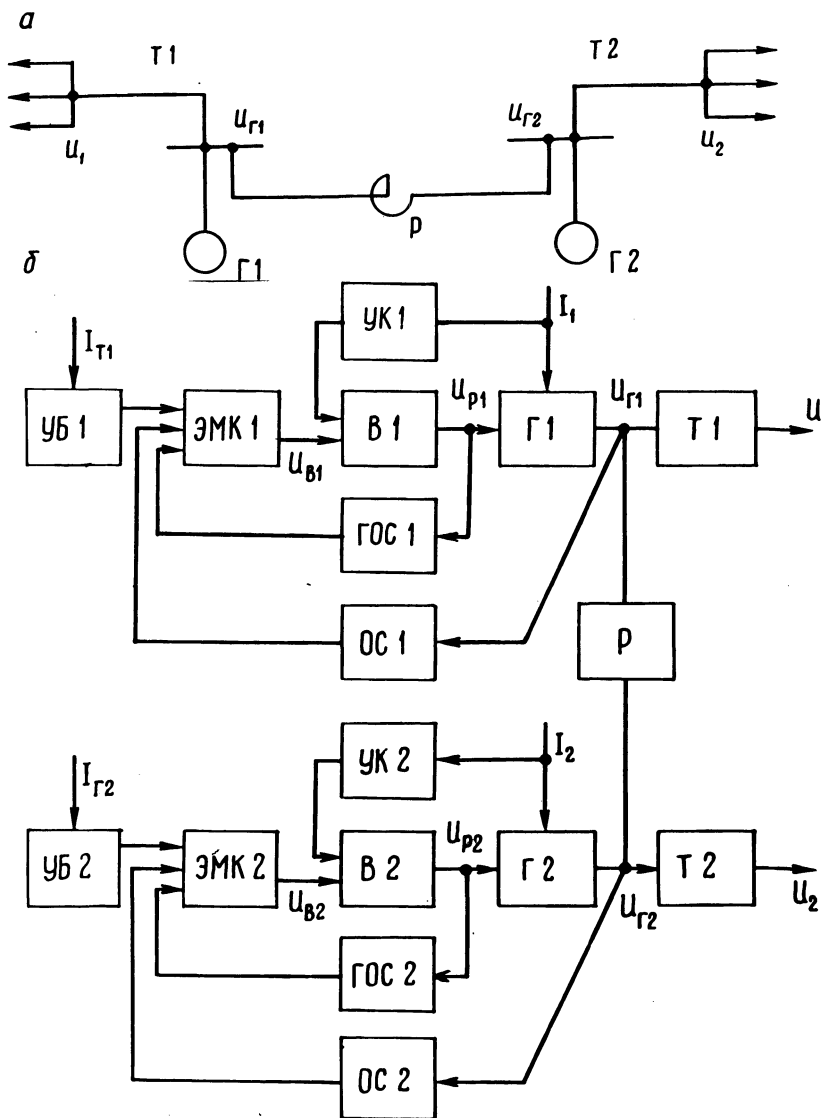


Рис. 1. Схема первичных соединений (а), функциональная схема связанной системы регулирования (б):

$\Gamma_1, \Gamma_2, В_1, В_2$ —синхронные генераторы и возбудители; T_1, T_2 —токопроводы; P —секционный реактор; $ЭМК_1, ЭМК_2$ —электромагнитные корректоры напряжений; $УК_1, УК_2$ —устройства компаундирования; $ОС_1, ОС_2, ГОС_1, ГОС_2$ —основные жесткие и стабилизирующие гибкие обратные связи; $УБ_1, УБ_2$ —управляющие (задающие) блоки; $U_{Г1}, U_{Г2}, U_1, U_2$ —напряжения на шинах генераторов и обмоток возбуждения возбудителей; I_1, I_2, J_{T1}, J_{T2} —токи статоров генераторов и токопроводов.

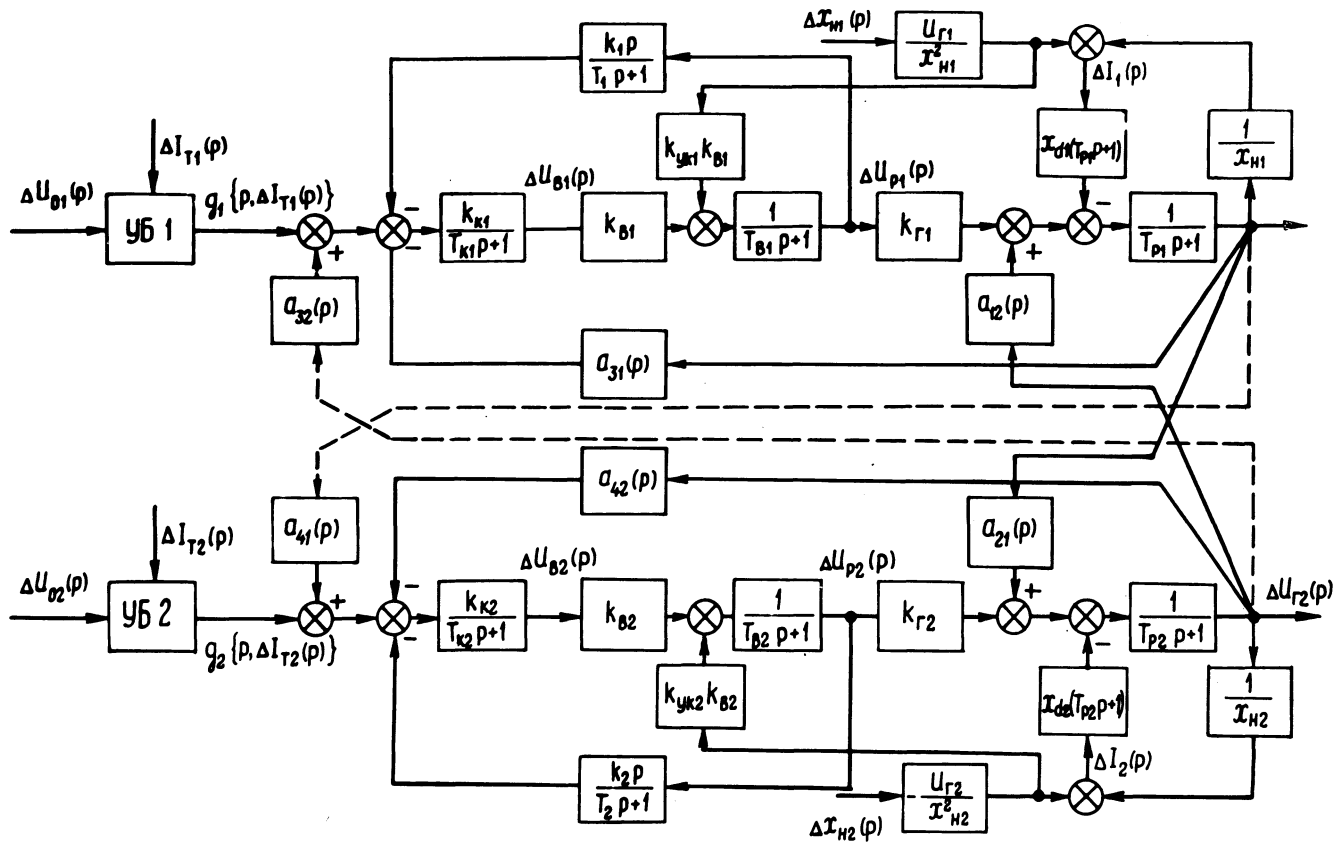


Рис. 2. Структурная схема связанной системы автоматического регулирования напряжений.

торов, возбудителей и корректоров напряжений; $g_1\{p, \Delta I_{T1}(p)\}$, $g_2\{p, \Delta I_{T2}(p)\}$ - изображения по Лапласу алгоритмов управляющих воздействий, обеспечивающих требуемый закон регулирования параметров с отрицательным статизмом:

$$\left. \begin{aligned} a_{12}(p) &= \frac{k_p(x_{d1} + x_{H1})(T_{p1} p + 1)}{x_{H1}}, & a_{21}(p) &= \frac{k_p(x_{d2} + x_{H2})(T_{p2} p + 1)}{x_{H2}} \\ a_{31}(p) &= k_{oc1} - \frac{k_{yK1}(T_{K1} p + 1)}{k_{K1} x_{H1}}, & a_{42}(p) &= k_{oc2} - \frac{k_{yK2}(T_{K2} p + 1)}{k_{K2} x_{H2}} \end{aligned} \right\}$$

Система уравнений, соответствующая структурной схеме имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} & \frac{(x_{d1} + x_{H1})(T_{p1} p + 1)}{x_{H1}} \Delta U_{r1}(p) - a_{12}(p) \Delta U_{r2}(p) + 0 + 0 - \\ & - k_{r1}(p) \Delta U_{p1}(p) + 0 = \frac{x_{d1} U_{r1}(T_{p1} p + 1)}{2 x_{H1}} \Delta x_{H1}(p), \\ & - a_{21}(p) \Delta U_{r1}(p) + \frac{(x_{d2} + x_{H2})(T_{p2} p + 1)}{x_{H2}} \Delta U_{r2}(p) + 0 + 0 + 0 - \\ & - k_{r2}(p) \Delta U_{p2}(p) = \frac{x_{d2} U_{r2}(T_{p2} p + 1)}{2 x_{H2}} \Delta x_{H2}(p), \\ & a_{31}(p) \Delta U_{r1}(p) + 0 + \frac{T_{K1} p + 1}{k_{K1}} \Delta U_{B1}(p) + 0 + \frac{k_1 p}{T_1 p + 1} \Delta U_{p1}(p) + 0 = \\ & = g_1\{p, \Delta I_{T1}(p)\}, \\ & 0 + a_{42}(p) \Delta U_{r2}(p) + 0 + \frac{T_{K2} p + 1}{k_{K2}} \Delta U_{B2}(p) + 0 + \frac{k_2 p}{T_2 p + 1} \Delta U_{p2}(p) = \\ & = g_2\{p, \Delta I_{T2}(p)\}, \end{aligned} \right\} (2)$$

$$\begin{aligned}
 0 + 0 - k_{B1} \Delta U_{B1}(p) + 0 + (T_{B1}^{p+1}) \Delta U_{p1}(p) + 0 = \\
 = - \frac{k_{yK1} k_{B1} U_{r1}}{x_{H1}^2} \Delta x_{H1}(p), \\
 0 + 0 + 0 - k_{B2} \Delta U_{B2}(p) + 0 + (T_{B2}^{p+1}) \Delta U_{p2}(p) = \\
 = - \frac{k_{yK2} k_{B2} U_{r2}}{x_{H2}^2} \Delta x_{H2}(p).
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

Анализ системы уравнений (2) показывает, что генераторное напряжение зависит не только от возмущений (нагрузки) управляющего воздействия в САР возбуждения генератора, питающего секцию, но и является функцией возмущений и управляющего воздействия соседнего генератора

$$\begin{aligned}
 \Delta U_{r1}(p) = F_1 \{ g_1 [p, \Delta I_{T1}(p)], \Delta I_1(p), g_2 [p, \Delta I_{T2}(p)], \Delta I_2(p) \}, \\
 \Delta U_{r2}(p) = F_2 \{ g_2 [p, \Delta I_{T2}(p)], \Delta I_2(p), g_1 [p, \Delta I_{T1}(p)], \Delta I_1(p) \}
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

Поэтому изменения напряжений на шинах генераторов вызваны и взаимным влиянием $g_1 \{ p, \Delta I_{T1}(p) \}$, $\Delta I_1(p)$ на $\Delta U_{r2}(p)$ и $g_2 \{ p, \Delta I_{T2}(p) \}$, $\Delta I_2(p)$ на $\Delta U_{r1}(p)$.

Из решения системы уравнений (2) следует, что условиями абсолютной инвариантности $\Delta U_{r1}(p)$ относительно $g_2 \{ p, \Delta I_{T2}(p) \}$ и $\Delta I_2(p)$, $\Delta U_{r2}(p)$ относительно $g_1 \{ p, \Delta I_{T1}(p) \}$ и $\Delta I_1(p)$ является тождественное равенство нулю миноров $a_{12}(p)$ и $a_{21}(p)$ главного определителя системы

$$a_{12}(p) = 0, \quad a_{21}(p) = 0.
 \tag{4}$$

Для выполнения условий (4) необходимо синтезировать такие перекрестные связи, которые бы компенсировали взаимные влияния естественных связей в системе регулирования. В результате анализа главного характеристического определителя системы (2) находим искомые искусственные связи в системе регулирования:

$$a_{32}(p) = - \frac{a_{12}(T_{k1}^{p+1})(T_{b1}^{p+1})}{k_{r1} k_{b1} k_{k1}}, \quad (5)$$

$$a_{41}(p) = - \frac{a_{21}(p)(T_{k2}^{p+1})(T_{b1}^{p+1})}{k_{r2} k_{b2} k_{k2}}.$$

Перекрестные связи показаны на рис. 2 пунктиром. Эти связи обеспечивают необходимые условия осуществимости абсолютной инвариантности и имеют сложную структуру. Для независимого регулирования напряжений в установившихся режимах оказывается достаточно ввести жесткие компенсирующие связи. Условия статической инвариантности и соответствующие коэффициенты усиления безынерционных компенсирующих связей получим из (5) с учетом значений операторов из (1), положив $p=0$:

$$a_{32}(0) = - \frac{k_p(x_{d1} + x_{h1})}{k_{r1} k_{b1} k_{k1} x_{h1}}, \quad a_{41}(0) = - \frac{k_p(x_{d2} + x_{h2})}{k_{r2} k_{b2} k_{k2} x_{h2}}. \quad (6)$$

Введение синтезированных жестких перекрестных связей обеспечивает независимое регулирование напряжений на шинах генераторов в установившихся режимах.

Л и т е р а т у р а

1. Лекаш М.Н. Самонастраивающиеся по принципу инвариантности системы автоматического регулирования напряжения. "Электричество", 1971, № 4. 2. Веников В.А. Переходные электромеханические процессы в электрических системах. М., 1970.

Е.Г. Поспелов

ПРОХОЖДЕНИЕ БЛУЖДАЮЩИХ ВОЛН ЧЕРЕЗ УСТАНОВКИ ПРОДОЛЬНОЙ КОМПЕНСАЦИИ

Продольная компенсация индуктивного сопротивления воздушных линий электропередач нашла широкое распространение в современных электрических системах: для повышения устойчивости протяженных систем электропередач [1], для регулирования напряжения электрических сетей и для оптимизации режимов в замкнутых электрических сетях.

В связи с применением продольной компенсации в электрических системах представляется важным исследование перенапряжений, которым могут подвергаться составляющие батарею статические конденсаторы.

Выясним, какое влияние оказывает последовательно включенный в линию конденсатор на проходящие волны, не вызывают ли эти волны повышения напряжения на зажимах конденсатора.

Если к последовательному конденсатору подошла волна, то для напряжений падающей, отраженной и преломленной волн можно написать соотношения

$$\frac{E_{1п}}{Z_B} - \frac{E_{10}}{Z_B} = \frac{E_{2п}}{Z_B}, \quad E_{1п} + E_{10} = E_K + E_{2п}, \quad (1)$$

где $E_{1п}$ - напряжение падающей волны; E_{10} - напряжение отраженной волны; $E_{2п}$ - напряжение преломленной волны; E_K - напряжение на конденсаторе от проходящей через него волны; Z_B - волновое сопротивление линии.

Напряжение конденсатора можно выразить так:

$$E_K = \frac{E_{2п}}{Z_B} X_C(t), \quad (2)$$

где $X_C(t)$ - переходное емкостное сопротивление конденсатора.

Решая совместно уравнения (1), (2) найдем

$$\left. \begin{aligned} E_{2п} &= \frac{2Z_B}{2Z_B + X_C(t)} E_{1п}, \\ E_{10} &= \frac{X_C(t)}{2Z_B + X_C(t)} E_{1п}, \\ E_K &= \frac{2X_C(t)}{2Z_B + X_C(t)} E_{1п}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Прямоугольную волну конечной длины τ можно представить, как результат сложения бесконечно длинной пря-

моугольной волны $E'_{1\Pi}$ той же полярности и бесконечно-длинной прямоугольной волны $E''_{1\Pi}$ противоположной полярности; вторая волна сдвинута относительно первой на τ . Амплитуда каждой бесконечно длинной волны равна амплитуде данной волны. Для первой волны получим

$$\left. \begin{aligned} E'_{2\Pi} &= \frac{2Z_B}{2Z_B + \frac{1}{pC}} E'_{1\Pi}, \\ E'_{10} &= \frac{\frac{1}{pC}}{2Z_B + \frac{1}{pC}} E'_{1\Pi}, \\ E'_K &= \frac{2 \frac{1}{pC}}{2Z_B + \frac{1}{pC}} E'_{1\Pi} \end{aligned} \right\} (4)$$

или

$$\left. \begin{aligned} E'_{2\Pi} &= E'_{1\Pi} \varepsilon^{-\frac{t}{2Z_B C}}, \\ E'_{10} &= E'_{1\Pi} \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t}{2Z_B C}} \right), \\ E'_K &= 2E'_{1\Pi} \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t}{2Z_B C}} \right). \end{aligned} \right\} (5)$$

Аналогично для второй волны

$$\left. \begin{aligned} E''_{2\Pi} &= E''_{1\Pi} \varepsilon^{-\frac{t+\tau}{2Z_B C}}, \\ E''_{10} &= E''_{1\Pi} \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t+\tau}{2Z_B C}} \right), \\ E''_K &= 2E''_{1\Pi} \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t+\tau}{2Z_B C}} \right), \end{aligned} \right\} (6)$$

где при $t \leq \tau$ $E''_{1п} = 0$ и $t \geq \tau$ $E''_{1п} = -E_{1п}$.

Для принятой конечной волны

$$\left. \begin{aligned} E_{2п} &= E'_{1п} \varepsilon^{-\frac{t}{2Z_B C}} + E''_{1п} \varepsilon^{-\frac{t+\tau}{2Z_B C}}, \\ E_{10} &= E'_{1п} (1 - \varepsilon^{-\frac{t}{2Z_B C}}) + E''_{1п} (1 - \varepsilon^{-\frac{t+\tau}{2Z_B C}}), \\ E_K &= 2E'_{1п} (1 - \varepsilon^{-\frac{t}{2Z_B C}}) + 2E''_{1п} (1 - \varepsilon^{-\frac{t+\tau}{2Z_B C}}). \end{aligned} \right\} (7)$$

Из выражений (7) видно, что $E_{2п}$, E_{10} , E_K определяются

величиной $\varepsilon^{-\frac{\tau}{2Z_B C}}$; последняя не будет существенно отличаться от единицы. Так, в одной из электропередач емкость конденсаторной батареи установки продольной компенсации была принята $C = 35,8$ мкФ. При $Z_B = 400$ Ом и $\tau = 100$ мкс получим

$$\varepsilon^{-\frac{\tau}{2Z_B C}} = 0,9965. \quad (8)$$

По имеющимся опытным данным [2] трудно ожидать, чтобы длина блуждающей волны превосходила 100 мкс; обычно эта

длина бывает меньше и величина $\varepsilon^{-\frac{\tau}{2Z_B C}}$ будет ближе к единице, чем значение (8). Как видно из выражений (7), блуждающие волны, проходя через конденсаторы установки продольной компенсации, не претерпевают значительных изменений и не вызывают существенных повышений напряжения на зажимах конденсаторов.

Поясним полученный результат. В первый момент прохождения волны через конденсатор его переходное сопротив-

ление равно нулю. Дальнейшее увеличение переходного сопротивления конденсатора определяется величиной $\frac{\tau}{2Z_{в} C}$ ($1 - \epsilon \frac{\tau}{2Z_{в} C}$). Емкость конденсаторного пункта для компенсированных электропередач полагаем порядка 30 – 100 мкФ. Отсюда видно, что скорость нарастания переходного сопротивления незначительна по сравнению со скоростью электромагнитных процессов; сопротивление последовательного конденсатора не успеет заметно измениться за время прохождения через него блуждающей волны.

Л и т е р а т у р а

1. Г.Е. Поспелов. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередач. Минск, 1967. 2. М.В. Костенко. Атмосферные перенапряжения и грозозащита высоковольтных установок. М., 1949.

Е.П. Гончарик, А.Н. Шульга

ЗАДАЧИ ПОИСКА ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ СВЕРХВЫСОКИХ НАПРЯЖЕНИЙ

Повышение номинальных напряжений электропередачи приводит к увеличению потерь активной мощности на корону и связанных с этим явлением высокочастотных помех связи, теле- и радиоприема, а также к резкому возрастанию напряженности электрического поля у поверхности земли и электростатическим наводкам на механизмах и транспорте. Возникают сложные задачи учета этих потерь и явлений, а также разработки мер уменьшения их вредного влияния до рациональных пределов. Последнее достигается изменением конструкции фазы линии, выбором оптимальных параметров проводов, расположения фаз на опоре, размера опор и габарита линии до земли, а также защитными мероприятиями.

Изменение конструкции фазы, геометрии и габариты опор связано с перераспределением затрат между капиталовложениями в электропередачу и расходами на покрытие потерь энергии в ней. Целесообразность такого перераспределения определяется технико-экономическим сравнением в результате

поиска оптимальных параметров линии, которые должны обеспечить минимум приведенных затрат на электропередачу

$$Z = p_n K + \Gamma \rightarrow \text{мин.} \quad (1)$$

При этом должны учитываться следующие ограничивающие условия: а) $z_{\text{ст}} = z_{\text{ст.зад}}$ при наличии на ЛЭП продольной компенсации; $z_{\text{ст}} \geq z_{\text{ст.зад} 2}$ без продольной компенсации; б) $U \leq U_{\text{х.п}}$; в) $s \leq k_{\text{з.м}} n \pi r_0^2$; г) n - целое; д) $r_0 \in q$; е) $E \leq E_{\text{д}}$; ж) $A \leq A_{\text{д}}$; з) $H \geq H_{\text{д}}$; и) $D \geq D_{\text{д}}$. Здесь K, Γ - суммарные капиталовложения и годовые эксплуатационные расходы; $z_{\text{ст}}, z_{\text{ст.зад}}$ - фактический и заданный запас статической устойчивости передачи; $U_{\text{х.п}}, U_{\text{д}}$ - фактический и допустимый интегральные уровни радиопомех; n, r_0, s - число проводов в пучке, их радиус и сечение активной части (алюминия) фазы; $k_{\text{з.м}}$ - максимальный коэффициент заполнения провода; q - шкала радиусов существующих и разработанных сплошных и расширенных проводов; $E, E_{\text{д}}$ - фактическая и допустимая по условиям гигиены труда напряженности электрического поля у поверхности земли; $A, A_{\text{д}}$ - фактический и допустимый уровень акустических шумов, создаваемый коронирующей линией; $H, H_{\text{д}}$ - фактическое и допустимое по условиям техники безопасности расстояние от нижней точки провода до земли; $D, D_{\text{д}}$ - фактическое и допустимое по условиям электрической прочности воздушного промежутка междуфазное расстояние.

Кроме этих ограничений следует учитывать сопоставимость вариантов по надежности электроснабжения и наличие защитных мероприятий.

Определение большинства ограничений, как и составляющих целевой функции (1), представляет самостоятельные сложные вопросы, решение которых невозможно без ЦВМ.

Для решения общей задачи (поиска оптимальных параметров линий электропередач) на первой стадии разработок необходимо иметь результаты решения условий ограничивающих факторов, например в виде частных алгоритмов и программ, которые явятся подпрограммами в общем решении.

Нами разработаны и опробованы программы определения потерь мощности и энергии в линиях на нагревание и коронирование проводов: предложен способ построения обобщенной

зависимости стоимости линии от конструкции фазы и расстояния между ними [1], учтены ограничения "а" - "д"; выполнены работы по решению условия "е"; опробована составная программа поиска экстремальных значений параметров проводов по условию (1) [2]. Задача нелинейного программирования с четырьмя независимыми переменными (s, n, r_0, d) решена методом обхода узлов пространственной сетки, где d - шаг расщепления провода.

Л и т е р а т у р а

1. Гончарик Е.П., Тиняков Н.А. Некоторые вопросы проектирования линий электропередачи сверхвысокого напряжения. - "Изв. вузов. Энергетика", 1972, №7. 2. Гончарик Е.П., Поспелов Г.Е. К оптимизации параметров проводов воздушных линий электропередачи переменного тока с помощью ЦВМ. - В сб.: Применение автоматики и вычислительной техники для повышения надежности и экономичности работы энергосистемы. Минск, 1971.

Е.В. Калентионок, В.А. Файбисович

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАПАСА СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ НАГРУЗКИ В ДЕЙСТВУЮЩЕЙ ЭНЕРГОСИСТЕМЕ

Определение запаса статической устойчивости нагрузки связано с известными допущениями, вызывающими в некоторых случаях, весьма существенные погрешности. Поэтому целесообразна разработка методов, позволяющих повысить точность и оперативность определения граничных по условиям устойчивости режимов в действующей энергосистеме.

Один из таких методов основан на изучении реакции исследуемой системы на искусственно вводимые либо самопроизвольные возмущения. Если способ утяжеления исходного устойчивого режима задан, то на основе изучения реакции системы на данные возмущения можно предсказать значение утяжеляемого параметра на границе устойчивости.

Проиллюстрируем применение этой методики на примере исследования статической устойчивости нагрузки в расчетной схеме, включающей узел нагрузки, питающейся через линию

электропередачи с реактивным сопротивлением от шин бесконечной мощности с э.д.с.Е.

Статические характеристики нагрузки по напряжению представим в виде

$$P_H = P_{H0} f_1(U), \quad Q_H = Q_{H0} f_2(U), \quad (1)$$

где $f_1(U)$, $f_2(U)$ – полиномы, отражающие зависимость активной и реактивной мощности нагрузки от напряжения.

Предполагаем, что в рассматриваемой системе самораскачивание исключено. Условия апериодической устойчивости можно найти по свободному члену характеристического уравнения, полученного с помощью линеаризованных уравнений статики системы. Как известно, свободный член характеристического уравнения с точностью до множителя может быть определен из уравнений малых приращений системы:

$$\Delta P_\Gamma = \Delta P_H, \quad \Delta Q_\Gamma = \Delta Q_H. \quad (2)$$

Для изменений мощности нагрузки имеем

$$\Delta P_H = f_1(U_0) \Delta P_{H0} + f \Delta U, \quad (3)$$

$$\Delta Q_H = f_2(U_0) \Delta Q_{H0} + v \Delta U. \quad (4)$$

Здесь

$$f = P_{H0} \frac{\partial f_1}{\partial U}, \quad v = Q_{H0} \frac{\partial f_2}{\partial U}.$$

С учетом (5) – (6) уравнения малых приращений (3) могут быть переписаны в виде

$$\left(\frac{\partial P_\Gamma}{\partial U} - f \right) \Delta U + \frac{\partial P_\Gamma}{\partial \delta} \Delta \delta = \Delta P_{H0} f_1(U_0), \quad (5)$$

$$\left(\frac{\partial Q_\Gamma}{\partial U} - v \right) \Delta U + \frac{\partial Q_\Gamma}{\partial \delta} \Delta \delta = \Delta Q_{H0} f_2(U_0). \quad (6)$$

$$\text{Здесь } P_\Gamma = \frac{E U}{x} \sin \delta; \quad Q_\Gamma = \frac{E U}{x} \cos \delta - \frac{U^2}{x}.$$

Отсюда получаем

$$\frac{\Delta Q_{HO} f_2(U_0)}{\Delta U} = - \frac{[U^4 + U^3 v_x + Ux^2(P_H f + Q_H v) - x^2(P_H^2 + Q_H^2)]}{Ux^2 \left[\frac{\Delta P_{HO} f_1(U_0)}{\Delta Q_{HO} f_2(U_0)} P_H + \frac{U^2}{x} + Q_H \right]} \quad (7)$$

Равенство (7) определяет величину практического критерия

$\frac{\Delta Q}{\Delta U}$, при нахождении которого величина прикладываемой пробной нагрузки ΔQ должна быть свободной переменной, не зависящей от реакции системы на пробное возмущение, т.е. не зависящей от изменения напряжения.

Анализ выражения (7) позволяет решить вопрос о допустимости использования в рассматриваемом случае практического

критерия устойчивости $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$. Числитель выражения (7) с точностью до отличного от нуля множителя совпадает со свободным членом характеристического уравнения a_n для данной системы. Прохождение выражения (7) через нуль может иметь место либо при $a_n = 0$, либо при обращении в бесконечность знаменателя (7). Знаменатель выражения (7) обращается в бесконечность лишь при равенстве нулю реактивной составляющей пробной нагрузки, но при этом теряет смысл применение критерия $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$.

На рис. 1 представлены зависимости величины $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$ от утяжеляемого параметра, в качестве которого рассматривалась активная нагрузка узла. Зависимости построены с использованием выражения (7) при $E = 1$, о.е. и $\frac{\Delta P_{HO}}{\Delta Q_{HO}} = 2$. В качестве статических характеристик нагрузки применялись типовые характеристики для напряжения 6 кВ в виде квадратичных трехчленов.

Зависимости $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$ на рис. 1 представлены в нормированной форме, причем в качестве номинальных величин приняты зна-

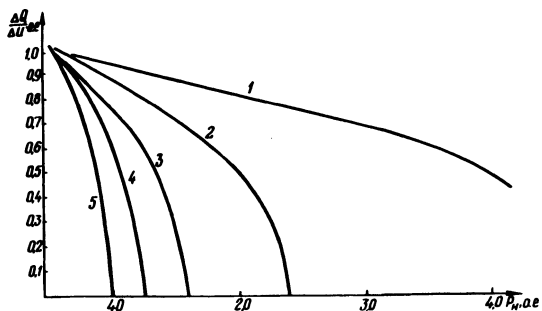


Рис. 1. Зависимость величины нормированного значения практического критерия устойчивости $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$ от активной нагрузки:

1--- $x_{BH} = 0,1$ о.е; 2--- $=0,2$; 3--- $=0,3$;
4--- $=0,4$; 5--- $=0,5$.

чения $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$ в исходных утяжеляемых режимах. Характер этих зависимостей позволяет использовать их как для контроля запаса устойчивости по утяжеляемому параметру, так и для предсказания предельных по условиям устойчивости значений утяжеляемого параметра. Повышение точности определения граничных по условиям устойчивости режимов можно достигнуть измерением ПКУ $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$ при ряде значений утяжеляемого параметра P и экстраполяцией указанной зависимости в точку, где ПКУ равен нулю.

В формулу (7) для определения ПКУ $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$ входит составляющая изменения реактивной мощности $\Delta Q_{H0} f_2(U_0)$, не зависящая от изменения напряжения U . В общем случае изменение реактивной нагрузки в соответствии с выражением (4) содержит и вторую составляющую, пропорциональную произведению регулирующего эффекта v на отклонение напряжения ΔU . Из (4) получаем

$$\frac{\Delta Q_H}{\Delta U} = \frac{f_2(U_0) \Delta Q_{H0}}{\Delta U} + v. \quad (8)$$

Так как выражение для ПКУ дается формулой (9) то

$$\frac{\Delta Q_H}{\Delta U} = \frac{\Delta Q}{\Delta U} + v. \quad (9)$$

Формула (9) устанавливает связь между реально имеющимися место и доступными измерению величинами ΔQ_H , ΔU и $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$ и искомым значением практического критерия устойчивости $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$.

Предложенный метод определения запаса статической устойчивости нагрузки был использован для определения величин критических напряжений ряда узлов нагрузки Белорусской энергосистемы, необходимых для выбора уставок дополнительной аварийной разгрузки по напряжению.

В исследуемых узлах нагрузки сведения о регулирующем эффекте потребителей отсутствовали. Искусственно вызванное возмущение реализовалось путем отключения конденсаторной батареи. Измерялись величины реактивной мощности ΔQ_C , генерируемой батареей, и отклонения напряжения ΔU , вызванные отключением данной батареи. Отношение указанных величин и представляет искомую величину ПКУ $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$, так как величина возмущения ΔQ_C не зависит от вызванного им изменения напряжения.

Анализ полученных результатов показал, что достаточная точность определения ПКУ (3 - 5%) может быть достигнута лишь при многократном повторении опытов. При данной методике проведения эксперимента максимальное число опытов ограничено возможностями коммутационных аппаратов конденсаторной батареи. Поэтому в настоящее время разработан и подготовлен для испытаний в энергосистеме вариант методики с использованием изменения реактивной мощности синхронных компенсаторов (либо синхронных двигателей), входящих в состав нагрузки узла.

В.Л. Прусс, В.Г. Пиперов, И.В. Церлюкевич

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ЧИСЛЕННОСТИ ОПЕРАТИВНОГО ПЕРСОНАЛА В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

Задачу определения численности персонала в некоторой производственной службе, обслуживающей электрические сети, можно представить в виде

$$P_{\Gamma} (M_{оч}) + 3_{\Sigma} = \min, \quad (1)$$

где $\Pi_{\Gamma}(M_{\text{оч}})$ – годовые потери в рублях, обусловленные задержкой в выполнении работ; $M_{\text{оч}}$ – средняя длина очереди из невыполненных работ (количество работ, ожидающих выполнения); Z_{Σ} – суммарные годовые затраты на содержание бригад в рассматриваемой службе.

Методику такой оценки рассмотрим применительно к условиям работы оперативно-диспетчерской службы (ДСП) реального предприятия электрических сетей (ПЭС), для которой по статистическим данным эксплуатации определено, что средние затраты времени на обслуживание оперативно-выездной бригадой (ОВБ) одной заявки составляют $t_{\mu} = 1,3$ ч.

Анализ работы ОВБ показал, что в течение года очередь на обслуживание имеет место в K_c сменах, на каждую из которых в среднем приходится m_c заявок. Тогда среднегодовую стоимость простоя ремонтных бригад, обусловленную задержкой их допуска к работе, можно представить следующим образом:

$$\Pi_{\Gamma} = K_c t_{\mu} (c_{\text{сл}} + c_{\text{см}}) \sum_{i=1}^{\text{int}(M_{\text{оч}})+1} (M_{\text{оч}} + 1 - i), \quad (2)$$

где $c_{\text{сл}}$, $c_{\text{см}}$ – средняя часовая стоимость простоя людей и машин (механизмов), соответственно; $\text{int}(M_{\text{оч}})$ – целая часть числа $M_{\text{оч}}$.

Величина, стоящая в (2) под знаком суммы отражает формирование суммарной длительности простоя ремонтных бригад, подсчитываемой с учетом того, что при одной ОВБ подготовка схемы и допуск осуществляются последовательно и каждая следующая бригада ожидает начала работ на t_{μ} больше, чем предыдущая.

Для подсчета среднего количества заявок, находящихся в очереди, можно использовать подход теории массового обслуживания [1]:

$$M_{\text{оч}} = \frac{\alpha^{n+1}}{\left[\sum_{i=0}^{n-1} \frac{\alpha^i}{i!} + \frac{\alpha^n}{(n-1)!(n-\alpha)} \right] (n-2\alpha + \frac{\alpha^2}{n}) n!}. \quad (3)$$

Здесь через α обозначено отношение $\frac{m_p t_{\mu}}{T_p}$, где m_p –

среднее число заявок за расчетный период длительностью T_p часов. В рассматриваемом случае $m_p = m_c$, а $T_p = 12$ ч, т.е. длительности одной смены.

Как видно из (2), часовая стоимость простоя ремонтной бригады складывается из стоимости простоя людей и машин (механизмов). Первая представляет собой отнесенную к 1 ч суммарную заработную плату членов бригады с начислениями, а вторая – отнесенные к 1 ч отчисления от стоимости машин (механизмов), которыми оснащена бригада.

При таком подходе среднечасовая стоимость простоя бригады j -й службы (C_j) определяется так:

$$C_j = \frac{1}{T_{\Phi}} \sum_{i=1}^{r_j} K_i Z_i + \sum_{i=1}^{r_{mj}} \frac{C_{\Pi i} P_{ai}}{T_{\Phi, mi}}, \quad (4)$$

где K_i – количество членов бригады с i -й квалификацией; Z_i – средняя зарплата (с начислениями) члена бригады с i -й квалификацией; r_j – количество различных квалификаций в j -й бригаде; $C_{\Pi i}$, P_{ai} – первоначальная стоимость машин или механизмов i -го вида и доля амортизационных отчислений, r_{mj} – количество видов машин (механизмов) в j -й бригаде; $T_{\Phi, mi}$ – годовой фонд рабочего времени машины (механизма) i -го вида.

Число бригад j -го вида (j -й службы) для возможных значений j может существенно различаться. Кроме того, в зависимости от характера работ подготовка условий выполнения работы не всегда требует привлечения ОВБ. Эти обстоятельства должны учитываться при определении средней часовой стоимости простоя ремонтных бригад (C):

$$C = \sum_{j=1}^R C_j P_j, \quad P_j = \frac{m_j}{m_c}, \quad (5)$$

где R – число производственных подразделений, для которых ОВБ готовит схему; P_j – вероятность нахождения в очереди на обслуживание (подготовку схемы, допуск) бригады j -й службы; m_j – среднее число заявок, поступающих от j -й службы в расчете на одну смену ОВБ.

Выполненный анализ работы рассматриваемой ДСП показывает, что вторую оперативную бригаду рационально иметь только в ночных сменах с тем, чтобы обслуживание заявок ремонтных служб по подготовке схемы было закончено к началу дневной смены. Связанные с этим дополнительные затраты $Z_{ОВБ}$ складываются из суммарной годовой зарплаты (с начислениями) 2,5 ОВБ и годовых расходов на содержание одной оперативной автомашины, оборудованной радиостанцией.

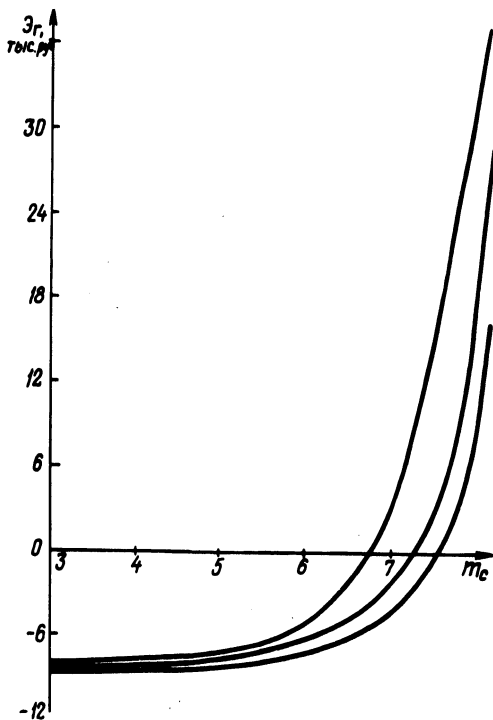


Рис. 1.

Расчеты показывают, что если ОВБ состоит из старшего электромонтера и монтера-шофера и оснащена автомашиной УАЗ-452, то такие $З_{ОВБ}$ составляют около 9000 руб. Это позволяет иметь вторую ОВБ во всех ночных сменах в году в то время, как она необходима только в K_c сменах. Так как для рассматриваемого случая $K_c = 255$, то у руководства ДСП имеются довольно широкие возможности маневрирования второй ОВБ с целью усиления тех смен, где можно предвидеть большую нагрузку.

Эффект, обеспечиваемый введением второй ОВБ ($Э_{Г}$), подсчитывается по формуле

$$Э_{Г} = П_{Г n=1} - (П_{Г n=2} + З_{ОВБ}), \quad (6)$$

где $П_{Г n=1}$, $П_{Г n=2}$ - среднегодовые потери из-за простоя ремонтных бригад при одной и двух ОВБ в смене соответственно.

На рис. 1 представлена зависимость $Э_{Г} = f(m_c)$, рассчитанная по формулам (2) - (3) с использованием приведенных

значений K_c , t_{μ} , $Z_{ОВБ}$. Необходимые для ее построения значения $c_{сл}$, $c_{см}$ составили $c_{сл} = 2,98 \frac{\text{руб}}{\text{ч}}$, $c_{см} = 0,25 \frac{\text{руб}}{\text{ч}}$.

Простой ремонтных бригад обуславливает сдвиг во времени момента окончания выполняемых работ за пределы рабочего дня. Эта задержка должна быть компенсирована либо оплатой сверхурочных, либо предоставлением отгулов. В данном случае при построении кривых (рис. 1) указанное обстоятельство учтено путем увеличения значений $c_{сл}$ соответственно в 1,5 и 2 раза, т.е. в первом случае принималось допущение о том, что переработанное время компенсируется отгулами лишь наполовину, а во втором – полностью.

Отметим, что для условий рассматриваемой ДСП ($m=7,7$) введение второй ОВБ в ночную смену оказывается рациональным при любом способе компенсации переработанного времени, в том числе и при полном отсутствии какой-либо компенсации.

Л и т е р а т у р а

1. Новиков О.А., Петухов С.И. Прикладные вопросы теории массового обслуживания. М., 1969.

ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

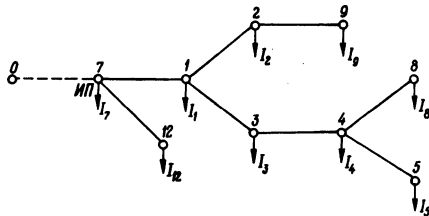
Л.В. Ничипорович, В.Н. Радкевич

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ГРАФОВ ДЛЯ ПОСТРОЕНИЯ В ПАМЯТИ ЭЦВМ КОНФИГУРАЦИОННЫХ МОДЕЛЕЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Электрические сети 6 – 20 кВ характеризуются большим объемом исходной информации, эффективная обработка которой возможна только лишь с применением средств вычислительной техники. Практически большая часть этой информации в той или иной мере привязана к схеме сети. В связи с этим возникает вопрос построения в памяти ЭЦВМ конфигурационной модели сети, позволяющей решать самые разнообразные задачи.

Распределительные сети 6 – 20 кВ эксплуатируются, как правило, по разомкнутым схемам. Поэтому отдельные участки ее имеют вид дерева. Деревом называют конечный связный

Рис. 1. Схема распределительной сети.



граф без замкнутых контуров, каждый узел которого (кроме одного, называемого корнем) является концом только одной направленной ветви [1]. Узлы, из которых не выходит ни одной ветви, будем называть вершинами дерева.

Рассмотрим в качестве дерева сеть (рис. 1), питающуюся от одного источника питания (ИП). В этом случае к схеме (в соответствии с определением дерева) необходимо добавить фиктивную ветвь (0-7), соединяющую ее с корнем (0). Тогда участки сети можно представить как ветви, а пункты - как узлы дерева.

Пронумеруем узлы дерева. Нумерация узлов (пунктов) может быть упорядоченной и произвольной. В реальных схемах сетей нумерация пунктов, как правило, неупорядочена. Использование такого вида информации для построения конфигурационной модели приводит к усложнению алгоритмов и программ решения задач на ЭЦВМ. Указанные затруднения могут быть преодолены путем сортировки неупорядоченной информации или применением специальной структуры ее записи.

Запишем информацию о ветвях (в направлении от корня к вершинам). В разветвленных схемах исходные данные записываются, начиная с нижней последовательности ветвей и кончая верхними ветвями.

Каждая i -я ветвь характеризуется номерами начала и конца (N_i^H , N_i^K), а также числом β_i , показывающим, сколько ветвей отходит от рассматриваемой. По этому же уровню записываются длина l_i , активное r_i и индуктивное x_i сопротивления участков и нагрузка I_{Σ} пункта N_i^K . Тогда информация о сети (рис. 1) будет записана согласно табл. 1, в которой последовательность номеров участков N_i^H , N_i^K и их чисел β_i можно рассматривать как конфигурационную модель сети.

Проиллюстрируем использование построенной таким образом конфигурационной модели сети при решении некоторых часто встречающихся электросетевых задач.

Одной из таких задач является определение участков и их количества, питающихся от заданного участка. Такой подсчет необходим при установлении суммарной длины линий, суммарных нагрузок трансформаторных подстанций и т.п. Решение задачи сводится к простому алгоритму, сущность которого заключается в следующем.

1. Находим в массиве N_i^H , N_i^K заданный участок и определяем его порядковый номер i , а также число β_i .

Заметим, что значения i для всех участков не хранятся в запоминающем устройстве ЭЦВМ, а отсчитываются по специально организуемому в программе счетчику, что дает экономии памяти машины.

2. В массиве участков поочередно рассматриваем все ветви в порядке возрастания их номеров от $i + 1$ до $i + n$ и на каждом n -м шаге определяем число δ_n по формуле

$$\delta_n = \delta_{n-1} + \beta_{i+n} - 1, \quad (1)$$

где n - текущий индекс шага ($n = 1, 2, 3, \dots$).

В выражении (1) при подсчете δ_n первого шага δ_{n-1} принимается равным β_i .

3. Анализируем значение параметра δ_n . Если $\delta_n \geq 0$, то рассматриваемый участок питается от заданного. При этом участок, для которого $\delta_n = 0$, будет последней ветвью дерева, удовлетворяющей поставленному условию задачи.

Определим, какие участки схемы сети, представленной на рис. 1, питаются от участка 1 - 3. Для этого отыщем в табл. 1 участок 1 - 3 и определим для него $i = 4$ и $\beta_i = 1$. Далее по формуле (1) произведем расчет δ_n для участков, расположенных в табл. 1 ниже участка 1 - 3 :

первый шаг:	$\delta = 1 + 2 - 1 = 2$	(участок 3 - 4);
второй шаг:	$\delta^1 = 2 + 0 - 1 = 1$	(участок 4 - 5);
третий шаг:	$\delta^2 = 1 + 0 - 1 = 0$	(участок 4 - 8).

В результате получим, что от участка 1 - 3 питаются участки 3 - 4, 4 - 5 и 4 - 8.

Аналогичные расчеты можно выполнить также для остальных участков схемы.

Таблица 1. Информация о распределительной сети

i	N_i^H	N_i^K	β_i	l_i	r_i	x_i	I_i
1	0	7	2	l_{0-7}	r_{0-7}	x_{0-7}	I_7
2	7	12	0	l_{7-12}	r_{7-12}	x_{7-12}	I_{12}
3	7	1	2	l_{7-1}	r_{7-1}	x_{7-1}	I_1
4	1	3	1	l_{1-3}	r_{1-3}	x_{1-3}	I_3
5	3	4	2	l_{3-4}	r_{3-4}	x_{3-4}	I_4
6	4	5	0	l_{4-5}	r_{4-5}	x_{4-5}	I_5
7	4	8	0	l_{4-8}	r_{4-8}	x_{4-8}	I_8
8	1	2	1	l_{1-2}	r_{1-2}	x_{1-2}	I_2
9	2	9	0	l_{2-9}	r_{2-9}	x_{2-9}	I_9

Другой важной задачей является определение пути от заданного участка (пункта) до корня дерева (источника питания). Необходимость в решении этой задачи возникает очень часто. Алгоритм решения ее может быть построен следующим образом.

1. В массиве участков отыскивается заданный и определяется его номер i .

2. В направлении уменьшения порядковых номеров i в массиве N_i^H, N_i^K рассматривается каждый участок, лежащий перед заданным, и для него подсчитывается значение δ_n^i по формуле

$$\delta_n^i = f \delta_{n-1}^i - \beta_{i-n} + 1, \quad (2)$$

где f - характеристическая функция,

$$f = \begin{cases} 0, & \text{если } \delta_{n-1}^i \leq 0, \\ 1, & \text{если } \delta_{n-1}^i > 0. \end{cases}$$

3. Анализируем значение δ_n^i . Если $\delta_n^i \leq 0$, то рассматриваемый участок включается в путь от заданного до ИП, а при $\delta_n^i > 0$ участок исключается, так как он не лежит на этом пути.

Например, найдем путь до ИП от участка 1 - 2 схемы сети (рис. 1). Для участка 1 - 2 в табл. 1 $i = 8$. Определяем по формуле (2) значения параметра δ_n^i для участков, расположенных в табл. 1 выше заданного:

первый шаг:	$\delta_1^1 = 0 - 0 + 1 = 1$	(участок 4 - 8);
второй шаг:	$\delta_2^1 = 1 \cdot 1 - 0 + 1 = 2$	(участок 4 - 5);
третий шаг:	$\delta_3^2 = 1 \cdot 2 - 2 + 1 = 1$	(участок 3 - 4);
четвертый шаг:	$\delta_3^3 = 1 \cdot 1 - 1 + 1 = 1$	(участок 1 - 3);
пятый шаг:	$\delta_4^4 = 1 \cdot 1 - 2 + 1 = 0$	(участок 7 - 1);
шестой шаг:	$\delta_5^5 = 0 \cdot 0 - 0 + 1 = 1$	(участок 7 - 12);
седьмой шаг:	$\delta_7^6 = 1 \cdot 1 - 2 + 1 = 0$	(участок 0 - 7).

В результате расчета получим, что в путь от участка 1 - 2 до ИП входят ветви 7 - 1 и 0 - 7, для которых $\delta_n^i = 0$.

Принцип нахождения пути от заданной ветви до корня дерева успешно реализуется при построении алгоритмов расчета токо-распределения и уровней напряжения в разомкнутой электрической сети.

Л и т е р а т у р а

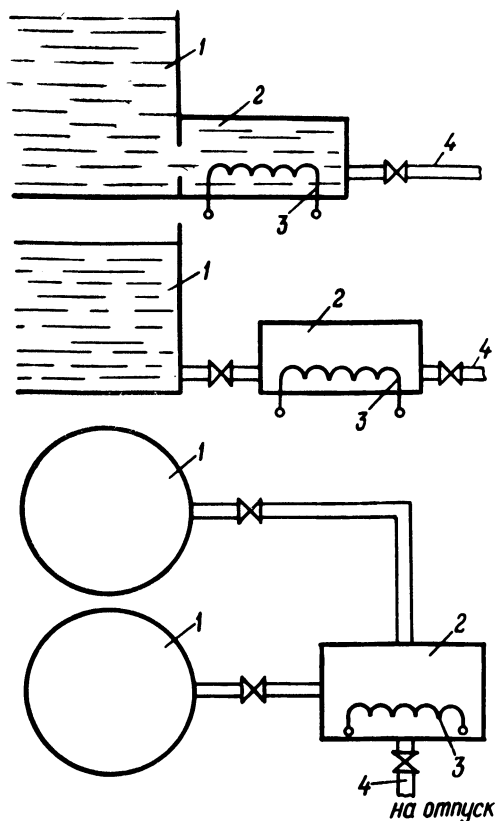
1. Абрахамс Дж., Каверли Дж. Анализ электрических цепей методом графов. М., 1967.

М.М. Олешкевич, В.М. Прима,
А.А. Гончар, О.П. Королев

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ПРИМЕНЕНИЯ ЭЛЕКТРОПОДОГРЕВА НА РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ НЕФТЕБАЗАХ

В настоящей статье рассматриваются вопросы применения электроподогрева на нефтебазах при отпуске нефтепродуктов. При предварительном электроподогреве всего объема масла в резервуарах РВС-100 (100 м³) и РВС-200 (200 м³), наиболее часто используемых для хранения нефтепродуктов, тепловые потери и мощности нагревателей оказываются весьма значительными. Так, мощность тепловых потерь при превышении температуры нагретого нефтепродукта над температурой окружающей

Рис. 1. Расположение подогревного резервуара при отпуске темных нефтепродуктов:
 1—резервуар хранения;
 2—подогревный резервуар;
 3—электронагреватель;
 4—трубопровод.



среды в пределах $\Delta\tau = 40 - 60^\circ\text{C}$ составляет для резервуаров РВС-100 от 70 до 100 кВт и для резервуаров РВС-200 от 110 до 170 кВт.

Мощность нагревателей зависит от времени разогрева. Даже при разогреве в течение суток мощность нагревателей остается весьма значительной.

Понятно, что в резервуарах практически невозможно установить нагреватели таких больших мощностей без существенных изменений энергетического хозяйства нефтебаз, так как это приведет к значительному увеличению установленной мощности трансформаторов, расширению кабельной сети и т.д.

Так как суточный отпуск масел невелик, подогревать весь объем масла ($100-200\text{ м}^3$) в резервуаре хранения нецелесообразно. Достаточно подогревать лишь часть объема масла, со-

ответствующую суточному или разовому отпуску. Такой способ подогрева может быть осуществлен в специальном подогревном отсеке или дополнительном подогревном резервуаре (рис.1). В некоторых случаях при небольшом суточном отпуске отдельных сортов масел подогревный резервуар может быть общим для нескольких рядом расположенных емкостей (рис. 1,б). Подогревный резервуар снабжается теплоизоляцией и электронагревателем.

Емкость резервуара может быть принята равной емкости автоцистерны, а мощность нагревателей выбирается исходя из реального времени нагрева.

Важным вопросом при электроподогреве является выбор типа электронагревателей (конструкция, параметры, материалы и т.д.).

Особенность работы электрических нагревателей для подогрева темных нефтепродуктов состоит в низкой максимально допустимой температуре нагрева (40—70°С), а следовательно, низкой температуре поверхности нагревателя.

Поэтому желательным является применение нагревателей из сортовой стали, отличающихся относительной сложностью расчетов вследствие разброса значений удельного сопротивления и магнитной проницаемости, необходимости учета вытеснения тока и температурного коэффициента сопротивления. Однако они являются перспективными благодаря простоте изготовления и небольшой их стоимости. Обычно эти нагреватели выполняются стержневыми или трубчатыми.

Размеры нагревателя, а также его конструкция зависят от мощности установки и максимально допустимой температуры его поверхности. Необходимая мощность определяется исходя из теплового расчета установки. По известной мощности P нагревателя, величине превышения температуры $\Delta\tau = \tau_k - \tau_n$ и величине коэффициента теплопередачи, которая для нагревателей, работающих в масле, может быть определена на формуле

$$\alpha = 40,3 \sqrt[4]{\frac{\tau_k - \tau_n}{H}}, \quad (1)$$

(где τ_k — конечная температура нагрева, равная температуре нагревателя, °С; τ_n — начальная температура, равная температуре окружающей среды, °С; H — высота теплоотдающей поверхности, м) находят допустимую удельную поверхностную мощность нагревателя:

$$P_{\text{уд}} = \Delta \tau \alpha . \quad (2)$$

Используя (2), определяют необходимую величину охлаждающей поверхности

$$S_{\text{охл}} = \frac{P}{P_{\text{уд}}} , \quad (3)$$

где P — необходимая мощность электронагревателя, Вт.

Диаметр трубы или стержня приближенно определяется по формулам:

а) для трубы

$$d_{\text{ср}} = \sqrt[3]{\frac{S_{\text{охл}} \cdot P \cdot \rho}{\pi^2 (1 + k_{\delta}) k_{\delta} U_a^2}} , \quad (4)$$

где $d_{\text{ср}} = \frac{d_{\text{нар}} + d_{\text{вн}}}{2}$ — средний диаметр трубы, м; $S_{\text{охл}}$ — поверхность охлаждения, м²; P — мощность нагревателя, кВт; ρ — удельное сопротивление, Ом·м; U_a — активная составляющая напряжения, В (для стальных нагревателей $\cos \varphi \approx 0,86-0,82$); $k_{\delta} = \frac{\delta}{d_{\text{ср}}}$ — отношение толщины трубы к среднему диаметру;

б) для стержня

$$d = \sqrt[3]{\frac{4P \rho S_{\text{охл}}}{\pi^2 U_a^2}} . \quad (5)$$

Далее по известной методике [1] рассчитываем коэффициент поверхностного эффекта $k_{\text{п.э}}$ и находим действительное значение удельного сопротивления переменному току ($\rho = \rho k_{\text{п.э}}$), которое используется для определения длины и веса нагревателя.

Для трубчатого нагревателя

$$l = \sqrt[3]{\frac{k_{\delta}^2 S_{\text{охл}} U_a^2}{(1 + k_{\delta})^2 \pi P \rho}} , \quad (6)$$

$$G = \gamma \sqrt[3]{\frac{k_{\delta}^2 \cdot P \rho_{\sim} \cdot S_{\text{олх}}^4}{\pi^2 (1+k_{\delta})^4 \cdot U_a^2}}, \quad (7)$$

где γ — удельный вес материала нагревателя.

Для нагревателя, выполненного в виде стержня, получаем

$$l = \sqrt[3]{\frac{S_{\text{олх}}^2 \cdot U_a^2}{P \rho_{\sim} 4 \pi}}, \quad (8)$$

$$G = \gamma \sqrt[3]{\frac{S_{\text{олх}}^4 \cdot P \rho_{\sim}}{(4 \pi)^2 U_a^2}}. \quad (9)$$

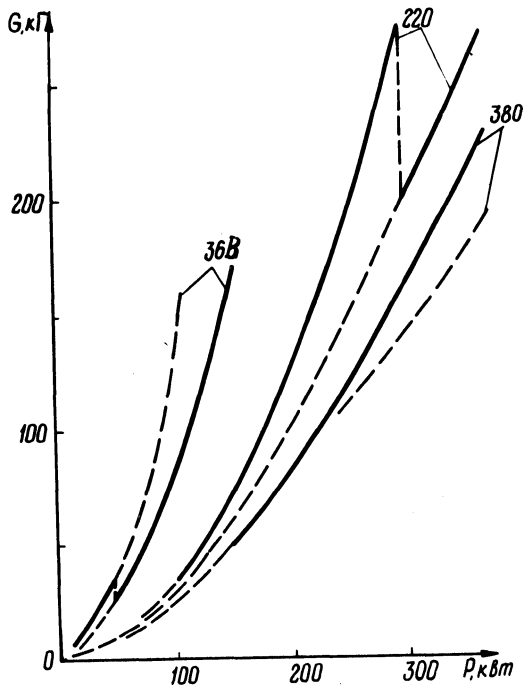


Рис. 2. Зависимость расхода материалов на изготовление трубчатых (сплошные линии) и стержневых (пунктирные) электронагревателей от мощности и напряжения установки.

В соответствии с приведенной методикой были рассчитаны веса трубчатых и стержневых нагревателей и напряжения установки. Результаты расчетов и рекомендации по применению различных типов нагревателей приведены на рис. 2.

Л и т е р а т у р а

1. Фонарев З.И., Шван А.Г. Комплексный электроподогрев вязких нефтепродуктов на распределительных нефтебазах. — "Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья", 1971, № 5.

А.М. Степанов, Л.В. Прокопенко

ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ В ОБМОТКАХ ТРАНСФОРМАТОРОВ ИЗ АЛЮМИНИЕВОЙ ФОЛЬГИ

Объектом исследования была обмотка из алюминиевой фольги трехфазного трансформатора с параметрами $S = 40$ кВА; $U_1 = 10$ кВ; $U_2 = 0,4$ кВ. Нагрев обмотки трансформатора зависит от потерь и эффективности отвода тепла. В опытах создавались условия охлаждения обмотки, близкие к существующим в трансформаторах.

Были проведены следующие опыты: 1) нагрев обмотки до установившегося режима без естественной циркуляции воздуха в ухудшенных условиях охлаждения; 2) нагрев обмотки до установившегося режима с естественной циркуляцией воздуха; 3) нагрев обмотки до установившегося режима в масляной ванне.

В первом и третьем опытах обеспечивался продолжительный номинальный режим работы. Во втором опыте для ускорения нагрева в начале испытания в течение 1 ч был установлен повышенный ток. После этого обмотка находилась в том же продолжительном режиме, как и в первом опыте. Опыты проводились до практически установившейся температуры. При этом за установившуюся температуру принималась температура, изменение которой не превышало 1°C в течение 1 ч испытания, при неизменной нагрузке и температуре охлаждающей среды. При проведении опытов изменение температуры регистрировалось

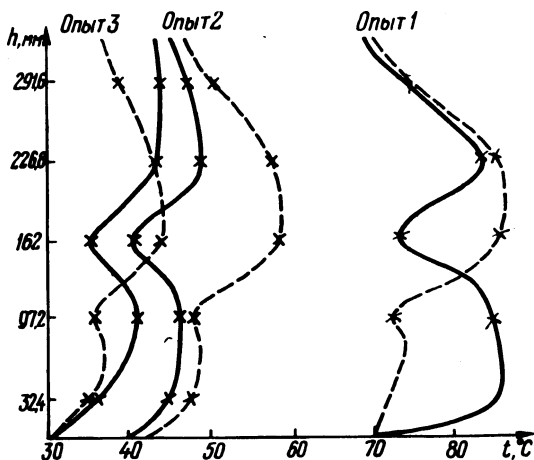


Рис. 1. Распределение температуры по высоте обмотки из алюминиевой фольги.

через каждые 30 мин. По полученным результатам построены кривые изменения температуры во времени до установившегося режима и распределения температуры в этом режиме по высоте обмотки.

По показаниям внутренних термопар можно заметить, что с улучшением условий охлаждения обмотки область наибольших температур сдвигается вверх относительно основания обмотки.

Для внутренних термопар характерно наличие так называемой седловины (рис. 1). Участок кривой до седловины — область ламинарного течения, а участок за седловиной — область турбулентного течения. В переходной зоне происходит срыв ламинарного течения, всегда существующего внизу; струи воздуха (в третьем опыте — масла), текущие на более низких уровнях по параллельным путям, обрываются, со стороны имеется приток свежего воздуха (масла), температура в этом месте уменьшается и дальше по пути движения воздуха (масла) уже не восстанавливается упорядоченное течение параллельных струй [1].

Кривые изменения температуры обмотки во времени показаны на рис. 2. Установившийся режим обмотки (второй опыт) по показаниям внешних и внутренних термопар наступил при ее охлаждении. Первый участок кривых 1,2 характеризуется интенсивным нагреванием обмотки при токе нагрузки $I = 51$ А. По

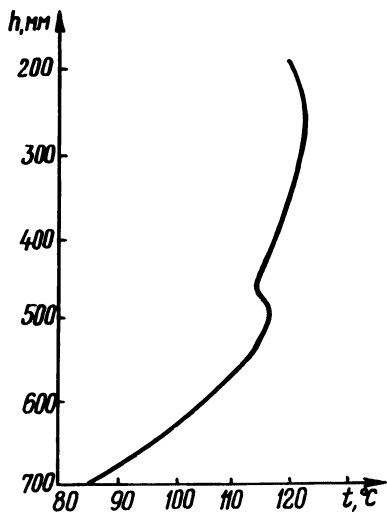


Рис. 2. Зависимость t от h .

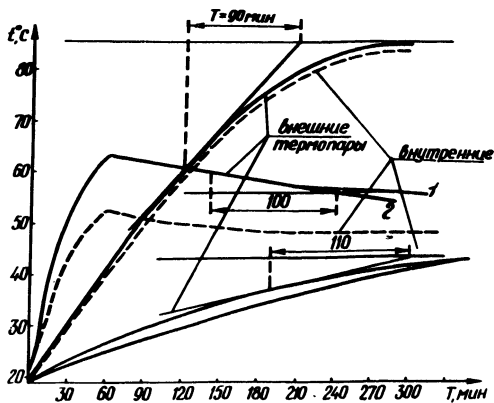


Рис. 3. Распределение температуры по высоте в обмотке из алюминиевого и медного проводов.

истечении 1 ч ток был уменьшен и второй участок кривых 1, 2 получен при токе в обмотке $I = 41$ А. Пологий характер второго участка кривых объясняется небольшим превышением максимальной температуры, полученной при нагревании обмотки током $I = 51$ А в течение 1 ч, над температурой установившегося режима. Различие в конечных температурах установившегося режима для внешних и внутренних термопар обуславливается конструктивными особенностями охлаждения.

При сравнении кривых распределения температур по высоте обмотки из алюминиевой фольги (рис. 1) с кривой (рис. 3) для обмоток из алюминиевого и медного проводов, видно, что перепад температур (разница между максимальной и минимальной температурой) значительно меньше (при масляном охлаждении обмотки из алюминиевой фольги, третий опыт $t_{\max} - t_{\min} = 15^{\circ}\text{C}$, для обмотки из провода круглого сечения (рис. 3) $t_{\max} - t_{\min} = 40^{\circ}\text{C}$). Перепад температур уменьшается с улучшением условий охлаждения. Испытания подтвердили предположение о равномерном характере распределения температуры в обмотке из алюминиевой фольги.

Л и т е р а т у р а

1. Готтер Г. Нагревание и охлаждение электрических машин. М., 1961.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГРУППОВЫХ НАГРУЗОК ПРИ РАСЧЕТЕ ЭЛЕКТРОБАЛАНСА

При проектировании промышленных электроустановок расчет нагрузок выполняется в соответствии с испытанной методикой [1]:

$$P_M = P_N k_M k_I = P_N k_C. \quad (1)$$

Здесь P^M — расчетная максимальная нагрузка; P^N — номинальная мощность электроприемника; k_I , k_M — коэффициенты использования и максимума нагрузки; k_C^M — коэффициент спроса, причем

$$k_I = k_B k_Z, \quad (2)$$

где k_Z — коэффициент загрузки,

$$k_Z = \frac{P_t}{P_N}; \quad (3)$$

k_B — коэффициент включения, определяемый отношением $t_B / t_{ц}$,

$$k_B = \frac{T_P}{T_K}. \quad (4)$$

Здесь P_t — мощность на валу двигателя в текущий момент времени t ; t_B или T_P — продолжительность рабочего времени (времени включения); $t_{ц}$ — время цикла; T_K — календарный фонд времени.

При расчете электробаланса цеха (завода) эта методика не годится, так как фактический электробаланс исходит из измеренной мощности электроприемника P_1 .

При этом определение групповых нагрузок производится расчетным путем, так как их измерение связано с большими затратами и не всегда возможно. Для расчетного определения групповых нагрузок целесообразно воспользоваться коэффициентом включения:

$$P_1 = \frac{P_N k_Z}{\eta} = \frac{P_N k_C}{k_B} = \frac{P^M}{k_B}, \text{ т.е. } P_M = P_1 k_B, \quad (5)$$

так как

$$k_c = \frac{k_z k_b}{\eta}.$$

В пользу этого вывода говорит и то обстоятельство, что общепринятые табличные коэффициенты использования и максимума являются усредненными и не могут отражать специфику каждого конкретного предприятия, цеха, режима. Очевидно, разработка фактических электробалансов на различных промышленных предприятиях позволит с течением времени уточнять и коэффициенты использования, обеспечивая этим повышение точности проектных разработок.

Сложность расчета P по коэффициенту включения состоит в определении отношения T_M/T_K для каждого вида оборудования. Обычно при расчете электробаланса это отношение либо определяется в результате наблюдения за работой оборудования и построения нагрузочных диаграмм, либо вычисляется по формуле [2]:

$$T_p = T_M \frac{(1-k_1) k_2}{k_3}, \quad (6)$$

где T_M - машинное время, получаемое при вычитании времени планируемых простоев из календарного фонда времени T ; k_1 - коэффициент подготовительно-заключительного времени, учитывающий нормируемое время на подноску заготовок, установку и снятие изделия, смену инструмента и т.п. операции, выполняемые при остановленном приводе; k_2 - коэффициент полезного использования оборудования по времени:

$$k_2 = \frac{A}{A_{\max}} \quad (7)$$

(здесь A - плановый объем производственной программы станка, A_{\max} - максимально возможная выработка продукции за T_M часов при существующей производительности); k_3 - ожидаемый (среднестатистический) коэффициент выполнения норм выработки.

Как показали исследования, коэффициент включения k_B далеко не всегда равен отношению T_p/T_K . Он зависит от количества m всех электроприемников, присоединенных к шинам РП, и от количества n одинаковых электроприемников рассматриваемого типа. При $m=1$ $k_B=1$. С увеличением m и n k_B уменьшается, стремясь в пределе к отношению T_p/T_K

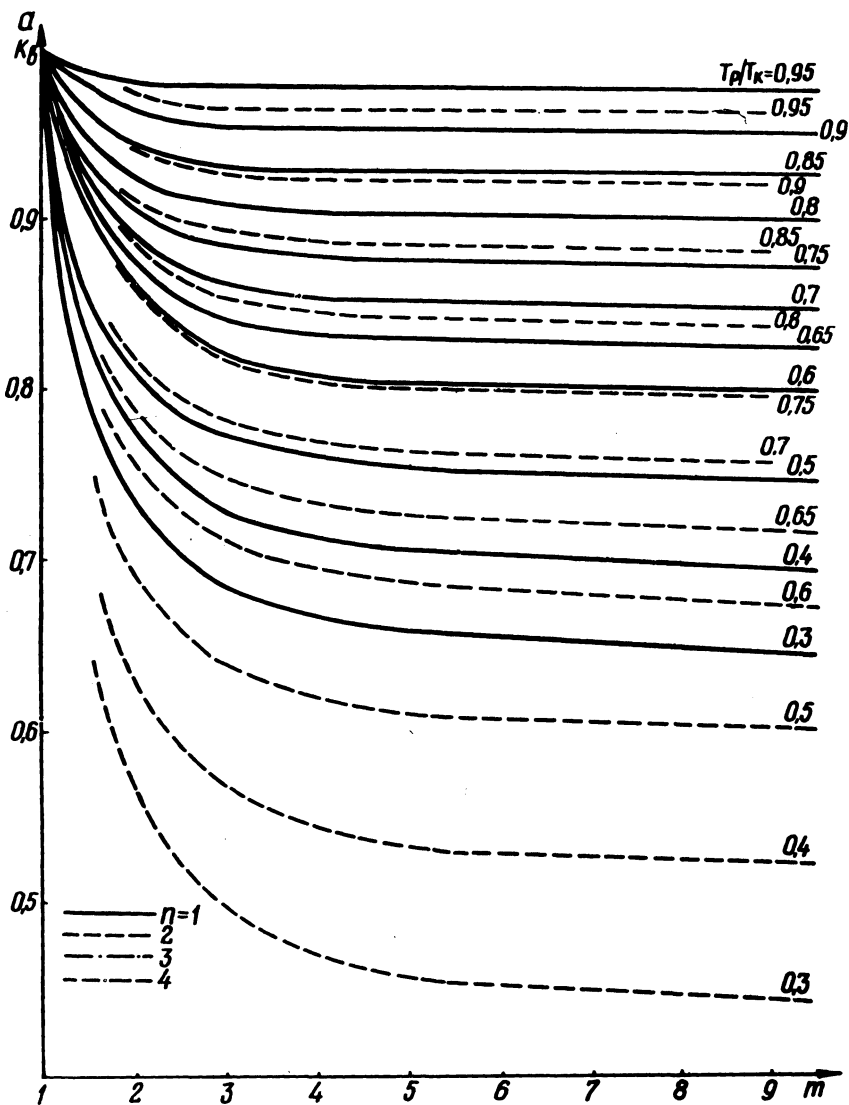


Рис. 1, а

при $m = n = \infty$. Указанным условиям соответствует следующее уравнение:

$$k_B = 1 - \left[\left(1 - \frac{T_p}{T_k} \right) \frac{m^2 - 1}{m^2} \frac{n^2}{n^2 + 1} \right]. \quad (8)$$

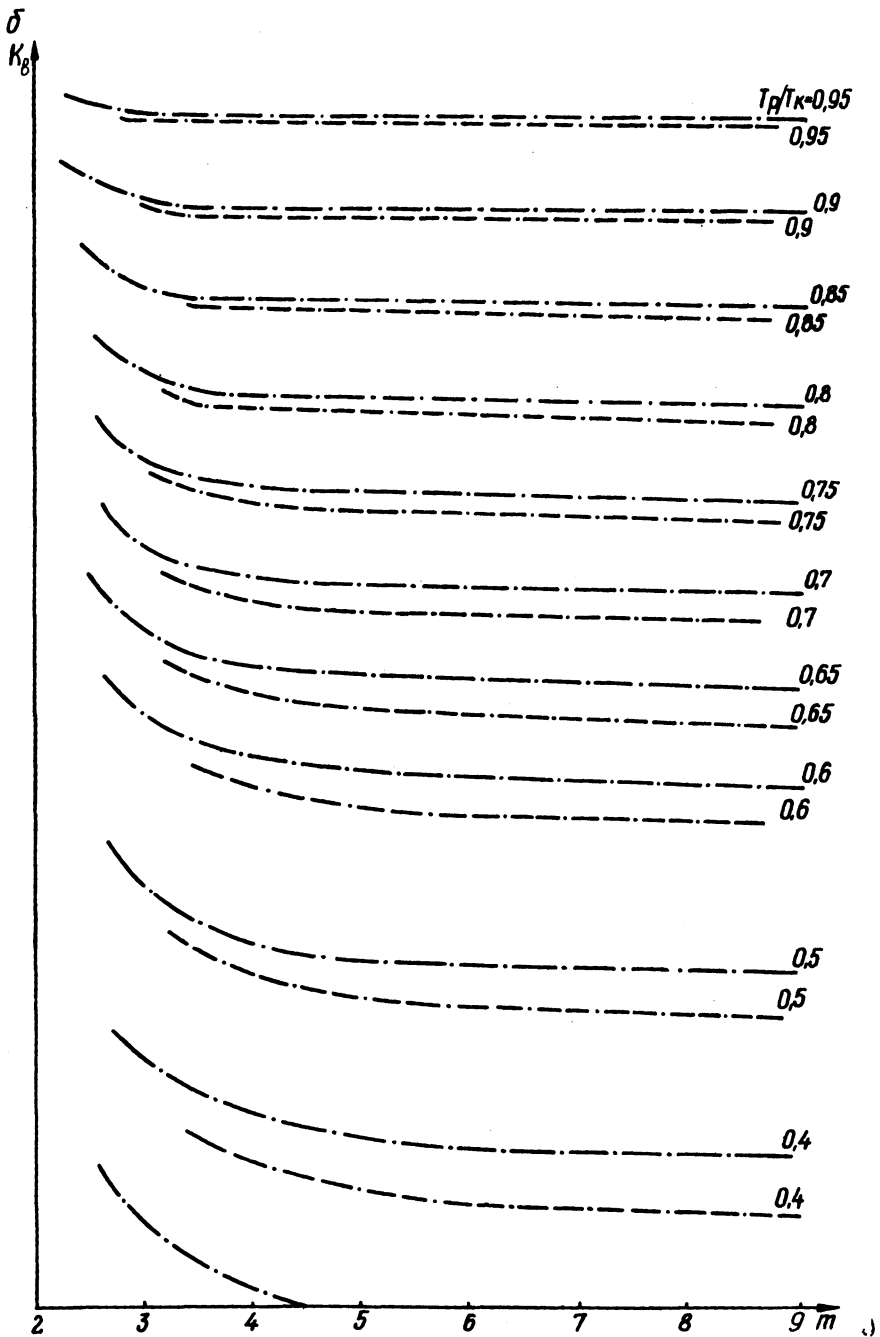


Рис. 1, б

По формуле (8) построены номограммы для определения $k_{\text{в}}$ в зависимости от m для разных $T_{\text{р}}/T_{\text{к}}$ при $n=1; 2$ (рис. 1, а) и $n=3; 4$ (рис. 1, б), т.е. для наиболее употребимых случаев в практике цехового электроснабжения.

Величина $T_{\text{р}}/T_{\text{к}}$ определяется без учета резерва, для наиболее характерного в части нагрузки интервала времени (например, IУ квартал). При этом, если ток i -го электроприемника почти равен суммарному току других в данном РП $I_i \approx I_{\Sigma}$, то в расчете $k_{\text{в}i}$ можно принять $m = n_i$.

Предлагаемая методика проверена при разработке электробалансов промышленных предприятий.

Л и т е р а т у р а

1. Указания по определению электрических нагрузок в промышленных установках. М., 1968. 2. Гринберг Б.В. К вопросу определения потерь энергии в цеховых электрических сетях. — "Промышленная энергетика", 1970, №7.

А.В. Полунин, Н.И. Тюшкевич

ЗАВИСИМОСТЬ УГЛА ОТПИРАНИЯ ТИРИСТОРОВ В РЕГУЛЯТОРЕ НАПРЯЖЕНИЯ ЛАМП НАКАЛИВАНИЯ ОТ ЕСТЕСТВЕННОЙ ОСВЕЩЕННОСТИ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ПОМЕЩЕНИЙ

Актуальным вопросом является разработка системы автоматического регулирования (САР) искусственного освещения, которая бы плавно регулировала величину напряжения на зажимах осветительной установки в зависимости от изменения естественной освещенности. В общем виде САР освещенности можно представить в виде блок-схемы на рис. 1.

В системе используется тиристорный регулятор переменного тока, который позволяет осуществить плавное и бесконтактное регулирование напряжения как на лампах накаливания, так и на люминесцентных лампах.

Для производственных помещений величина естественной освещенности зависит от многих факторов (времени суток, года, географической широты, погоды, расположения окон, их чи-

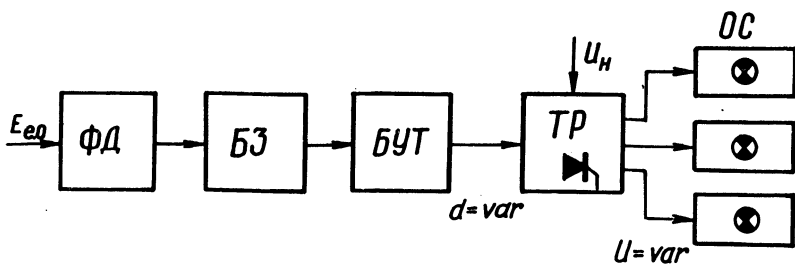


Рис. 1. Блок-схема системы автоматического регулирования освещенности:

ФД—фотодатчик; БЗ—блок задержки при случайных изменениях освещенности; БУТ — блок управления тиристорами; ТР— тиристорный регулятор; ОС —осветительные секции.

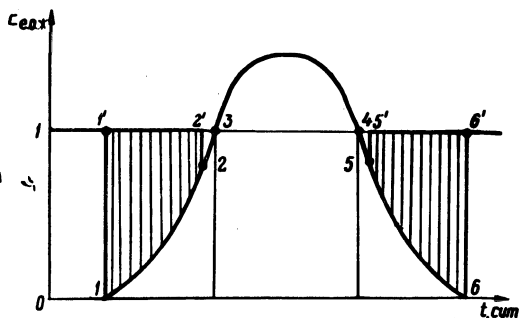


Рис. 2. Изменение освещенности в контрольной точке цеха. Заштрихованные участки 1—1'—2—2' и 5—5'—6—6'—зоны регулирования искусственной освещенности.

сты и т.п.). На рис. 2 показано изменение естественной освещенности $E_{ест}$ в течение суток.

Естественная освещенность лишь на участке 3—4 больше критической $E_{кр}$, которая определяется видом производства. На участках 1—3 и 4—6 целесообразно осуществлять регулирование путем постепенного увеличения (или уменьшения) искусственной освещенности $E_{и.о}$ таким образом, чтобы

$$E_{e.o} + E_{и.о} = E_{кр} = \text{const} \quad (1)$$

или

$$E_{e.o*} + E_{и.o*} = 1, \quad (2)$$

где $E_{e.o*} = \frac{E_{e.o}}{E_{кр}}$ — относительная естественная освещенность;

$E_{и.o*} = \frac{E_{и.о}}{E_{кр}}$ — относительная искусственная освещенность.

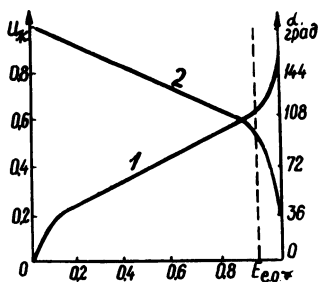


Рис. 3. Зависимость угла отпирания тиристоры регулятора (1) и действующего значения напряжения (2) от естественной освещенности.

Если из всех факторов, влияющих на искусственную освещенность, изменяется только напряжение на лампах накаливания, то она прямо пропорциональна величине светового потока, т.е.

$$E_{и.о.*} = F_* , \quad (3)$$

где F_* — относительный световой поток.

Как известно, для ламп накаливания связь между световым потоком и напряжением выражается степенной зависимостью

$$F_* = U_*^\beta , \quad (4)$$

где U_* — относительное напряжение; $\beta = 3,61$ — показатель степени.

Подставив выражение (4) в выражение (3), получим

$$E_{и.о.*} = U_*^\beta . \quad (5)$$

При импульсно-фазовом регулировании тиристорным регулятором действующее значение напряжения

$$U_* = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \left(\pi - \alpha + \frac{1}{2} \sin 2\alpha \right)^{\frac{1}{2}} , \quad (6)$$

где α — угол отпирания тиристоры.

Из выражений (2), (5) и (6) получаем зависимости угла отпирания тиристоры и действующего значения напряжения на лампах накаливания от естественной освещенности:

$$\sin 2\alpha - 2\alpha = 2\pi \left[(1 - E_{е.о.*})^{\frac{2}{\beta}} - 1 \right] , \quad (7)$$

$$U_* = (1 - E_{e.o*})^{\frac{1}{\beta}} \quad (8)$$

На рис. 3 показаны кривые, построенные на основании выражений (7) и (8).

Анализ кривых позволяет сделать следующие выводы: 1) при регулировании искусственной освещенности тиристорными регуляторами с импульсно-фазовым управлением тиристоров угол отпирания α линейно зависит от естественной освещенности $E_{e.o}$ на участке изменения от 0,10 до 0,90 $E_{кр}$ и изменяется скачком при приближении к $E_{кр}$; 2) при увеличении $E_{e.o}$ от 0 до 0,90 $E_{кр}$ напряжение плавно изменяется от U_n до 0,5 U_n ; 3) на участке изменения от 0,9 $E_{кр}$ до $E_{кр}$ напряжение изменяется скачком до нуля; регулирование искусственной освещенности в этом диапазоне экономически не выгодно, так как лампы работают с очень малой световой отдачей.

Плавное регулирование искусственной освещенности в зависимости от изменения естественной освещенности дает экономию электроэнергии, обеспечивает постоянство освещенности в период регулирования, а также исключает броски тока при включении ламп накаливания, что приводит к увеличению срока службы и улучшению селективности защиты осветительных сетей.

ЭЛЕКТРОПРИВОД ПРОМЫШЛЕННЫХ УСТАНОВОК

О.П. Ильин, А.П. Варакса

СТРУКТУРА И ХАРАКТЕРИСТИКИ ЧАСТОТНОРЕГУЛИРУЕМОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА ДЛЯ МЕХАНИЗМОВ ГЛАВНОГО ДВИЖЕНИЯ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ ФРЕЗЕРНОЙ ГРУППЫ

Главный привод современного фрезерного станка является основным механизмом станка и определяет его технический уровень.

К основным техническим требованиям, предъявляемым к приводам главного движения тяжелых фрезерных станков, относятся:

- 1) бесступенчатое регулирование частоты вращения шпинделя в диапазоне 1:150 – 1:200 при числе механических ступеней не более четырех;
- 2) регулирование в нижней части диапазона при $M = \text{const}$, в остальной – при $P = \text{const}$. Допускается в самой верхней зоне регулирование при $Pn = \text{const}$;
- 3) привод реверсивный, изменение направления вращения шпинделя осуществляется реверсированием приводного электродвигателя;
- 4) жесткость механических характеристик при изменениях нагрузки от холостого хода до номинальной не хуже 10% при регулировании при $M = \text{const}$ и не хуже 5% при регулировании при $P = \text{const}$;
- 5) привод должен обладать не менее чем двукратной перегрузочной способностью;
- 6) динамические характеристики привода при переходных и резонансных процессах обеспечивают минимальные пиковые нагрузки в промежуточных элементах передачи;
- 7) быстродействие системы электропривода должно обеспечивать устойчивую работу механизма в режиме с импульсным характером нагрузки;
- 8) длительный режим нагрузки привода с изменением ее величины во времени с вероятностной (статистической) закономерностью;
- 9) длительность разгона и торможения привода – в пределах 1 – 2 с.

Существенное значение для фрезерных головок имеют весогабаритные характеристики устанавливаемых на них приводных электродвигателей. По условиям окружающей среды необходимо применение двигателя закрытого исполнения, поэтому установ-

ка закрытого асинхронного двигателя имеет явное преимущество перед двигателем постоянного тока. Кроме того, установка двигателя с меньшим моментом инерции ротора является более предпочтительной вследствие влияния двигателя на динамику приводного механизма, содержащего упругие связи и зазоры, так как в этом случае ослабляется действие внешней возмущающей нагрузки и увеличивается демпфирование привода.

Выбор рациональной структуры системы частотноуправляемого электропривода производится на основе анализа свойств и характеристик приводного механизма, как нагрузки асинхронного двигателя, с учетом технико-экономических показателей вариантов рассматриваемых структур.

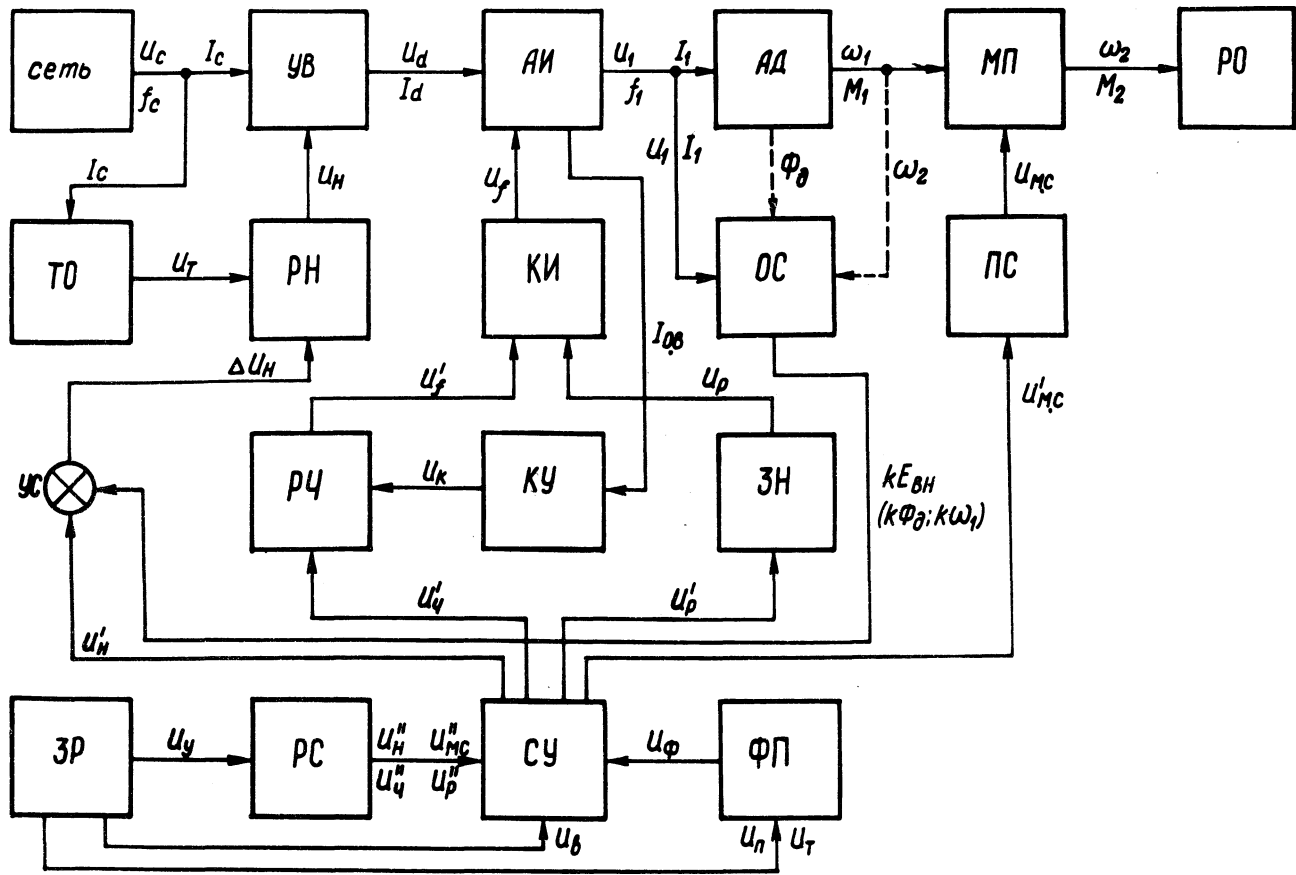
Для главных приводов новых фрезерных и фрезерно-расточных станков предложена структура регулируемого электропривода, представленного на рис. 1 [1].

От сети со стандартными значениями напряжения U и частоты f_c питается управляемый выпрямитель УВ, на выходе которого получают регулируемое выпрямленное напряжение U_d , поступающее на вход автономного инвертора АИ. На выходе АИ формируется переменное напряжение U_1 с заданной частотой f_1 . Это напряжение подводится к статору асинхронного двигателя АД, соединенного с механической передачей МП и обеспечивающего вращение входного вала МП с угловой частотой ω_1 и нагрузочным моментом M_1 . В зависимости от передаточного отношения МП на ее выходном валу (шпинделе) получают соответствующие значения вращающего момента M_2 и скорости ω_2 , которые передаются рабочему органу РО станка.

Заданные соотношения между частотой f_1 и амплитудой напряжения U_1 реализуются посредством замкнутой системы автоматического регулирования, содержащей регулятор напряжения РН, регулятор частоты РЧ, узел обратной связи ОС, регулятор скорости РС и схему управления СУ.

Ограничение токовых нагрузок во всех звеньях силовой цепи выполняется устройством токоограничения ТО, воздействующим на регулятор напряжения РН таким образом, что при превышении током I_c допустимого значения на выходе ТО появляется сигнал U_T , который вызывает уменьшение сигнала U_n и соответственно напряжения U_d и тока I_d выпрямителя УВ.

Устойчивость системы обеспечивается корректирующим устройством КУ, представляющим гибкую обратную связь по току



I цепи обратных вентилях инвертора. Корректирующий сигнал $U_{O,B}^K$ (низкочастотная составляющая) воздействует на регулятор частоты РЧ, исключая тем самым возникновения автоколебаний в системе электропривода.

Частота вращения ω_2 привода устанавливается посредством многоканального регулятора РС, с выхода которого в схему управления поступают сигналы U_N'' и $U_{\text{ч}}''$, определяющие значения напряжения и частоты на выходе инвертора, а также сигналы $U_{M,C}''$ и U_p'' , задающие соответственно передаточное отношение кинематической цепи МП и направления вращения двигателя.

Требуемое по технологическому процессу направление вращения РО устанавливается с помощью задатчика режимов ЗР, выдающего сигнал U_B в схему управления. Реверсирование двигателя по каналу регулятора РС производится автоматически в случае, если при переходе на новую механическую ступень может измениться направление вращения РО. В обоих случаях на выходе блока СУ формируется сигнал U_p^1 , поступающий в узел задания направления ЗН, который посредством сигнала U_p воздействует на коммутатор импульсов КИ, изменяющий порядок чередования управляющих импульсов на тиристорах инвертора.

Для получения необходимой плавности процессов пуска и торможения привода в его структурной схеме предусматривается специальное устройство ФП, в функцию которого входит задание соответствующего закона нарастания частоты и амплитуды напряжения, подводимого к двигателю [2].

Рис. 1. Структурная схема частотнорегулируемого электропривода механизма главного движения фрезерного станка: УВ—управляемый выпрямитель; АИ—автономный инвертор; АД—асинхронный двигатель; МП—механическая передача; РО—рабочий орган (режущий инструмент); ТО—узел токоограничения; РН—регулятор напряжения; КИ—коммутатор импульсов; ОС—узел обратной связи; ПС—блок переключения ступеней передачи; УС—устройство сравнения; РЧ—регулятор частоты; КУ—корректирующее устройство; ЗН—задатчик направления вращения двигателя; ЗР—задатчик режимов работы привода; РС—регулятор скорости; СУ—схема управления; ФП—формирователь процессов пуска и торможения.

Наиболее просто управление темпом разгона осуществляется с помощью интегрирующей R – С цепочки, которая формирует управляющий сигнал задающего генератора импульсов регулятора частоты по экспоненциальному закону. При этом должно соблюдаться условие

$$\frac{df_1}{dt} \leq \frac{d\omega_1}{dt} ,$$

т.е. темп нарастания скорости двигателя должен опережать или равняться темпу нарастания частоты.

Уравнение движения привода в этом случае имеет вид

$$M_H \frac{\beta}{\beta_H} - M_C = \frac{j \omega_H (\alpha_K - \alpha_0)}{T} e^{-\frac{t}{T}} - j \omega_H \frac{d\beta}{dt} ,$$

где M_H – номинальный момент двигателя; M_C – статический момент нагрузки; j – момент инерции привода; ω_H – номинальная частота вращения поля статора; β – параметр абсолютного скольжения; α – параметр частоты; T – постоянная времени интегратора.

Параметр частоты α является независимой заданной функцией времени, изменяющейся по экспоненте

$$\alpha = \alpha_K (1 - e^{-\frac{t}{T}}) + \alpha_0 e^{-\frac{t}{T}} .$$

При данных условиях пуска темп ε роста частоты должен быть меньше некоторой минимальной величины $\varepsilon_{\text{мин}}$, которая при нагрузке с $M_C = \text{const}$ и управлении по закону

$$\frac{U - IR}{f} = \text{const}$$

равна

$$\varepsilon_{\text{мин}} = \frac{M_K - M_H}{j \omega_H} > \varepsilon = \frac{\alpha_K - \alpha_0}{T} e^{-\frac{t}{T}} ,$$

где M_K – максимальный момент двигателя.

Наличие значительного момента инерции привода обуславливает необходимость его торможения при оперативных и аварийных отключениях. Для сокращения времени торможения до 1–2 с в системе предусматривается частотное торможение без рекуперации энергии в сеть. Такое решение вполне допустимо, так как число пусков и остановок привода сравнительно невелико (несколько раз в течение 1 ч). Энергия торможения частично

рассеивается в элементах схемы инвертора, что должно учитываться при расчете и выборе этих элементов.

Задание снижения частоты при торможении осуществляется посредством интегратора, и при скачкообразном уменьшении управляющего сигнала частота снижается по экспоненциальному закону с постоянной времени, определяемой параметрами R и C .

Уравнения движения и их решение для мягкого режима торможения при экспоненциальном законе снижения частоты аналогичны уравнениям для режимов пуска, только с разницей в знаке ε .

Установившийся режим работы системы электропривода является основным технологическим режимом, определяющим производительность и качество обработки изделий на станке. Поэтому все основные качественные показатели системы регулирования (диапазон, устойчивость, быстродействие, статизм и др.) обусловлены данным режимом.

Технико-экономические показатели рассматриваемой структуры частотнорегулируемого электропривода позволяют ей конкурировать с другими существующими схемами регулируемых приводов как постоянного, так и переменного тока.

Л и т е р а т у р а

1. Варакса А.П., Железняков В.В. Применение тиристорных преобразователей и полупроводниковых устройств управления в электроприводах металлорежущих станков. Минск, 1973.
2. Сандлер А.С., Сарбатов Р.С. Частотное управление асинхронными двигателями. М., 1966.

В.Л. Анхимюк, Л.Ф. Караульная, В.А. Новицкая

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ОБОБЩЕННЫХ ФУНКЦИЙ К ИССЛЕДОВАНИЮ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ ТИРИСТОРНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПРИ СЛОЖНОМ ЗАКОНЕ ИЗМЕНЕНИЯ УГЛА ОТКРЫВАНИЯ ВЕНТИЛЕЙ

В данной статье на базе метода обобщенных функций [1] определяются зависимости скорости и тока двигателя в виде явных функций времени с учетом дискретности преобразователя и изменения э.д.с. двигателя за период питающего напряжения

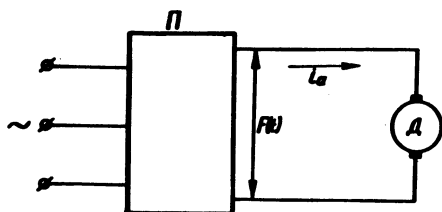


Рис. 1. Принципиальная схема.

при сложном законе изменения угла открывания клапанов. Подобный режим может возникнуть, например, в замкнутых системах электропривода при разгоне либо торможении двигателя. Процессы рассматриваются при "идеальной" коммутации клапанов.

Электрохимический переходный процесс системы преобразователь фазового управления - двигатель постоянного тока (рис. 1) описывается дифференциальными уравнениями

$$\varepsilon + i + T \frac{di}{dt} = F(t) \quad (1)$$

$$i_c + T_{эм} \frac{d\varepsilon}{dt} = i \quad (2)$$

при начальных условиях

$$\varepsilon(0) = \varepsilon_0, \quad i(0) = i_0.$$

Здесь $\varepsilon = \frac{e}{U_M} = \frac{\omega}{\omega_M}$ - относительная скорость (э.д.с.)

двигателя, где U_M, ω_M - амплитудное значение питающего напряжения и соответствующая ему базовая скорость; $i = \frac{I}{I_M}$, $i_c = \frac{I_c}{I_M}$ - относительные значения тока главной цепи и тока, соответствующего статической нагрузке, где $I_M = \frac{U_M}{R}$ - ба-

зовый ток, равный отношению амплитуды напряжения U_M к сопротивлению главной цепи; $T, T_{эм}$ - электромагнитная и электрохимическая постоянные времени; $F(t) = \sum_{k=1}^{\infty} \sin \beta_k t \times [1(\alpha_k^k) - 1(\alpha_k^{k+1})]$ - функция управления, характеризующая закон изменения выходного напряжения преобразователя во времени,

где $\beta_t^k = \omega t + \psi - \lambda(k-1)$; $\alpha_t^k = \omega t - \lambda(k-1)$; $\lambda = \frac{2\pi}{m}$;

l - продолжительность проводимости вентиля, зависящая от закона изменения угла открывания вентиля во времени; ψ - угол открывания вентиля; k - порядковый номер промежутка проводимости; m - число пульсов за период питающего напряжения.

При определенной гладкости функции $F(t)$ и при $T_{эм} \neq CT$ это решение системы (1) - (2) может быть представлено в виде

$$\varepsilon(t) = -i_c + \varepsilon^*(t) + q \int_0^t (e^{p_1 \xi} - e^{p_2 \xi}) F(t-\xi) d\xi, \quad (3)$$

где p_1, p_2 - корни характеристического уравнения системы,

$$\varepsilon^*(t) = \frac{1}{p_1} \varepsilon_1^* e^{p_1 t} - \frac{1}{p_2} \varepsilon_2^* e^{p_2 t},$$

$$\varepsilon_1^* = q \left[T(i_o - i_c) - \frac{1}{p_1} (\varepsilon_o + i_c) \right], q = p_1 p_2 / (p_1 - p_2).$$

Подставив $F(t)$ в (3) и преобразуя в полученном выражении интегралы, содержащие единичные функции $\frac{[1]}{\alpha(t)/\omega}$, по формуле

$$\int_0^t f(\xi) 1[\alpha(t) - \omega \xi] d\xi = 1[\alpha(t)] \int_0^{\alpha(t)/\omega} f(\xi) d\xi, \quad (4)$$

найдем

$$\varepsilon(t) = -i_c + \varepsilon^*(t) - \sum_{k=1}^{\infty} \Phi_k(t, 0) [1(\alpha_t^k) - 1(\alpha_t^{k+1})] + \quad (5)$$

$$+ \sum_{k=1}^{\infty} \left[\Phi_k(t, \omega^{-1} \alpha_t^k) 1(\alpha_t^k) - \Phi_k(t, \omega^{-1} \alpha_t^{k+1}) \right],$$

$$\text{где } \Phi_k(t, \xi) = \int (e^{p_1 \xi} - e^{p_2 \xi}) \sin \beta_{t-\xi}^k d\xi. \quad (6)$$

Значение скорости $\varepsilon(t)$ и тока $i(t)$ внутри n -го промежутка проводимости вентиля обозначим $\varepsilon_n(t)$ и $i_n(t)$. Учтем, что в n -м промежутке:

$$\left. \begin{aligned} 1(\alpha_t^k) &\equiv 1 && \text{при } k = 1, 2, \dots, n \\ 1(\alpha_t^k) &\equiv 0 && \text{при } k = n+1, n+2, \dots \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

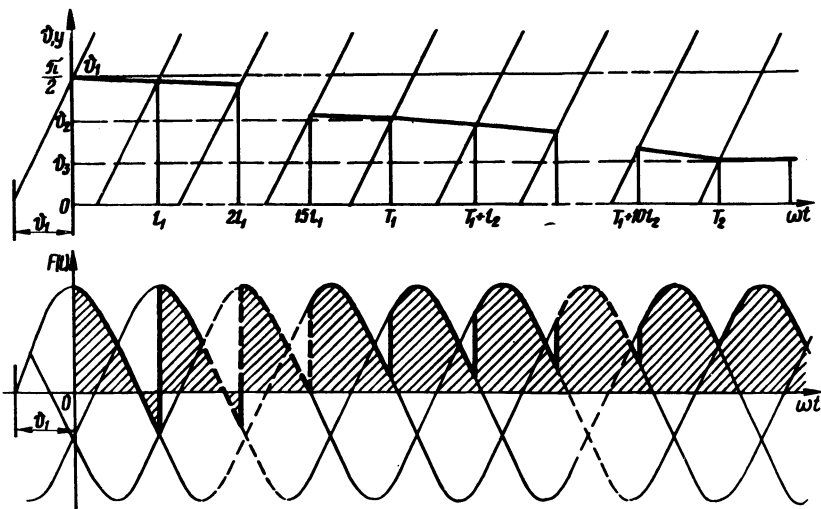


Рис. 2. Линейная диаграмма выходного напряжения преобразователя.

Тогда (5) принимает вид

$$\varepsilon(t) = -i_c + \varepsilon^*(t) - \Phi_n(t, 0) + S_n(t), \quad (8)$$

где

$$S_n(t) = \sum_{k=1}^n \Phi_k(t, \omega^{-1} \alpha_t^k) - \sum_{k=1}^{n-1} \Phi_k(t, \omega^{-1} \alpha_t^{k+1}) (\theta)$$

Пусть при разгоне двигателя угол открывания изменяется по сложному закону, который может быть аппроксимирован кусочно-линейной функцией, определяемой тремя отрезками прямых (рис. 2). При этом продолжительность проводимости вентилей постоянна, но различна на каждом из интервалов. Назовем эту продолжительность обобщенной длиной интервала проводимости и обозначим через l .

Тогда

$$l = \begin{cases} l_1 & \text{при } 0 \leq \omega t < T_1; \\ l_2 & \text{при } T_1 \leq \omega t < T_2; \\ \lambda & \text{при } T_2 \leq \omega t < \infty, \end{cases} \quad (10)$$

$$\lambda = 1, \nu(1-r); \vartheta_{\nu+1} = \vartheta_{\nu} + r_{\nu} T_{\nu}; T_1 = n_1 l_1; T_2 = T_1 + n_2 l_2 \quad (\nu=1,2),$$

где n_1, n_2 - число промежутков проводимости вентиля соответственно на первом и втором интервалах изменения ϑ (по линейному закону). При вычислении $S_n(t)$ удобно ввести разность между обобщенной длиной интервала проводимости l и величиной λ , и обозначить

$$a=1-\lambda, b_\nu=\vartheta+\theta_\nu, l_\nu=-p_\nu l/\omega, \theta_\nu=\arcsin \frac{\omega}{\sqrt{p_\nu^2+\omega^2}}. \quad (11)$$

Тогда (9) принимает вид

$$S_n(t) = \sum_{\nu=1}^2 C_\nu D_n^\nu e^{p_\nu t}, \quad (12)$$

где

$$D_n^\nu = \sigma_n(a, b_\nu, l_\nu) - e^{l_\nu} \sigma_{n-1}(a, b_\nu + l, l_\nu), \quad (13)$$

$$\sigma_n(a, b, l) = \sum_{k=1}^n e^{(k-1)l} \sin[a(k-1)+b], \quad (14)$$

$$C_\nu = (-1)^{\nu+1} \frac{q}{\omega} \sin \theta_\nu.$$

Сумма в (14) вычисляется по формуле

$$\sum_{k=0}^{n-1} e^{kl} \sin(ak+b) = \frac{1}{2} [d(n) - d(0)] (\operatorname{ch} l - \cos a)^{-1},$$

$$d(n) = e^{nl} [\sin(a(n-1)+b) - e^{-l} \sin(an+b)].$$

Подставив (6), (12) в (8), получаем

$$\varepsilon_n(t) = -i_c + A \sin(\beta_t^n + \theta_1 + \theta_2) + S_n e^{p_1 t} - S_n^2 e^{p_2 t}. \quad (15)$$

При этом

$$i_n(t) = i_c + T_{эм} \left[A_\omega \cos(\beta_t^n + \theta_1 + \theta_2) + p_1 S_n^1 e^{p_1 t} - p_2 S_n^2 e^{p_2 t} \right], \quad (16)$$

где

$$A = \omega \cos \theta_1 \cos \theta_2, S_n^\nu = \frac{1}{p_\nu} \varepsilon_\nu + \frac{q}{\omega} D_n^\nu \sin \theta_\nu. \quad (17)$$

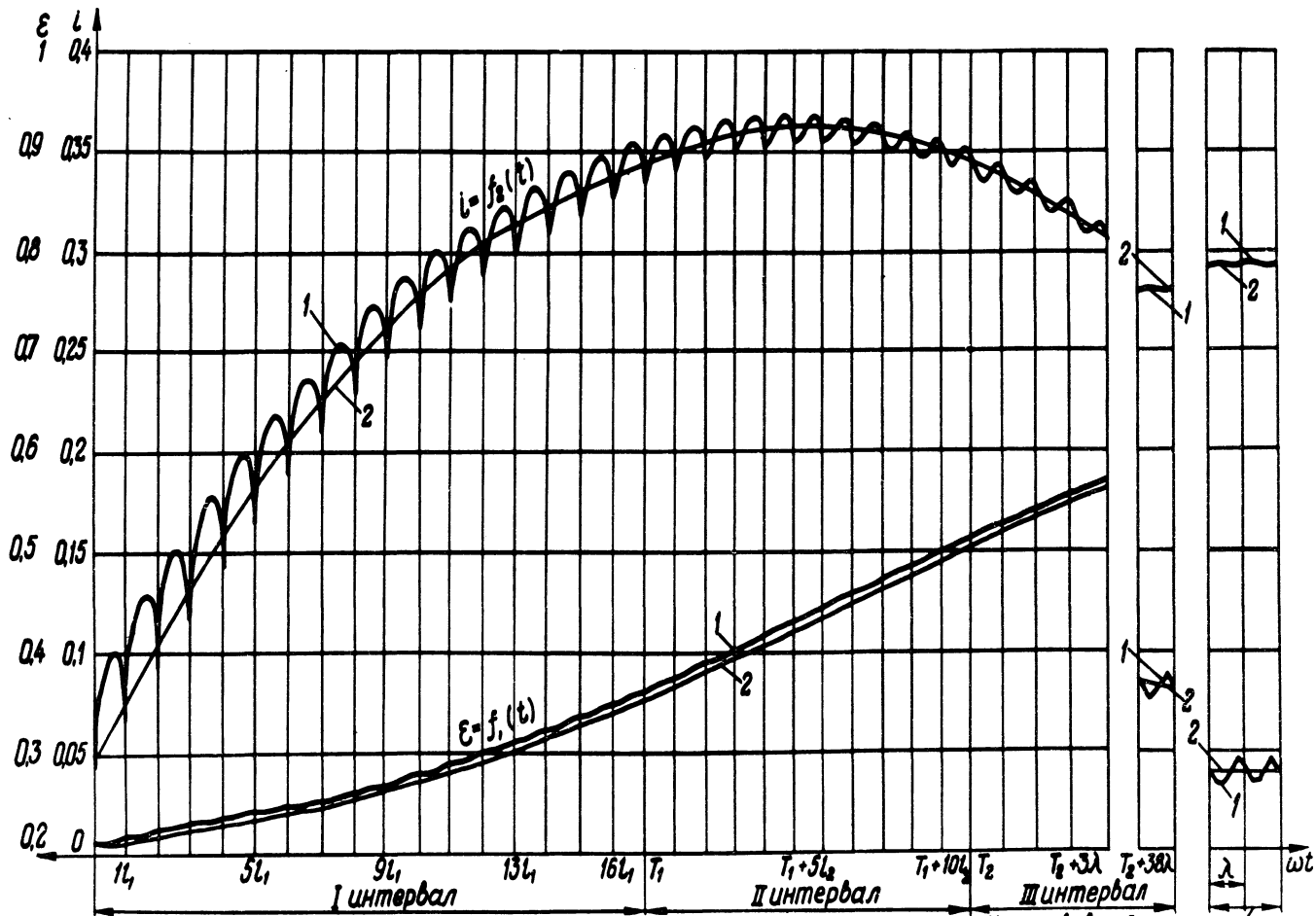


Рис. 3. Графики переходных процессов.

Установившийся режим/

В первом интервале $n < n_1$ и в (13) следует положить

$$l = l_1, \quad l_y = -p_y l_1 / \omega, \quad a = l_1 - \lambda. \quad (18)$$

Во втором интервале $n_1 < n < n_2$ и в (13), (14) l, l_y, a принимаются значения (18) при $k = 1, 2, \dots, \bar{n}_1$, а при $k = n_1 + 1; n_1 + 2, \dots, n$

$$\text{имеем } l = l_2, \quad l_y = -p_y l_2 / \omega, \quad a = l_2 - \lambda. \quad (19)$$

В третьем интервале $n > n_1 + n_2$ и в (13), (14) величины l, l_y, a принимают значения (18) при $k = 1, 2, \dots, n_1$ и значения (19) при $k = n_1 + 1, n_1 + 2, \dots, n_1 + n_2$; а при $k = n_1 + n_2 + 1, \dots$ равны

$$l = \lambda, \quad l_y = -p_y \lambda / \omega, \quad a = 0.$$

На рис. 3 приведены графики (кривые 1) переходных процессов в электроприводе $e = f_1(t)$ и $i = f_2(t)$, рассчитанные по приведенным формулам. Размах пульсаций тока в начале переходного процесса больше размаха пульсаций в установившемся режиме в пять раз. На рис. 2 приведены кривые 2 переходного процесса, вычисленные при средних значениях переменных.

Л и т е р а т у р а

1. Анхимюк В.Л., Караульная Л.Ф., Новицкая В. А. Исследование переходных процессов вентильного электропривода с фазовым управлением методом обобщенных функций. - "Изв. вузов. Энергетика", 1973, № 12.

Б.И. Фираго

СОПОСТАВЛЕНИЕ СИЛОВЫХ СХЕМ ТИРИСТОРНЫХ ЦИКЛОКОНВЕРТОРОВ С НУЛЕВЫМ И БЕЗ НУЛЕВОГО ПРОВОДА ДЛЯ РЕЖИМА НЕПРЕРЫВНОГО ТОКА НАГРУЗКИ

На практике находят применение разнообразные силовые схемы тиристорных циклоконверторов [1]. Представляет интерес сравнить основные показатели качества преобразования электроэнергии циклоконверторами с нулевым и без нулевого провода для получения одинаковой мощности первой гармоники в нагруз-

ке при питании от источников с синусоидальным напряжением и различным числом фаз m_1 . В данной статье такое сравнение производится для тиристорных циклоконверторов, работающих без уравнительных токов при непрерывном токе трехфазной нагрузки и системе управления, обеспечивающей прямоугольную модуляцию угла открывания вентилей α .

Схемы с нулевым проводом. Действующие значения выходного напряжения и его первой гармоники равны [1]

$$U_2 = U_{m1} \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{m_1}{\pi} \sin \frac{2\pi}{m_1} \cos 2\alpha}, \quad (1)$$

$$U_{2(1)} = \frac{2\sqrt{2} m_1 U_{m1}}{\pi^2} \sin \frac{\pi}{m_1} \cos \alpha, \quad (2)$$

где U_{m1} — амплитудное значение фазного напряжения источника питания; α — угол открывания тиристоров.

При работе циклоконвертора на нагрузку, состоящую из активного сопротивления r и индуктивности L , в режиме непрерывного тока действующее значение тока нагрузки можно определить по формуле [2]

$$I_2 = I_d \sqrt{1 - \frac{2\delta}{\pi} \operatorname{tg} \varphi_2}, \quad (3)$$

где

$$I_d = \frac{U_d}{r} = \frac{U_{m1}}{r} \frac{m_1}{\pi} \sin \frac{\pi}{m_1} \cos \alpha, \quad (4)$$

$$\delta = \frac{1 - \exp(-\pi \operatorname{ctg} \varphi_2)}{1 + \exp(-\pi \operatorname{ctg} \varphi_2)}, \quad (5)$$

$$\operatorname{ctg} \varphi_2 = \frac{r}{\omega_2 L} = \nu \frac{r}{\omega_1 L} = \nu \operatorname{ctg} \varphi_1, \quad (6)$$

$\nu = \frac{\omega_1}{\omega_2} = \frac{f_1}{f_2}$ — отношение частоты источника к выходной частоте циклоконвертора

С учетом (2) находим действующее значение первой гармоники тока нагрузки

$$I_{2(1)} = \frac{U_{2(1)}}{\sqrt{r^2 + \left(\frac{\omega L}{s}\right)^2}} = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} I_d \cos \varphi_2. \quad (7)$$

Активная мощность первой гармоники одной фазы нагрузки равна

$$P_{2(1)} = U_{2(1)} I_{2(1)} \cos \varphi_2 = \frac{8}{\pi^2} U_{m_1} I_{m_1} a^2 \cos^2 \alpha \cos^2 \varphi_2, \quad (8)$$

где

$$I_{m_1} = \frac{U_{m_1}}{r}, \quad (9)$$

$$a = \frac{m_1}{\pi} \sin \frac{\pi}{m_1}. \quad (10)$$

Суммарная активная мощность одной фазы нагрузки

$$P_2 = I_2^2 r = U_{m_1} I_{m_1} a^2 \cos^2 \alpha \left(1 - \frac{2\delta}{\pi} \operatorname{tg} \varphi_2\right). \quad (11)$$

Определив полную мощность одной нагрузки

$$S_2 = U_2 I_2, \quad (12)$$

можно найти коэффициент мощности нагрузки

$$\chi_n = \frac{P_2}{S_2} = a \cos \alpha \sqrt{\frac{1 - \frac{2\delta}{\pi} \operatorname{tg} \varphi_2}{\frac{1}{2} + \frac{m_1}{4\pi} \sin \frac{2\pi}{m_1} \cos 2\alpha}} = \frac{k_U}{k_i} \cos \varphi_2. \quad (13)$$

Если пренебречь потерями в циклоконверторе, то активная мощность одной фазы источника питания будет равна

$$P_1 = \frac{3P_2}{m_1}. \quad (14)$$

Действующее значение тока фазы источника определится как

$$I_1 = \sqrt{\frac{5}{m_1}} I_2. \quad (15)$$

Находя полную мощность фазы источника

$$S_1 = U_1 I_1 = \sqrt{\frac{5}{2m_1}} U_{m_1} I_2 \quad (16)$$

и принимая во внимание (14), получим коэффициент мощности входной цепи циклоконвертора

$$\chi = \frac{P_1}{S_1} = 3 \alpha \cos \alpha \sqrt{\frac{2}{5m_1} \left(1 - \frac{2\delta}{\pi} \operatorname{tg} \varphi_2\right)}. \quad (17)$$

Эффективность преобразования электроэнергии циклоконвертором оценим коэффициентом использования по мощности

$$k_{\text{ир}} = \frac{P_{2(1)}}{P_2} = \frac{8}{\pi^2} \frac{\cos^2 \varphi_2}{1 - \frac{2\delta}{\pi} \operatorname{tg} \varphi_2} = k_i^2. \quad (18)$$

Для сравнения силовых схем циклоконвертора запишем полученные выражения по отношению к первым гармоникам выходных величин:

$$U_{2(1)}, I_{2(1)}, P_{2(1)}.$$

Учитывая (1), (2), (3), (7), (8), (11), найдем

$$u_2 = \frac{U_2}{U_{2(1)}} = \frac{1}{k_U}, \quad (19)$$

$$i_2 = \frac{I_2}{I_{2(1)}} = \frac{1}{k_i}, \quad (20)$$

$$p_2 = \frac{P_2}{P_{2(1)}} = i_2^2 = \frac{1}{k_i^2} = \frac{1}{k_{\text{ир}}}, \quad (21)$$

$$s_2 = \frac{S_2}{U_{2(1)} I_{2(1)}} = u_2 i_2 = \frac{1}{k_u k_i}, \quad (22)$$

$$S_1 = \frac{S_1}{P_{2(1)}} = \frac{U_1 I_1}{P_{2(1)}} = \frac{1}{k_{up} \chi}, \quad (21)$$

где k_U, k_i — коэффициенты искажения по напряжению и току соответственно.

Схемы без нулевого провода. Находим действующие значения выходного напряжения и его первой гармоники [1]:

$$U_2' = \frac{\sqrt{8}}{3} U_{m1}' \sin \frac{\pi}{m_1} \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{m_1}{2\pi} \sin \frac{\pi}{m_1} \cos 2\alpha}, \quad (24)$$

$$U_{2(1)}' = \frac{4\sqrt{2} m_1}{\pi^2} U_{m1}' \sin \frac{\pi}{m_1} \sin \frac{\pi}{2m_1} \cos \alpha. \quad (25)$$

Для активно-индуктивной нагрузки действующие значения тока нагрузки и его первой гармоники определяются соотношениями [1]:

$$I_2' = \frac{4\sqrt{2}}{3} I_{m1}' b \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{3\beta}{2\pi} \operatorname{tg} \varphi_2}, \quad (26)$$

$$I_{2(1)}' = \frac{4\sqrt{2}}{\pi} I_{m1}' b \cos \alpha \cos \varphi_2, \quad (27)$$

где $b = \frac{m_1}{\pi} \sin \frac{\pi}{m_1} \sin \frac{\pi}{2m_1}, \quad (28)$

$$\beta = \frac{1 - \left[\exp \left(-\frac{\pi}{3} \operatorname{ctg} \varphi_2 \right) \right]^2}{1 - \exp \left(-\frac{\pi}{3} \operatorname{ctg} \varphi_2 \right) + \left[\exp \left(-\frac{\pi}{3} \operatorname{ctg} \varphi_2 \right) \right]^2} \quad (29)$$

Активная мощность одной фазы нагрузки и ее первая гармоника соответственно равны

$$P_2' = I_2'^2 r = \frac{32}{9} U_{m1}' I_{m1}' b^2 \cos^2 \alpha \left(1 - \frac{3\beta}{2\pi} \operatorname{tg} \varphi_2 \right), \quad (30)$$

$$P'_{2(1)} = U'_{2(1)} I'_{2(1)} \cos \varphi_2 = \frac{32}{\pi^2} U'_{m_1} I'_{m_1} b^2 \cos^2 \alpha \cos^2 \varphi_2. \quad (31)$$

Если не учитывать потери в циклоконверторе, получим такие выражения для коэффициента мощности входной цепи, соответственно:

$$\text{для } m_1 = 2: \quad \chi' = \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{3\beta}{2\pi} \operatorname{tg} \varphi_2}, \quad (32)$$

$$\text{и для } m_1 > 2: \quad \chi' = \frac{4}{\sqrt{m_1}} b \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{3\beta}{2\pi} \operatorname{tg} \varphi_2}. \quad (33)$$

Коэффициент мощности нагрузки определяется как

$$\chi'_H = \frac{P'_2}{S'_2} = \frac{P'_2}{U'_2 I'_2} = \frac{k'_U}{k'_i} \cos \varphi_2. \quad (34)$$

Относительные значения этих электрических величин будут

$$u'_2 = \frac{U'_2}{U_{2(1)}} = \frac{1}{k'_U}, \quad (35)$$

$$i'_2 = \frac{I'_2}{I'_{2(1)}} = \frac{1}{k'_i}, \quad (36)$$

$$p_2 = \frac{P'_2}{P'_{2(1)}} = \frac{i'^2_2}{2} = \frac{1}{k'^2_i}, \quad (37)$$

$$s_2 = \frac{S'_2}{U'_{2(1)} I'_{2(1)}} = u'_2 i'_2 = \frac{1}{k'_U k'_i}, \quad (38)$$

$$s_1 = \frac{S'_1}{P'_{2(1)}} = \frac{1}{k_{up} \chi}, \quad (39)$$

причем в сравниваемых вариантах принимаем

$$I'_{2(1)} = I'_{2(1)}, \quad U'_{2(1)} = U'_{2(1)}, \quad P'_{2(1)} = P'_{2(1)}.$$

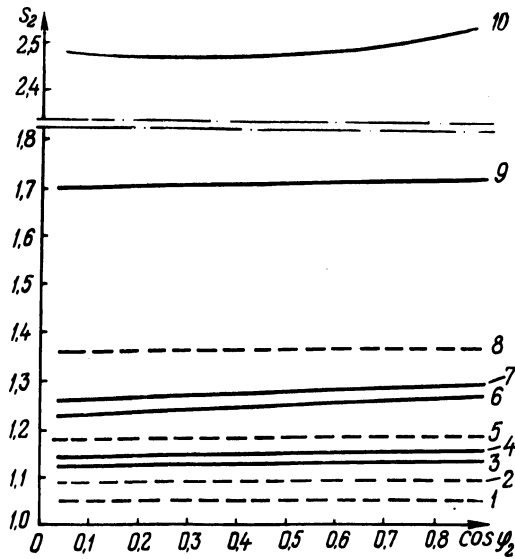


Рис. 1. Зависимость полной выходной мощности циклоконвертора от параметра нагрузки ($\cos \varphi_2$) с нулевым (сплошные линии) и без нулевого провода (штриховые):

- 1-- $m_1=2, 3, 6, \alpha=0$; 2-- $m_1=6, \alpha=60^\circ$; 3-- $m_1=6, \alpha=0$; 4-- $m_1=3, \alpha=0$; 5-- $m_1=3, \alpha=0$; 6-- $m_1=2, \alpha=0$; 7-- $m_1=6, \alpha=60^\circ$; 8-- $m_1=2, \alpha=60^\circ$; 9-- $m_1=3, \alpha=60^\circ$; 10-- $m_1=2, \alpha=60^\circ$.

Из анализа приведенных соотношений видно, что увеличение числа фаз m_1 источника питания способствует улучшению качества преобразований циклоконвертором энергии (рис. 1,2).

Вместе с тем с увеличением числа фаз источника питания ухудшаются входные показатели циклоконвертора: коэффициент мощности входной цепи χ (рис. 2,б) и полная (габаритная) мощность источника.

Сопоставим теперь эти схемы по первым гармоникам при одинаковом источнике питания, т.е. при $U_{m_1} = U'_{m_1}$.

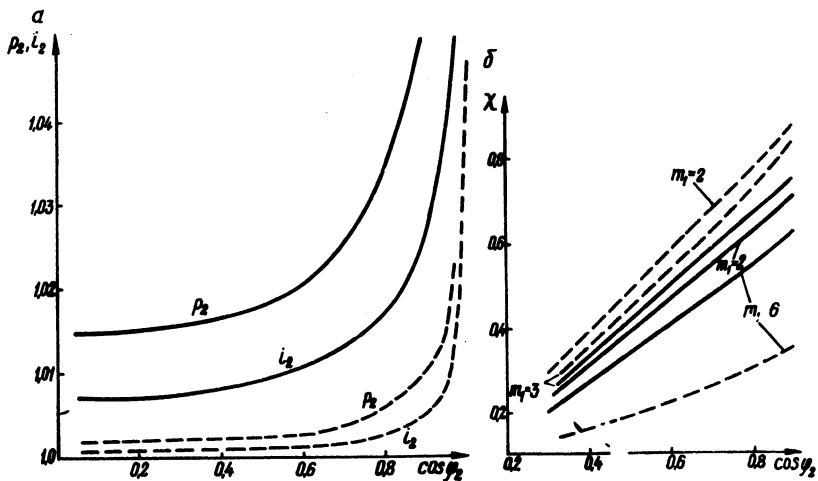


Рис. 2. Зависимость активной выходной мощности и тока циклоконвертора (а) и коэффициента мощности входной цепи циклоконвертора (б) от параметра нагрузки ($\cos \varphi_2$) с нулевым проводом (сплошные линии) и без нулевого провода (пунктирные).

Сравнивая (2) и (25), (7) и (26), (8) и (31), найдем, что

$$\frac{U_{2(1)}}{U'_{2(1)}} = \frac{I_{2(1)}}{I'_{2(1)}} = \frac{1}{2 \sin \frac{\pi}{2m_1}}, \quad (40)$$

$$\frac{P_{2(1)}}{P'_{2(1)}} = \frac{1}{4 \sin^2 \frac{\pi}{2m_1}}. \quad (41)$$

Таким образом, при трехфазном выходе и $m_1 \leq 3$ выгоднее использовать циклоконверторы без нулевого провода.

Если же источник питания имеет число фаз $m_1 > 3$, то целесообразно применять схемы с нулевым проводом.

Л и т е р а т у р а

1. Фираго Б.И., Готовский Б.С., Лисс З.А. Тиристорные циклоконверторы. Минск, 1973.
2. Фираго Б.И. Электрические величины системы НПЧ-АД при непрерывном токе. — В сб.: Электроэнергетика и автоматика. Вып. 17. Кишинев, 1973.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ К РЕГУЛИРУЕМОМУ ЭЛЕКТРОПРИВОДУ РОЛИКОВОЙ СУШКИ ШПОНА

Заданная конечная влажность шпона при колебаниях его начальных параметров и параметров горячего воздуха может быть получена только регулированием времени сушки, что достигается путем регулирования скорости роликового транспорта (РТ). Одним из основных требований, предъявляемых к электроприводу РТ, является обеспечение величины полного диапазона регулирования его скорости.

На роликовых сушилках шпона (РСШ) был проведен эксперимент с целью определения частных диапазонов по толщине и начальной влажности шпона, наиболее сильно влияющих на продолжительность сушки. Для одной серии опытов был налущен шпон различной толщины, для другой он был рассортирован по начальной влажности. Всего было проведено восемь опытов. Для уменьшения ошибки во время каждого из опытов проводилось от 3 до 10 параллельных наблюдений.

Математические ожидания конечной влажности $\overline{W}_K = 6,5\%$ и начальной влажности $\overline{W}_H = 68,5\%$ были получены из выборок в 52 и 75 наблюдений.

По этим данным получены статические характеристики РСШ [1]:

$$\tau = \left[\frac{W_H - 30}{N} + \frac{2,3}{K} \lg \frac{30}{W_K} \right] C_n,$$

где τ — время сушки; W_H и W_K — начальная и конечная влажность шпона; N и K — коэффициенты режима сушки; C_n — коэффициент, учитывающий породу.

По характеристикам вычислены частные диапазоны регулирования скорости: по толщине $D_s = 1:1,4$; по начальной влажности $D_{W_H} = 1:1,55$; по температуре $D_t = 1:1,6$; по породе $D_{C_n} = 1:1,1$. Общий диапазон должен иметь такую

величину, которая обеспечила бы заданную конечную влажность при самых неблагоприятных сочетаниях переменных факторов.

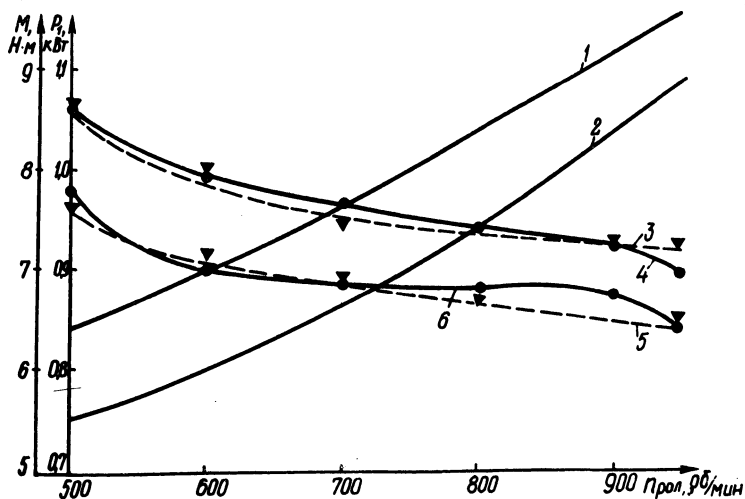


Рис. 1. Механические характеристики роликового транспортера сушилки шпона:
 1,2—кривые $P_1 = f(n)$ со шпоном толщиной 1,5 мм и без шпона; рол 3,4—кривые $M = f(n_{рол})$ со шпоном 1,5 мм (расчетная и фактическая); рол 5,6—то же без шпона.

Он был получен путем перемножения частных диапазонов:

$$D = D_{W_H} D_s D_t D_{C_{п}} = 1 : 4.$$

Вторым важным технологическим требованием к регулируемому электроприводу является соответствие эквивалентного момента по нагреву, развиваемого двигателем, статическому моменту сопротивления во всем диапазоне регулирования скорости. Транспортеры относятся к механизмам с постоянным моментом. Роликовый транспортер сушилки работает в условиях несколько отличных от условий обычных транспортеров: при температуре $403^{\circ} - 423^{\circ}K$ и переменной величине распорного усилия между роликами. Для построения механической характеристики производились измерения мощности в цепи статора приводного электродвигателя транспортера типа АО 51-4. Для уменьшения влияния на точность экспериментальных данных таких факторов, как мелкие заломы шпона, колебания его толщины, пропуски в загрузке, колебания напряжения сети — измерения многократно повторялись. По усредненным данным бы-

ла построена зависимость $P_1 = f(n_{\text{рол}})$. По мощности и скорости находились величины моментов для двух предельных режимов работы — при работе транспортера без шпона и шпоне наибольшей толщины, используемом на комбинате, что позволило построить экспериментальные механические характеристики $M_{x,x} = f(n_{\text{рол}})$, $M_{s=1,5} = f(n_{\text{рол}})$ (рис. 1).

На ЭВМ "Проминь-М" было выполнено математическое описание опытных механических характеристик. Преобразующая функция характеристики без шпона имеет вид

$$M_{x,x} = 6,666 n^2 - 11,656 n + 11,750. \quad (1)$$

Характеристика со шпоном толщиной 1,5 мм (максимальной в условиях данного производства):

$$M_{s=1,5} = 9,629 n^2 - 17,058 n + 14,756. \quad (2)$$

По уравнениям (1) и (2) построены расчетные механические характеристики. Произведена оценка точности полученных уравнений путем сравнения дисперсий опытной и расчетной зависимостей. Дисперсия опытной кривой без шпона $s_o = 0,18$, расчетной $s_p = 0,52$. Сравнение дисперсий показало, что расчетное уравнение механической характеристики можно считать достоверным. Отношение дисперсий опытной ($s_o = 0,82$) и расчетной ($s_p = 0,1$) для характеристик со шпоном показало, что и второе уравнение является достоверным. Электромеханическая постоянная времени была определена методом осциллографирования свободного выбега транспортера и составила 2,1 с.

Таким образом, технологические требования к регулируемому электроприводу транспортера роликовой сушилки шпона типа СУР-4 формулируются следующим образом: 1) диапазон регулирования скорости 1:4; 2) нагрузочный момент практически постоянный, со слабо выраженной зависимостью от скорости, в соответствии с уравнением (2); 3) регулирование скорости должно быть бесступенчатым, автоматическим и осуществляться по температуре воздуха, начальной влажности и толщине шпона.

Л и т е р а т у р а

1. Стерлин Д.М. Сушка в производстве фанеры и древесностружечных плит. М., 1968.

О ПРИМЕНЕНИИ МНОГОФАЗНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В ЧАСТОТНОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ

В некоторых отраслях промышленности (как например, в металлургии, на железнодорожном транспорте) мощности частотно - управляемых электроприводов составляют несколько сот и даже тысяч киловат. В этом случае определенную трудность представляет изготовление статического преобразователя частоты необходимой мощности, вызванную последовательно-параллельным включением силовых тиристоров.

При проектировании мощных асинхронных частотных электроприводов со статическими преобразователями частоты (СПЧ) целесообразно задачу решать комплексно, т.е. разрабатывать СПЧ и двигатель как единое целое. В этом случае имеет смысл проектирование многофазных СПЧ и двигателей так, чтобы каждая фаза двигателя получала питание от фазы СПЧ. Для более простого осуществления такой системы электропривода с использованием стандартных трехфазных преобразователей, выпуск которых в настоящее время налаживается промышленностью, необходимо выполнение условия

$$N = \frac{m}{3} = n, \quad (1)$$

где m — число фаз преобразователя и двигателя; $n = 1, 2, 3, \dots$; N — число трехфазных обмоток.

Рассмотрим некоторые особенности построения многофазных систем.

Для использования статоров стандартных трехфазных электродвигателей и облегчения выполнения многофазных обмоток необходимо, чтобы число пазов на полюс и фазу q_N обмотки, содержащей N трехфазных систем

$$q_N = \frac{Z}{2pm} = \frac{Z}{6pN} = \frac{q_3}{N}, \quad (2)$$

было равно целому числу. Здесь Z — число пазов; p — число пар полюсов; q_3 — число пазов на полюс и фазу трехфазной обмотки. Для m -фазной обмотки с фазной зоной $\frac{\pi}{m}$ угол γ между двумя соседними пазами равен

$$\gamma = \frac{\pi}{mq_N}. \quad (3)$$

Таблица 1. Коэффициенты распределения многофазных обмоток с целым числом пазов на полюс и фазу

q_3	2	3	4	6	8	10	∞
$K_{p1(3)}$	0,966	0,960	0,958	0,957	0,956	0,955	0,955
q_6	1		2	3	4	5	
$K_{p1(6)}$	1		0,922	0,991	0,991	0,991	0,991
q_9		1		2			
$K_{p1(9)}$		1		0,998			0,996
q_{12}			1		2		
$K_{p1(12)}$			1		0,998		0,997
$K_{p1(6)}^*$	1,035		1,035	1,035	1,036	1,037	1,037
$K_{p1(9)}^*$		1,042		1,042			1,043
$K_{p1(12)}^*$			1,044		1,044		1,044

Тогда с учетом (3) получим выражение для коэффициента распределения для основной гармоники многофазной обмотки

$$K_{p1(m)} = \sin \frac{\pi}{2m} \left[q_N \sin \frac{\pi}{2mq_N} \right]^{-1} \quad (4)$$

Значение коэффициентов распределения многофазных обмоток для $m = 3, 6, 9, 12$ с целым числом на полюс и фазу даны в табл. 1. В последних трех строках табл. 1 приведены относительные коэффициенты распределения многофазных обмоток, так как отношения коэффициентов распределения многофазных обмоток ($N > > 1$) к трехфазной

$$K_{p1(6)}^* = \frac{K_{p1(6)}}{K_{p1(3)}} ; K_{p1(9)}^* = \frac{K_{p1(9)}}{K_{p1(3)}} ; K_{p1(12)}^* = \frac{K_{p1(12)}}{K_{p1(3)}} .$$

Значения относительных коэффициентов распределения показывают, что увеличение числа фаз приводит к улучшению использования машины по меди (на 3,5—4,4%) по сравнению с трехфазной машиной. Таким образом, применение многофазных ($m > 3$) двигателей целесообразно не только с точки зрения облегчения построения силовых тиристорных цепей преобразователей, но также и с точки зрения улучшения использования двигателя по мощности.

Обобщающий вектор напряжения m -фазной машины, отображающий действие всех a, b, c, \dots, m фаз, можно записать в виде

$$\bar{u}_s = \frac{2}{m} (U_a + dU_b + d^2U_c + \dots + d^{m-1}U_m), \quad (5)$$

где $d = \exp(j\frac{2\pi}{m})$ — оператор поворота, связанный с оператором поворота трехфазной машины соотношением

$$a = d \frac{m}{3} = d^N. \quad (6)$$

При соблюдении условия (1) выражение (5) можно переписать в виде

$$\begin{aligned} \bar{u}_s = \frac{2}{m} [& U_a^{(1)} + dU_a^{(2)} + d^{(2)}U_a^{(3)} + \dots + d^{N-1}U_a^{(N)} + \\ & d^N U_b^{(1)} + d^{N+1}U_b^{(2)} + d^{N+2}U_b^{(3)} + \dots + d^{2N-1}U_b^{(N)} + \\ & + d^{2N} U_c^{(1)} + d^{2N+1}U_c^{(2)} + d^{2N+2}U_c^{(3)} + \dots + d^{3N-1}U_c^{(N)}], \quad (7) \end{aligned}$$

где $U_a^{(N)}, U_b^{(N)}, U_c^{(N)}$ — фазные напряжения N -й трехфазной системы.

Группируя члены в (7), принадлежащие одной и той же трехфазной системе, можно получить

$$\bar{u}_s = \frac{1}{N} [\bar{u}_s^{(1)} + d\bar{u}_s^{(2)} + \dots + d^{N-1}\bar{u}_s^{(N)}], \quad (8)'$$

где $\bar{u}_s^{(1)}, \bar{u}_s^{(2)}, \dots, \bar{u}_s^{(N)}$ — обобщающие векторы напряжения

отдельных трехфазных систем. Распространяя подобное правило для получения обобщающего вектора МДС, находим [1]

$$\bar{F} = \frac{1}{N} \left[\bar{F}^{(1)} + d\bar{F}^{(2)} + \dots + d^{N-1} \bar{F}^{(N)} \right], \quad (9)$$

где $\bar{F}^{(1)}, \bar{F}^{(2)}, \dots, \bar{F}^{(N)}$ — обобщающие векторы МДС отдельных трехфазных систем.

Обобщающий вектор напряжения шестифазного двигателя ($m=6$) на основании (8) записываем так:

$$\bar{u}_S = \frac{1}{2} \left[\bar{u}_S^{(1)} + d\bar{u}_S^{(2)} \right], \quad (10)$$

где $d = \exp \left(j \frac{\pi}{3} \right)$.

Для такого двигателя целесообразен сдвиг трехфазных обмоток на 30 эл. град. при сдвиге питающих напряжений на тот же угол [2]. В таком режиме обеспечивается подавление влияния 5-, 7-й и кратных им гармоник на электромагнитный момент двигателя.

Все это справедливо в отношении систем частотного электропривода как с автономными инверторами, так и с непосредственными преобразователями частоты. В последнем случае сдвиг в 30 эл. град. между системами питающих напряжений групп вентильных мостов позволяет снизить содержание высших гармоник в кривой первичного тока [3] за счет исключения 5-й и 7-й гармоник, содержащихся в токе преобразователя при питании по обычной мостовой схеме.

Таким образом, такие схемы обладают улучшенными характеристиками в отношении влияния на питающую сеть, хотя и требуют применения либо нескольких отдельных, либо специальных многообмоточных питающих трансформаторов.

Л и т е р а т у р а

1. Петренко Ю.Н. Разработка и исследование частотного электропривода с асинхронным двигателем при питании от инвертора напряжения. Дис. Минск, 1971. 2. Ильин О.П., Шейна Г.П., Петренко Ю.Н. Об улучшении режима работы тиристорного частотного электропривода. — "Изв. вузов. Энергетика", 1971, № 4. 3. Слежановский О.В. и др. Современное состояние и перспективы развития электроприводов переменного тока с преобразователями частоты с непосредственной связью. — "Электричество", 1973, № 11.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В ТИРИСТОРНОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ С УЧЕТОМ ЗОНЫ КОММУТАЦИИ

В настоящей работе ставится задача получить зависимости скорости (э.д.с.) и тока двигателя в переходном режиме с учетом зоны коммутации и изменения э.д.с. двигателя за период питающего напряжения в виде явных функций времени. Для решения задачи используется метод обобщенных функций [2]. При учете перекрытия анодов в соответствии с [1] предполагается, что угол коммутации зависит от угла открывания вентилей и значения тока главной цепи в начале коммутационного периода и не зависит от изменения тока в зоне коммутации.

Систему уравнений, описывающих переходный процесс в электроприводе (рис. 1), можно представить в виде [3]

$$i + \varepsilon + T \frac{di}{dt} = F(t), \quad (1)$$

$$i_c + T_{эм} \frac{d\varepsilon}{dt} = i \quad (2)$$

при начальных условиях $\varepsilon(0) = \varepsilon_0, i(0) = i_0$.

Функция управления, представляющая собой закон изменения выходного напряжения преобразователя во времени с учетом коммутации вентилей (рис. 2)

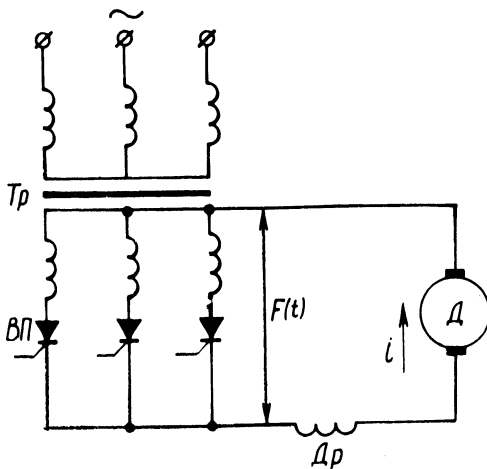


Рис.1. Принципиальная схема.

$$F(t) = \sum_{k=0}^{\infty} \left\{ f_{1k}(t) \left[1(\alpha_t^k) - 1(\alpha_t^k - \gamma_k) \right] + f_{2k}(t) \left[1(\alpha_t^k - \gamma_k) - 1(\alpha_t^{k+1}) \right] \right\}, \quad (3)$$

$$f_{1k}(t) = \cos \frac{\pi}{m} \sin(\beta_t^k + \frac{\pi}{m}); \quad f_{2k}(t) = \sin \beta_t^k,$$

где k — номер интервала проводимости; γ_k — угол коммутации, определяемый выражением (1);

$$\gamma_k = -\alpha + \arccos\left(\cos - \frac{x_{2s}}{E_{KM}} i_k\right), \quad (4)$$

α — угол регулирования, отсчитываемый от точки пересечения синусоид, x_{2s} — приведенный реактанс рассеяния вторичной обмотки трансформатора ($x_{2s} \approx z_k$; $E_{KM} = E_{2M} \sin \frac{\pi}{m}$;

i_k — ток в начале периода коммутации:

$$\beta_t^k = \alpha_t^k + \gamma_0; \quad \alpha_t^k = \omega t - k\lambda; \quad \lambda = 2\pi/m.$$

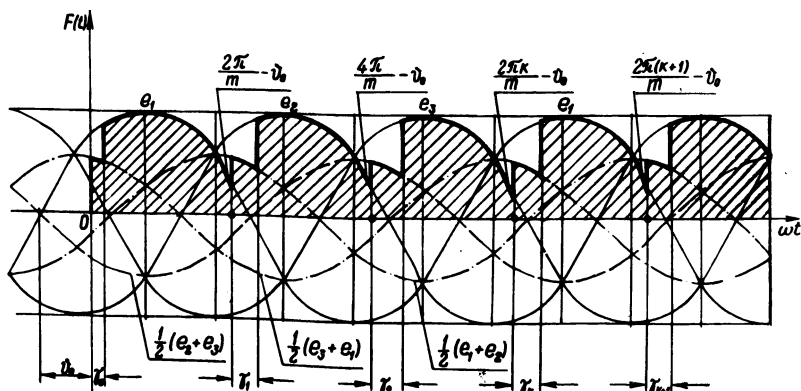


Рис. 2. Линейная диаграмма напряжения преобразователя.

Как известно [3] система (1) — (2) имеет формальное решение

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) = & q \int_0^t (e^{p_1 \xi} - e^{p_2 \xi}) F(t-\xi) d\xi + \\ & + \varepsilon^*(t) - i_c. \end{aligned} \quad (5)$$

Подставляя (3) в (5) и преобразуя интегралы, содержащие единичные функции, по формуле

$$\int_0^t F(\xi) 1[\alpha(t) - \omega \xi] d\xi = 1[\alpha(t)] \int_0^{\alpha(t)/\omega} F(\xi) d\xi, \quad (6)$$

получим

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) = & -i_c + \varepsilon^*(t) - \sum_{k=0}^{\infty} \Phi_{1k}(t,0) [1(\alpha_t^k) - 1(\alpha_t^k - \gamma_k)] - \\ & - \sum_{k=0}^{\infty} \Phi_{2k}(t,0) [1(\alpha_t^k - \gamma_k) - 1(\alpha_t^{k+1})] + \\ & + \sum_{k=0}^{\infty} [\Phi_{1k}(t, \frac{1}{\omega} \alpha_t^k) 1(\alpha_t^k) - \Phi_{1k}(t, \frac{1}{\omega} (\alpha_t^k - \gamma_k)) \times \\ & \times 1(\alpha_t^k - \gamma_k)] + \sum_{k=0}^{\infty} [\Phi_{2k}(t, \frac{1}{\omega} (\alpha_t^k - \gamma_k)) 1(\alpha_t^k - \gamma_k) - \\ & - \Phi_{2k}(t, \frac{1}{\omega} \alpha_t^{k+1}) 1(\alpha_t^{k+1})], \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \text{где } \Phi_{\nu k}(t, z) = & q \int_0^t F_{\nu k}(t, z) dz \quad (\nu = 1, 2), \\ F_{\nu k}(t, z) = & f_{\nu k}(t-z) (e^{p_1 z} - e^{p_2 z}). \end{aligned} \quad (8)$$

Интервал изменения ωt

$$n\lambda \leq \omega t \leq (n+1)\lambda \quad (9)$$

содержит две зоны: 1) зону коммутации ($n\lambda \leq \omega t < n\lambda + \gamma_n$);
2) зону вне коммутации ($n\lambda + \gamma_n \leq \omega t \leq (n+1)\lambda$).

В переходном режиме для обеих зон интервала (9) запишем общее выражение скорости

$$\varepsilon_n^{\nu}(t) = -i_c + \varepsilon^*(t) - \Phi_n^{(\nu)}(t,0) + S_n^{\nu}(t), \quad (10)$$

где ν — порядковый номер ($\nu = 1, 2$) зоны интервала.

Учитывая, что

$$\left. \begin{aligned} 1(\alpha_t^k) &\equiv 1, & k = 0, 1, 2, \dots, n, \\ 1(\alpha_t^k) &\equiv 0, & k = n+1, n+2, \dots, \\ 1(\alpha_t^k - \gamma_k) &= \begin{cases} 0, & \alpha_t^k - \gamma_k < 0; \\ 1, & \alpha_t^k - \gamma_k \geq 0, \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

для зоны коммутации получим

$$\Phi_n^{(1)}(t, 0) = \Phi_{1n}(t, 0), \quad (12)$$

$$S_n^{(1)}(t) = S_n^{(11)} - S_n^{(12)}, \quad (13)$$

$$S_n^{(11)} = \sum_{k=0}^n \Phi_{1k}(t, \frac{1}{\omega} \alpha_t^k) - \sum_{k=0}^{n-1} \Phi_{2k}(t, \frac{1}{\omega} \alpha_t^{k+1}),$$

$$S_n^{(12)} = \sum_{k=0}^{n-1} \Phi_{1k}(t, \frac{1}{\omega} (\alpha_t^k - \gamma_k)) - \sum_{k=0}^{n-1} \Phi_{2k}(t, \frac{1}{\omega} (\alpha_t^k - \gamma_k)).$$

Для зоны коммутации

$$\Phi_n^{(2)}(t, 0) = \Phi_{2n}(t, 0), \quad (14)$$

$$S_n^{(2)}(t) = S_n^{(21)} - S_n^{(22)}$$

$$S_n^{(21)} = \sum_{k=0}^n \Phi_{1k}(t, \frac{1}{\omega} \alpha_t^k) - \sum_{k=0}^{n-1} \Phi_{2k}(t, \frac{1}{\omega} \alpha_t^{k+1}) = S_n^{(11)},$$

$$S_n^{(22)} = S_n^{(12)} - \sum_{\nu=1}^2 (-1)^\nu \Phi_{\nu n}(t, \frac{1}{\omega} (\alpha_t^n - \gamma_n)).$$

После соответствующих подстановок и преобразований найдем

$$S_n^{(2)} = S_n^{(1)} + \sum_{\nu=1}^2 (-1)^\nu \Phi_{\nu n}(t, \frac{1}{\omega} (\alpha_t^n - \gamma_n)). \quad (15)$$

Подставив (8) в (12), (13), а затем (12) и (13) в (10), получим выражение, характеризующее изменение скорости в зоне коммутации;

$$\varepsilon_n^{(1)}(t) = A_1 \sin\left(\beta_t^n + \frac{\pi}{m} + \theta\right) + S_{1n}^{(1)} e^{p_1 t} - S_{2n}^{(2)} e^{p_2 t} \quad (16)$$

где

$$A_1 = q \cos \frac{\pi}{m} \sin(\theta_1 - \theta_2); \quad \theta = \theta_1 + \theta_2; \quad \sin \theta_\nu = \omega / \sqrt{p_\nu^2 + \omega^2},$$

$$\lambda_\nu = \lambda p_\nu / \omega; \quad \eta_\nu = \gamma_\nu + \theta_\nu + \frac{\pi}{m}; \quad \lambda_{k\gamma} = k \lambda_\nu + p_\nu \gamma_k / \omega$$

($\nu = 1, 2$).

Подставляя (8) в (14), (15), а затем (14) и (15) в (10), найдем аналогичное выражение для зоны вне коммутации:

$$\varepsilon_n^{(2)}(t) = A_2 \sin\left(\beta_t^n + \theta\right) + S_{1n}^{(2)} e^{p_1 t} - S_{2n}^{(2)} e^{p_2 t} i_c, \quad (17)$$

где

$$S_{\nu n}^{(2)} = S_{\nu n}^{(1)} + \frac{q}{\omega} \sin \frac{\pi}{m} \sin \theta_\nu \cos(\eta_\nu + \gamma_\nu) e^{-\lambda_{n\gamma}},$$

$$A_2 = q \sin(\theta_1 - \theta_2) \quad (\nu = 1, 2).$$

Используя уравнение (2) и выражения (16), (17), находим соотношение для тока главной цепи в обеих зонах интервала:

$$i_n^{(1)}(t) = i_c + T_{эм} \left[\omega A_1 \cos\left(\beta_t^n + \frac{\pi}{m} + \theta\right) + p_1 S_{1n}^{(1)} e^{p_1 t} - p_2 S_{2n}^{(2)} e^{p_2 t} \right], \quad (18)$$

$$i_n^{(2)}(t) = i_c + T_{эм} \left[\omega A_2 \cos(\beta_t^n + \theta) + p_1 S_{1n}^{(2)} e^{p_1 t} - p_2 S_{2n}^{(2)} e^{p_2 t} \right]. \quad (19)$$

На рис. 3 приведены графики зависимости $\varepsilon = f_1(t)$ и $i = f_2(t)$, рассчитанные по приведенным формулам (кривые 1).

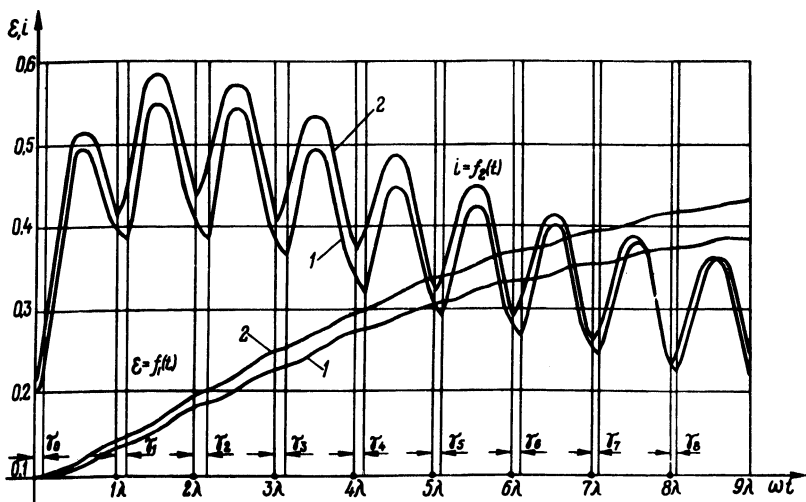


Рис. 3. Графики переходных процессов с учетом (1) и без учета (2) угла коммутации.

Для сравнения на том же рисунке нанесены те же зависимости, но без учета зоны коммутации (кривые 2). Как видно, интенсивность разгона двигателя при расчетах с учетом зоны коммутации снижается, что при значительных углах коммутации может оказать существенное влияние на оценку быстродействия системы. Поэтому при расчетах быстродействующих процессов рекомендуется учитывать влияние зоны коммутации.

Л и т е р а т у р а

1. Булгаков А.А. Новая теория управляемых выпрямителей. М., 1970. 2. Анхимюк В.Л., Караульная Л.Ф., Новицкая В.А. Исследование переходных процессов вентильного электропривода с фазовым управлением методом обобщенных функций. — "Изв. вузов. Энергетика", 1973, №12. 3. Анхимюк В.Л., Караульная Л.Ф., Новицкая В.А. Применение метода обобщенных функций к исследованию переходных процессов тиристорного электропривода при сложном законе изменения угла открывания вентилей. — В настоящем сборнике.

ТИРИСТОРНЫЕ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛИ ПОСТОЯННОГО ТОКА С НЕСКОЛЬКИМИ ВЫХОДНЫМИ НАПРЯЖЕНИЯМИ ДЛЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ МАЛОЙ МОЩНОСТИ

Независимое регулирование скоростей вращения нескольких электродвигателей постоянного тока может производиться с помощью тиристорных преобразователей, состоящих из общего (базового) выпрямителя и индивидуальных по числу электродвигателей цепочек, каждая из которых представляет собой встречно-включенные управляемый и неуправляемый вентили [1]. Для обеспечения условий запираия управляемых вентилей индивидуальных цепочек кривая выходного напряжения базового выпрямителя должна иметь прерывистую форму, что достигается начальным зарегулированием базового выпрямителя при выполнении его по классическим нулевым или мостовым схемам. На рис. 1 приведена схема преобразователя, не требующая начального зарегулирования базового выпрямителя, поэтому он выполнен на неуправляемых вентилях (D1, D2), что значительно упрощает систему управления и увеличивает надежность электропривода в целом. Регулирование скоростей вращения двигателей осуществляется изменением углов открывания вентилей индивидуальных цепочек (D5, D6).

Работу преобразователя поясняют линейные диаграммы напряжений, представленные на рис. 2 (а — напряжение питающей сети; б — выпрямленное).

Регулировочная характеристика преобразователя описывается следующими выражениями:

$$\text{при } 0 < \alpha \leq \frac{2\pi}{3} \quad U_d = \frac{U}{\sqrt{2} \pi} (2 + \cos \alpha),$$

$$\text{при } \frac{2\pi}{3} < \alpha \leq \frac{4\pi}{3} \quad U_d = \frac{U_L}{\sqrt{2} \pi} [1 + \cos(\alpha - 60)],$$

где α — угол открывания вентилей D3, D4; U_L — действующее значение линейного напряжения питающей сети.

Среднее значение выпрямленного напряжения при полностью открытых вентилях

$$U_{d0} = 0,676 U_L.$$

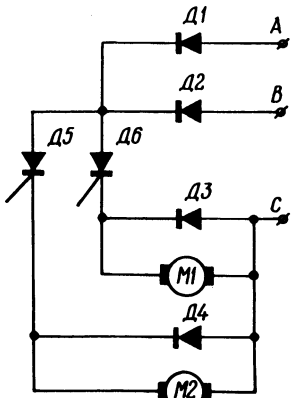


Рис. 1 .

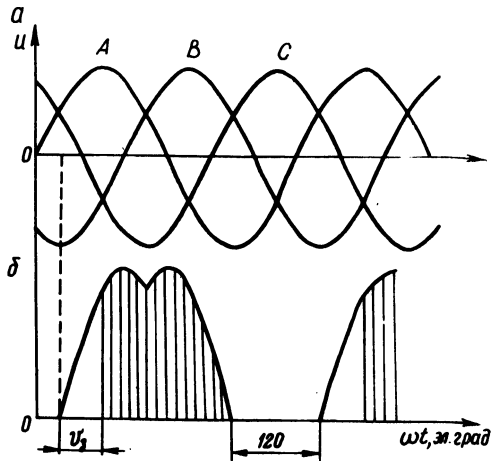


Рис. 2 .

Дополнительные потери в цепи нагрузки, вызванные пульсациями выходного напряжения [2], определены в виде относительных удельных дополнительных потерь (σ) при $\omega T=1$:

$$\sigma = \frac{1}{2 U_{d0}^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{U_{km}^2}{k^2},$$

где ω — угловая частота питающей сети; T — электромагнитная постоянная времени цепи выгрузки; U_{km} — амплитудное значение напряжения k -ой гармоники; $k = mn$ — номер гармоники; m — число импульсов выпрямленного напряжения за период изменения напряжения сети; n — натуральный ряд чисел.

Приближенная величина квадрата действующего значения переменной составляющей тока нагрузки ($I_{f пр}^2$) определяется следующим образом [2]:

$$i_{f пр}^2 = i_{\delta}^2 \frac{\sigma}{\omega^2 T^2},$$

где $i_{\delta} = \frac{U_{d0}}{r}$ — базовая величина тока; r — активное сопротивление цепи нагрузки.

На рис. 3 для сравнения представлены кривые изменения ϵ в функции относительного выходного напряжения (C_U) рассматриваемого преобразователя (1) и преобразователей, общие выпрямители которых выполнены по однофазным мостовым полууправляемой и симметричноуправляемой схемам (2) и по трехфазной нулевой схеме (3).

Анализ граничных режимов произведен с помощью обобщенных уравнений [3], справедливых для квазиустановившегося режима работы m -фазного выпрямителя на противо-э.д.с.

В кривой напряжения, приложенного к двигателю (рис. 2, а), выделим два участка: первый при $0 < \alpha \leq -\frac{2\pi}{3}$; второй при $\frac{2\pi}{3} < \alpha \leq -\frac{4\pi}{3}$. Подставив в обобщенные уравнения [3]

параметры, характеризующие эти участки, получим следующие зависимости, определяющие зону прерывистых токов:

$$\text{при } 0 < \alpha \leq -\frac{2\pi}{3}$$

$$\epsilon_{гр} = \frac{\cos \theta}{1 - \exp(-2\pi \text{ctg} \theta)} \left\{ \left\{ \sin \theta \left[\exp \left[-\left(\frac{4\pi}{3} + \vartheta_3 \right) \text{ctg} \theta + \exp \left[-\left(\frac{2\pi}{3} + \vartheta_3 \right) \text{ctg} \theta \right] \right] - \sin(\vartheta_3 - \theta) \exp(-2\pi \text{ctg} \theta) \right] \right\} \right\},$$

$$i_{ср}^* = -\epsilon + \frac{1}{\pi} \left[-\frac{1}{2} \cos \vartheta_3 + 1 \right];$$

$$\text{при } \frac{2\pi}{3} < \alpha \leq -\frac{4\pi}{3}$$

$$\epsilon_{гр} = \frac{\cos \theta}{1 - \exp(-2\pi \text{ctg} \theta)} \left\{ \sin \theta \exp \left[-\left(\frac{2\pi}{3} + \vartheta_3 \right) \text{ctg} \theta \right] - \sin \left(\vartheta_3 - \frac{\pi}{3} - \theta \right) \exp(-2\pi \text{ctg} \theta) \right\},$$

$$i_{ср}^* = -\epsilon + \frac{1}{2\pi} \left[\cos \left(\vartheta_3 - \frac{\pi}{3} \right) + 1 \right],$$

где $\epsilon_{гр} = \frac{E_{гр}}{U_6}$ — относительное значение граничной э.д.с.

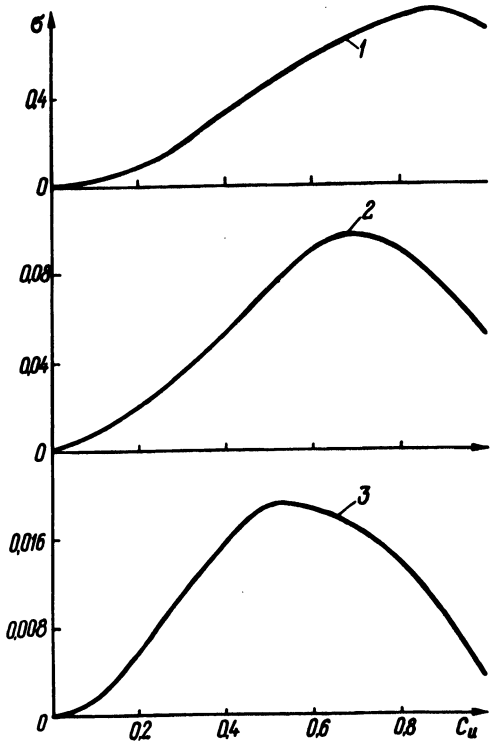


Рис. 3.

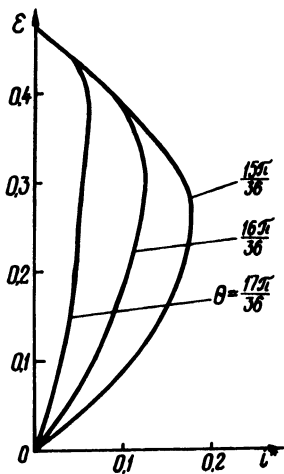


Рис. 4.

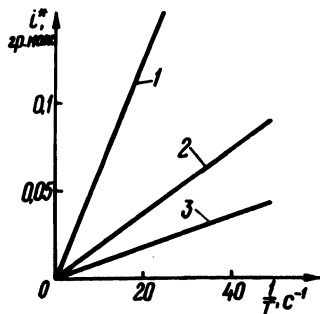


Рис. 5.

областей прерывистого и непрерывного режимов; U_6 — величина базового напряжения. За базовое напряжение принимается амплитуда синусоидального напряжения питания U_m ; i_{cp}^* — $= \frac{i_{cp}}{U_6 \omega L}$ — относительное значение среднего тока; $\theta = \arctg \frac{\omega L}{r}$; L — индуктивность цепи нагрузки; γ_3 — угол зажигания вентиля.

Зависимости $\epsilon_{гр} = f(i_{cp}^*)$, рассмотренные для значений $\theta = \frac{15\pi}{36}$; $\frac{16\pi}{36}$; $\frac{17\pi}{36}$ (соответственно $T = 0,012$;

0,018; 0,0364 с), приведены на рис. 4. По этим кривым определена зависимость $i_{гр, макс}^* = f\left(\frac{1}{T}\right)$, которая представ-

лена на рис. 5 для сравнения с аналогичными зависимостями других схем [4] (обозначения на рис. 5 такие же, как на рис. 3).

Численные значения некоторых величин, характеризующих сравниваемые схемы, приведены в табл. 1.

Таблица 1.

Схема, по которой выполнен общий выпрямитель	$\sigma_{макс}^* \times 10^3$	$K_{гр}$	$\alpha_{мин}$	$U_{до}^1$	β	l	$C_u = \frac{220}{U_{до}}$	α_{220}
Схема рис. 1	780	46,2	$27^{\circ}24'$	228	N	0,856		$31^{\circ}10'$
Однофазная мостовая	полууправляемая	98	18	$35^{\circ}18'$	310	2+N	0,644	$73^{\circ}30'$
	симметричноуправляемая	98	18	$32^{\circ}28'$	315	4+N	0,644	$73^{\circ}30'$
Трехфазная нулевая	19,5	8,8	$20^{\circ}41'$	242	3+N	0,853		$31^{\circ}50'$

Примечание. 1. При анализе работы общих выпрямителей преобразователей, построенных по рассматриваемому принципу, необходимо учитывать наличие нулевых вентилях. 2. Принятые обозначения: $\sigma_{макс}$ — максимальное значение относительных удельных дополнительных потерь; $K_{гр} = i_{гр, макс}^* T$ — коэффициент, характеризующий максимальное значение ширины зоны прерывистого тока; $\alpha_{мин}$ — минимальный угол открывания тиристоров преобразователя, работающего на противо-э.д.с. [5]; $U_{до}^1$ — выходное напряжение преобразователя, соответствующее углу $\alpha_{мин}$; l — количество управляемых вентилях; N — количество независимо регулируемых электродвигателей; α_{220} — угол открывания вентилях, обеспечивающий средневыпрямленное напряжение 220 В.

Из анализа табл. 1, рис. 3 и 5 следует, что тиристорный преобразователь, приведенный на рис. 1, обладает рядом достоинств, именно: малым количеством вентилях, а следовательно, простой системой управления и более высокой надежностью в сравнении с другими рассмотренными преобразователями. Недостатками его являются большие пульсации выпрямленного нап-

ряжения, более широкая зона прерывистых токов. Эти недостатки частично устраняются введением в цепь нагрузки дополнительной индуктивности.

Преобразователь может быть рекомендован для применения в приводах малой мощности.

Л и т е р а т у р а

1. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Романов В.В. Вентильный многодвигательный электропривод. Авт. свид. №350121. — "Бюл. изобр.," 1972, №26.
2. Михеев Н.Н., Романов В.В., Фираго Б.И. Определение действующего значения переменной составляющей тока нагрузки управляемых выпрямителей. — "Изв. вузов. Энергетика", 1970, №6.
3. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н. Анализ электромагнитных процессов выпрямителя. — В сб.: Электроэнергетика. Вып. 2, Минск, 1971.
4. Орлова Р.Т. Граничные условия непрерывного тока в тиристорном электроприводе. — "Электричество", 1968, №7.
5. Алексеева Н.А., Андреев Г.И., Морговский Ю.Я. Тиристорные регулируемые электроприводы постоянного тока. М., 1970.

О.Ф. Опейко

К РАСЧЕТУ ПОЗИЦИОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА С ПЕРЕМЕННОЙ СТРУКТУРОЙ

Позиционный электропривод с безынерционным преобразователем при известных допущениях описывается уравнениями

$$\begin{aligned} T \dot{\alpha} &= e, \\ \tilde{\theta} \dot{e} &= iR, \end{aligned} \quad (1)$$

$$TR \frac{di}{dt} = -e - iR + bu.$$

На структурной схеме (рис. 1) и в уравнениях (1) приняты обозначения: α — угол поворота вала двигателя, e — э.д.с. двигателя, i — ток; R — сопротивление якорной цепи; u — управляющее воздействие на входе преобразователя; b — коэффициент усиления; $T_{\text{и}}$ — постоянная интегрирования, θ и T — электромеханическая и электромагнитная постоянные времени.

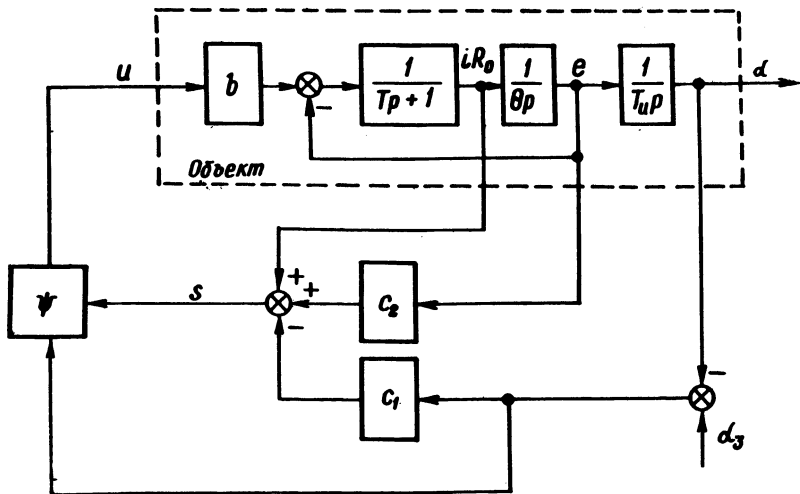


Рис. 1. Структурная схема системы электропривода с переменной структурой.

В системе с переменной структурой (СПС) с объектом третьего порядка (1) управление u имеет вид [1].

$$u = -\psi_1(\alpha - \alpha_3) - \psi_2 e, \quad (2)$$

где

$$\psi_1 = \begin{cases} \beta_1 & \text{при } (\alpha - \alpha_3)s \geq 0, \\ \gamma_1 & \text{при } (\alpha - \alpha_3)s \leq 0, \end{cases} \quad \psi_2 = \begin{cases} \beta_2 & \text{при } es \geq 0, \\ \gamma_2 & \text{при } es \leq 0. \end{cases}$$

Здесь $s = c_1(\alpha - \alpha_3) + c_2 e + iR$, c_1, c_2 — постоянные коэффициенты; α_3 — ступенчатое задающее воздействие.

Движение системы оканчивается скользящим режимом в плоскости $s = 0$ фазового пространства. Возможен такой выбор параметров управляющего устройства, что процесс почти целиком происходит в скользящем режиме. Это благоприятно с точки зрения динамики и позволяет понизить чувствительность к изменениям параметров.

Рассмотрим вопрос о рациональном выборе управления (2). Устойчивость движения в плоскости $s = 0$ достигается тем, что $c_1 > 0$, $c_2 > 0$. Условие существования скользящего движения в плоскости $s = 0$ имеет вид [1]

$$\dot{s} \leq 0, \quad (3)$$

где $\dot{s} = c_1(\dot{\alpha} - \dot{\alpha}_3) + c_2\dot{e} + R \frac{di}{dt}$.

Подставляя в последнее выражение производные фазовых координат из (1) и управление (2), получим

$$\dot{s} = (\alpha - \alpha_3) \left(-\frac{c_1 c_2}{\theta} + \frac{c_1}{T} + \frac{b \psi_1}{T} \right) + e \left(\frac{c_1}{T_{\mu}} - \frac{c_2^2}{\theta} - \frac{1}{T} + \frac{c_2}{T} + \frac{b \psi_2}{T} \right), \quad (4)$$

откуда следуют необходимые и достаточные условия скольжения на всей плоскости $s = 0$

$$b \gamma_1 \leq c_1 (1 - c_2 T / \theta) \leq b \beta_1, \quad (5)$$

$$b \gamma_2 \leq c_1 \frac{T}{T_{\mu}} - c_2^2 \frac{T}{\theta} - 1 + c_2 \leq b \beta_2. \quad (6)$$

Характеристическое уравнение системы (1) с управлением (2) при $\psi_{1,2} = \beta_{1,2} > 0$ не имеет неотрицательных действительных корней, что необходимо и достаточно для попадания на плоскость $s = 0$ при любых начальных условиях.

Управляющее устройство наиболее просто, если $\psi_2 = \beta_2 = \gamma_2 = 0$, т.е. коммутируется лишь обратная связь по сигналу ошибки (рис. 1), и $\beta_1 = -\gamma_1$. Тогда условие (6) невыполнимо, поскольку c_1 и c_2 рассчитаны исходя из требований к динамике [1]. Но это еще не означает необходимости второй коммутируемой обратной связи. Так, если движение в плоскости $s = 0$ монотонно, (5) и (6) не являются необходимыми и заменяются более слабым условием.

Система уравнений скользящего движения в плоскости $s = 0$

$$\left. \begin{aligned} T_{\mu} \dot{\alpha} &= e; \\ \theta \dot{e} &= -c_1 (\alpha - \alpha_3) - c_2 e, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

имеет характеристические числа

$$p_{1,2} = -\frac{c_2}{2\theta} \pm \sqrt{\frac{c_2^2}{4\theta^2} - \frac{c_1}{\theta T_{\text{и}}}}. \quad (8)$$

Ее решение

$$\left. \begin{aligned} \alpha - \alpha_3 &= d_1 \exp p_1 t + d_2 \exp p_2 t, \\ e &= T_{\text{и}} (p_1 d_1 \exp p_1 t + p_2 d_2 \exp p_2 t), \end{aligned} \right\} (9)$$

где d_1 и d_2 зависят от начальной точки скользящего движения.

Подстановка в (4) выражений (9) при $\psi_2 = 0$ и $p_{1,2} < 0$ дает необходимые и достаточные условия скользящего режима на всей плоскости $s = 0$:

$$b \beta_1 \geq \left| c_1 \left(1 - c_2 \frac{T}{\theta}\right) + T_{\text{и}} p_{1,2} \left(\frac{T}{T_{\text{и}}} c_1 - \frac{T}{\theta} c_2^2 - 1 + c_2\right) \right|. \quad (10)$$

Неравенства (10) позволяют определить β_1 , при котором фазовая точка не выйдет из плоскости $s = 0$.

В случае комплексных корней (8) выполнение (5), (6) так же не обязательно. Обозначим $\delta = \frac{c_2}{2\theta}$, $\omega = \sqrt{\frac{c_2^2}{4\theta^2} - \frac{c_1}{\theta T_{\text{и}}}}$.

Тогда общее решение системы (7) имеет вид

$$\left. \begin{aligned} \alpha - \alpha_3 &= d (\exp(-\delta t)) \sin(\omega t - \varphi), \\ e &= -T_{\text{и}} d (\exp(-\delta t)) (\delta \sin(\omega t - \varphi) - \omega \cos(\omega t - \varphi)). \end{aligned} \right\} (11)$$

Здесь d и φ зависят от начальной точки скользящего режима.

Подставляя (11) в (4) и полагая $\psi_2 = 0$, получим условие, аналогичное (10):

$$b \beta_1 \geq \left| (b_1 - b_2 T_{\text{и}} \delta) + b_2 T_{\text{и}} \omega \operatorname{ctg}(\omega t - \varphi) \right|, \quad (120)$$

где $b_1 = c_1 \left(1 - c_2 \frac{T}{\theta}\right)$, $b_2 = c_1 \frac{T}{T_{\text{и}}} - c_2 \frac{T}{\theta} - 1 + c_2$.

Очевидно, (12) нарушается в окрестностях точек $t = (\varphi + k\pi) / \omega$. Покажем, что эти окрестности можно сделать достаточно малыми. Моменты $t_{1,2}$, когда (12) выполняется как равенство, удовлетворяют уравнению

$$\omega t_{1,2} - \varphi = \pm \operatorname{arccctg} \frac{b \beta_1 + (b_1 - b_2 T_H \delta)}{b_2 \omega T_H} + k\pi. \quad (13)$$

Скольльзящий режим отсутствует в течение интервалов

$$\Delta t = t_1 - t_2 = \frac{1}{\omega} \left(\operatorname{arccctg} \frac{b \beta_1 + b_1 - b_2 T_H \delta}{b_2 T_H \omega} + \operatorname{arccctg} \frac{b \beta_1 - b_1 + b_2 T_H \delta}{b_2 T_H \omega} \right). \quad (14)$$

Равенство (14) показывает, что $\Delta t \rightarrow 0$ при $\beta_1 \rightarrow \infty$. Кривая переходного процесса существенно не изменится, если β_1 выбрано так, что Δt много меньше времени регулирования.

При больших β_1 практически весь переходный процесс происходит в скольльзящем режиме, и показатели качества регу-

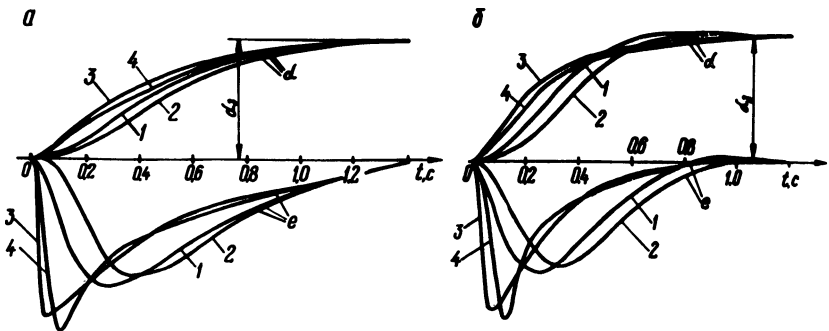


Рис. 2. Переходные процессы в системе, когда коэффициенты c_1 и c_2 удовлетворяют условию кратности корней (а) и когда c_1 и c_2 обеспечивают технический оптимум при нормальных значениях параметров (б).

лирования полностью определяются корнями (8). Задавая желаемые p_1, p_2 можно определить c_1 и c_2 из (8).

На рис. 2 показаны переходные процессы, полученные моделированием на АВМ. Расчетные параметры объекта: $T_{и} = 2c, \theta = 0,4c, T = 0,05c, b = 1$. Если корни кратные, $p_1 = p_2 = -4,25c^{-1}$, что получается при $c_1 = T_{и} c_2^2 / 4\theta, c_1 = 14,5, c_2 = 3,4$, переходный процесс имеет вид кривой 1 (рис. 2,а). Принято $\beta_1 = 50$. Кривые 2,3,4 получаются при изменившихся параметрах: кривая 2 — при $T = 0,2c$, кривая 3 — при $\theta = 0,04c$, кривая 4 — при $\theta = 0,04, T = 0,2c$. Пусть корни комплексные и удовлетворяют техническому оптимуму $p_{1,2} = \delta \pm j\delta$, где $\delta = -4,25c^{-1}$. Тогда из (8) получаем $c_1 = 28,9, c_2 = 3,4$. Пусть $\beta_1 = 50$. Переходный процесс показан на рис. 2,б (кривая 1). Процессы 2,3,4 (рис. 2,б) получаются при тех же изменениях параметров, что и в предыдущем случае. Результаты моделирования показывают возможность изложенного подхода к синтезу.

Л и т е р а т у р а

1. Теория систем с переменной структурой. Под ред. С.В. Емельянова. М., 1970.

В.Л. Анхимюк, Н.Н. Михеев, В.Н. Сацукевич

ТИРИСТОРНЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД ОПТИКООБРАБАТЫВАЮЩИХ СТАНКОВ С РЕВЕРСОРОМ В ЦЕПИ ВОЗБУЖДЕНИЯ ДВИГАТЕЛЯ

Рассматриваемый тиристорный электропривод, разработанный для серийной гаммы многошпиндельных оптикообрабатывающих станков, позволяет осуществлять независимое регулирование скорости электродвигателей шпинделей, механизмов качания и реверс шпинделей. В схеме используется выпрямитель с несколькими независимо регулируемыми выходными напряжениями [1], а реверс электродвигателей шпинделей осуществляется изменением направления потока возбуждения.

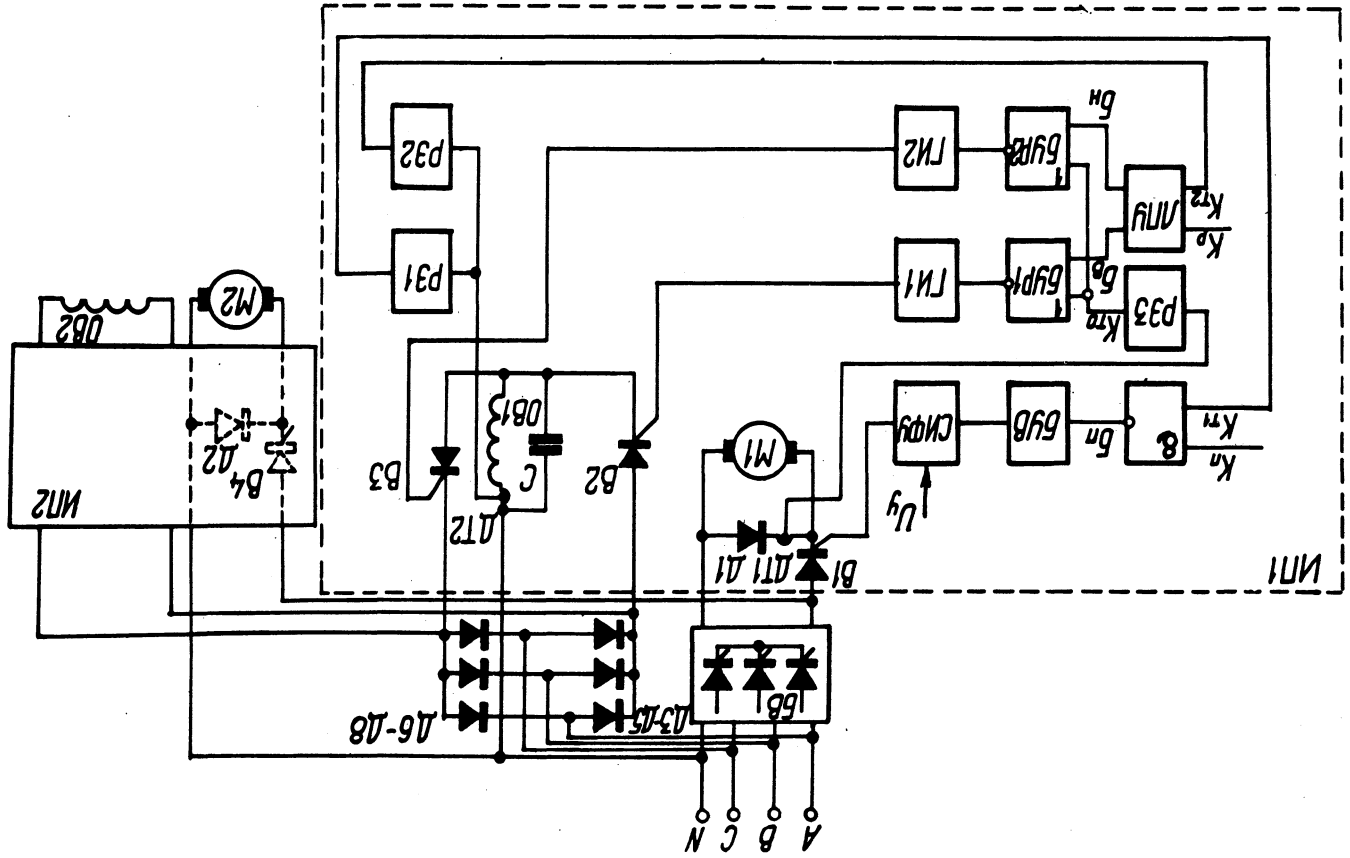


Рис. 1. Функциональная схема тиристорного бесконтактного электродвигателя.

На рис. 1 приведена принципиальная схема тиристорного привода с двумя электродвигателями (к преобразователю подключено 12 двигателей). Питание якорных цепей двигателей осуществляется от базового выпрямителя БВ, выполненного по трехфазной нулевой схеме, через индивидуальные вентильные цепочки, состоящие из управляемых отдельных (В1, В4) и неуправляемых шунтирующих (Д1, Д2) вентилей. Базовый выпрямитель работает с фиксированным углом регулирования вентилей $\alpha > 30$ эл.град. Обмотки возбуждения двигателей шпинделей питаются от двух неуправляемых выпрямителей (Д3 - Д5 и Д6 - Д8) через индивидуальные тиристоры (В2, В3 для обмотки возбуждения ОВ1) с емкостным отключением (конденсатор С) [2]. Скорость двигателей регулируется независимо друг от друга посредством изменения углов регулирования вентилей В1 и В4.

При номинальном токе в обмотке возбуждения ОВ1 двигателя шпинделя М1, величина которого контролируется датчиком тока ДТ2, на выходе релейных элементов РЭ1 и РЭ2 появляются сигналы $K_{T1} = 1$ и $K_{T2} = 1$, которые подаются на вход логического переключающего трехпозиционного устройства (ЛПУ) и элемента И-НЕ. Пуск двигателя шпинделя М1 осуществляется подачей сигнала $K = 1$ на второй вход элемента И-НЕ. На выходе И-НЕ блокирующий сигнал $B_{\Pi} = \overline{K \cdot K_{T1}}$ становится рав-

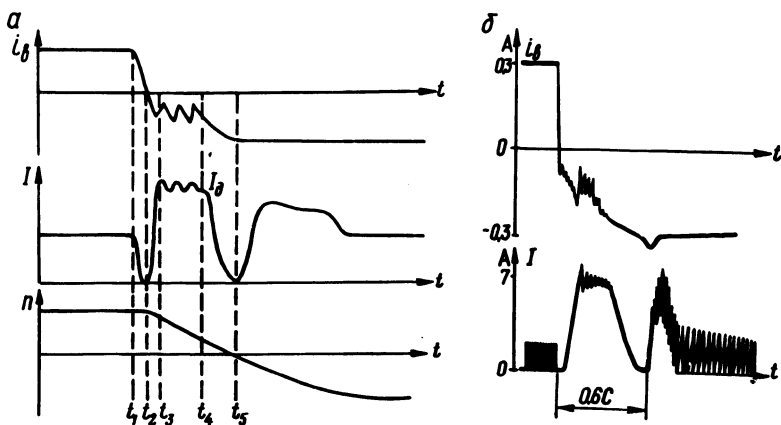


Рис. 2. Диаграммы изменения тока возбуждения, тока якоря и скорости (а) и осциллограммы изменения тока возбуждения и тока якоря (б) при реверсе электродвигателя.

ным 0 и блокирующее устройство выпрямителя БУВ разрешает работу системы импульсно-фазового управления (СИФУ).

Команда на реверс двигателя осуществляется изменением сигнала K_p на входе ЛПУ с 0 на 1 (или наоборот) в момент t_1 (рис. 2,а). Работа ЛПУ описывается выражениями:

$$B_H = S(\bar{K}_p; K_p \bar{K}_{T2} \bar{B}_B); B_B = S(K_p; \bar{K}_p \bar{K}_{T2} \bar{B}_H),$$

где B_H, B_B — сигналы управления блокирующими устройствами БУР1 и БУР2 реверсора; $S(\bar{K}_p; K_p \bar{K}_{T2} \bar{B}_B)$; $S(K_p; \bar{K}_p \bar{K}_{T2} \bar{B}_H)$ — операторы "Состояние" алгебры состояний и событий.

При изменении K_p включаются блокирующие устройства БУР1 ($B_B = 1$) и БУР2 ($B_H = 1$), вследствие чего отключаются генераторы импульсов ГИ1 и ГИ2, тиристоры В2 и В3 оказываются отключенными, а ток возбуждения i_B уменьшается. При уменьшении тока i_B до заданной величины на выходе РЭ1 сигнал K_{T1} становится равным 0, что приводит к блокированию СИФУ выпрямителя ($B_H = 1$). При дальнейшем уменьшении тока возбуждения на выходе РЭ2 сигнал K_{T2} также становится равным 0, что приводит к переключению ЛПУ ($B_H = 0; B_B = 1$) и включению ГИ2. В момент t_2 к обмотке возбуждения прикладывается напряжение обратной полярности и ток возбуждения возрастает. При этом начинается режим динамического торможения. В случае превышения током динамического торможения допустимой величины в момент t_3 на выходе РЭ3 появляется сигнал ограничения тока $K_{TO} = 1$, что обеспечивает включение БУР1 и БУР2. Генераторы импульсов ГИ1 и ГИ2 отключаются и напряжение с ОВ1 снимается, ток возбуждения уменьшается, что приводит к уменьшению э.д.с. двигателя и тока динамического торможения i_D . Уменьшение тока i_D приводит к появлению сигнала $K_{TO} = 0$ на выходе РЭ3 и отключению БУР1 и БУР2, напряжение снова подается на ОВ1. Ток возбуждения опять нарастает. Такие переключения происходят до момента t_4 , когда э.д.с. двигателя станет мала, и соответственно i_D будет меньше допустимого.

Дальнейшее нарастание тока возбуждения происходит при быстром уменьшении тока i_d . В момент t_5 при скорости двигателя, близкой к нулю, ток возбуждения достигает величины, близкой к номинальной, и на выходе РЭ1 появляется сигнал $K_{T1} = 1$, отключающий БУВ и разрешающий работу СИФУ. Начинается пуск двигателя в противоположном направлении (рис. 2, б).

Пренебрегая индуктивностью якорной цепи, систему уравнений, описывающих процесс динамического торможения, представим в виде

$$\nu \varphi + i^* = 0; \quad \theta \frac{d\nu}{dt} + \mu_{ст} = \varphi i^*, \quad (1)$$

где $\nu = \frac{n}{n_n}$, $\varphi = \frac{\Phi}{\Phi_n}$, $i^* = \frac{i}{i_b}$ — соответственно относительные значения скорости, магнитного потока и тока двигателя; θ — электромеханическая постоянная времени привода; $i_b = \frac{E_n}{R_a}$ — базовое значение тока; E_n — номинальное значение э.д.с. двигателя; $\mu_{ст} = \frac{M_{ст}}{c\Phi_n i_b}$ — относительное значение статического момента.

Известно, что при реверсе

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

где τ — электромагнитная постоянная времени обмотки возбуждения.

Полагая, что $\varphi_{нач} = \varphi_{кон}$ и учитывая (2), найдем:

$$\frac{\nu}{\nu_{нач}} = K_\nu \left(1 - \frac{\mu_{ст}}{\nu_{нач}} K_\mu\right) = K_\nu K_N, \quad (3)$$

где $K_N = 1 - \frac{\mu_{ст}}{\nu_{нач}} \cdot K_\mu$;

$$K_\nu = \exp \left[- \frac{\varphi_{кон}^2 \tau}{\theta} \left(B - 2e^{-\frac{t}{\tau}} + 4e^{-\frac{t}{\tau}} + \frac{t}{\tau} \right) \right], \quad (4)$$

$$K_{\mu} = \frac{\tau}{\theta} \int_{\frac{t}{\tau}}^{\frac{t}{\tau_0}} \exp \left[-\frac{\varphi_{\text{кон}}^2 \tau}{\theta} \left(B - 2e^{-\frac{t}{\tau}} + 4e^{-\frac{t}{\tau_0}} + \frac{t}{\tau} \right) \right] x \, d\frac{t}{\tau}, \quad (5)$$

$B = -2,19$ — постоянный коэффициент.

На основании формул (4) и (5) построены зависимости $K_{\nu} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$ (рис. 3,а) и $K_{\mu} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$ (рис. 3,б) при

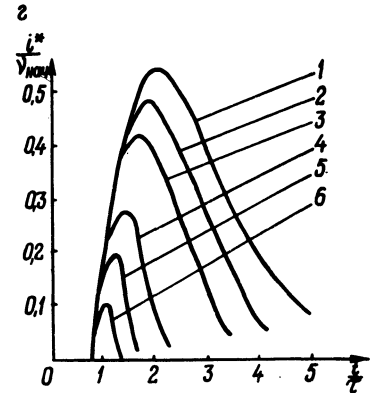
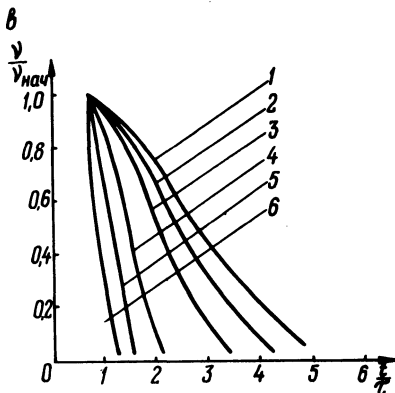
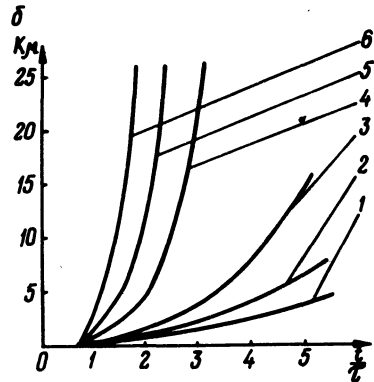
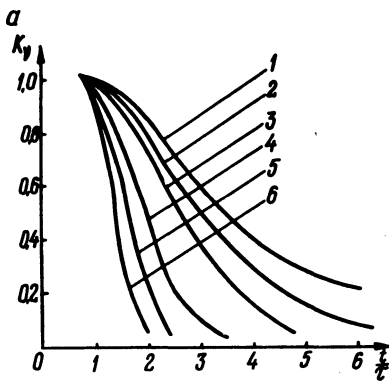


Рис. 3. Графики зависимостей:

а— $K_{\nu} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$; б— $K_{\mu} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$; в— $\frac{\nu}{\nu_{\text{нач}}} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$ при $\frac{\mu_{\text{ст}}}{\nu_{\text{нач}}} = 0,2$; г— $\frac{i_{\text{нач}}^*}{\nu_{\text{нач}}} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$ при $\frac{\mu_{\text{ст}}}{\nu_{\text{нач}}} = 0,2$; нач

(1—при $\frac{\tau}{\theta} = 0,5$; 2—при $\frac{\tau}{\theta} = 0,7$; 3—при $\frac{\tau}{\theta} = 1$; 4—при $\frac{\tau}{\theta} = 2,5$; 5—при $\frac{\tau}{\theta} = 5$; 6—при $\frac{\tau}{\theta} = 10$).

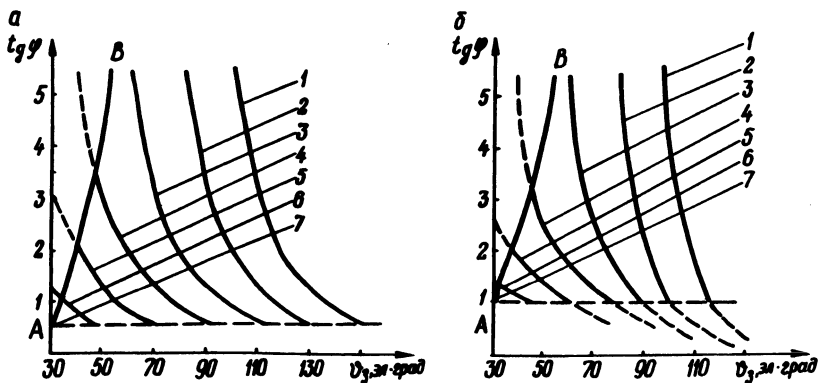


Рис. 4. Зависимость $\operatorname{tg} \varphi = f(\gamma_3)$ для $\tau = 0$ (а) и

$\tau = \infty$ (б):

1—при $\lambda_3 = 0$ эл.град; 2—20; 3—40; 4—60; 5—80; 6—100; 7— τ 120 эл.град.

различных соотношениях $\frac{\tau}{\theta}$, которые позволяют определить значение скорости $\frac{v}{v_{\text{нач}}}$ при любом соотношении $\frac{\mu_{\text{ст}}}{v_{\text{нач}}}$ в момент времени $\frac{t}{\tau}$. На рис. 3, в приведены зависимости изменения скорости $\frac{v}{v_{\text{нач}}} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$ при соотношении $\frac{\mu_{\text{ст}}}{v_{\text{нач}}} = 0,2$ — и различных соотношениях $\frac{\tau}{\theta}$, полученные

на основании рис. 3, а, 3, б и формулы (3). Величина тока динамического торможения определяется из уравнения (1)

$$i^* = -v\varphi. \quad (6)$$

На рис. 3, г приведены зависимости изменения тока $\frac{i^*}{v_{\text{нач}}} = f\left(\frac{t}{\tau}\right)$ при различных соотношениях $\frac{\tau}{\theta}$ и $\frac{\mu_{\text{ст}}}{v_{\text{нач}}} = 0,2$.

Исследование электромагнитных процессов в реверсоре возбуждения позволяет определить необходимую величину отключающей емкости C при известной постоянной времени цепи возбуждения τ , длительности импульса тока тиристора λ_T , угла зажигания γ_3 . Зависимости $\operatorname{tg} \varphi = f(\gamma_3)$ при различных значениях λ_T для случая активной нагрузки ($\tau = 0$)

показаны на рис. 4,а и для случая индуктивной нагрузки ($\tau = \infty$) — на рис. 4,б. Здесь $\operatorname{tg} \varphi = \omega RC$, где ω — круговая частота питающей сети; R — сопротивления нагрузки.

Показанные зависимости ограничены условием зажигания (линия АВ), в соответствии с которым в момент открывания вентиля мгновенное значение напряжения питания должно быть больше или равно напряжению на емкости. Собственная частота колебаний контура, образованного обмоткой возбуждения и емкостью, обеспечивает быстрое спадание тока возбуждения до нуля при команде на реверсирование, что значительно уменьшает зону неуправления электродвигателем при реверсе по цепи возбуждения.

Результаты расчетов по приведенным зависимостям близко совпадают с экспериментальными данными, полученными на промышленной установке.

Л и т е р а т у р а

1. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Романов В.В. Вентильный многодвигательный электропривод. Авт. свид. №350121. "Бюл. изобр." 1972, №26.
2. Иванчук Б.Н., Липман Р.А., Рувинов Б.Я. Тиристорные усилители постоянного тока. М., 1964.

Л.С. Писарик, В.В. Романов

КОНТРОЛЬ ЗАДАННОЙ ОБЛАСТИ РАБОТЫ ГЕНЕРАТОРА

В установках электропривода с автономным генератором бывает необходимо контролировать определенную область работы генератора в координатах его внешней характеристики $U = f(I)$. Рассмотрим случай, когда границами заданной области являются прямые, исходящие из начала координат (рис.1).

Задача заключается в том, чтобы обеспечить получение сигнала о выходе рабочей точки генератора за пределы области А, ограниченной лучами 1 и 2.

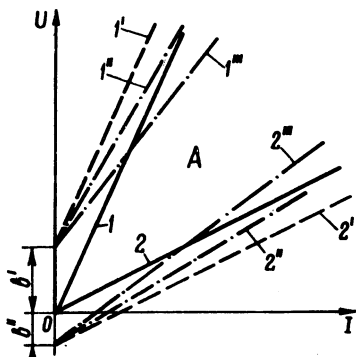


Рис. 1. Положение контролируемых устройством границ:

1, 2 — заданные границы;
 1', 2', 1'', 2'', 1''', 2'' — контролируемые.

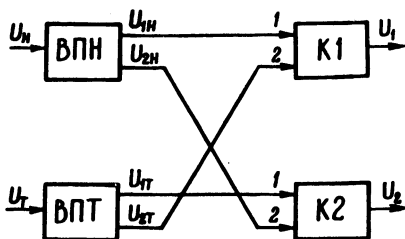


Рис. 2. Блок-схема устройства контроля.

Выполнение данной задачи можно обеспечить с помощью устройства, блок-схема которого приведена на рис. 2. Здесь ВПН и ВПТ — входные преобразователи напряжения и тока генератора, имеющие два выхода каждый.

Выходные напряжения преобразователей определяются напряжениями на их входах и соответствующими коэффициентами пропорциональности $k_{1Н}, k_{2Н}, k_{1Т}, k_{2Т}$, так что

$$U_{1Н} = k_{1Н} U_H, \quad U_{2Н} = k_{2Н} U_H, \quad (1)$$

$$U_{1Т} = k_{1Т} I_T, \quad U_{2Т} = k_{2Т} I_T. \quad (2)$$

На входы ВПН и ВПТ поданы напряжения, пропорциональные величинам напряжения U и тока I генератора:

$$U_H = \alpha U, \quad U_T = \beta I. \quad (3)$$

Выходные напряжения преобразователей поступают на входы двух идентичных компараторов K1 и K2 (рис. 2).

Компараторы выполнены таким образом, что сигнал (напряжение) на выходе компаратора имеет место при условии, когда напряжение на первом входе превышает напряжение на вто-

ром входе на величину, не меньшую, чем Δu_k , которая характеризует погрешность сравнения компаратора. Для упрощения анализа примем, что величина Δu_k постоянна в рабочем диапазоне входных напряжений компаратора и одинакова для режимов появления и исчезновения выходного сигнала. Тогда условие существования сигнала U_1 запишется так:

$$U_{1н} \geq U_{2г} + \Delta u_k. \quad (4)$$

Учитывая (1), (2), (3), получаем, что условие (4) можно представить в таком виде:

$$U \geq I \frac{k_{2г} \beta}{k_{1н} \alpha} + \frac{\Delta u_k}{k_{1н} \alpha}. \quad (4')$$

Аналогично условием существования сигнала U_2 является неравенство

$$U_{1г} \geq U_{2н} + \Delta u_k \quad (5)$$

или

$$U \leq I \frac{k_{1г} \beta}{k_{2н} \alpha} - \frac{\Delta u_k}{k_{2н} \alpha}. \quad (5')$$

Выражения (4') и (5') показывают, что в системе координат U, I генератора рабочие точки, в которых устройство контроля сигнализирует о выходе генератора из области А или о входе в эту область, располагаются на двух прямых, определяемых уравнениями

$$U = k' I + b'; \quad U = k'' I + b'', \quad (6)$$

где

$$k' = \frac{k_{2г} \beta}{k_{1н} \alpha}; \quad k'' = \frac{k_{1г} \beta}{k_{2н} \alpha}; \quad b' = \frac{\Delta u_k}{k_{1н} \alpha}; \quad b'' = - \frac{\Delta u_k}{k_{2н} \alpha}.$$

При этом выход рабочей точки генератора из области А через границу (1) сопровождается появлением сигнала U_1 , а выход через границу (2) — появлением сигнала U_2 . При входе рабочей точки в область А сигнал U_1 или U_2 исчезает.

Прямые по уравнениям (6) и (7) являются, таким образом, контролируемыми границами области А.

Угловое положение контролируемых границ определяют величины k' и k'' . Подбором значений коэффициентов k_{2T} и k_{1H} , k_{2H} и k_{1T} можно обеспечить такие же углы наклона

контролируемых границ к осям U, I , какие имеют заданные границы области А. Однако, из-за наличия в уравнениях (6) слагаемых b' и b'' контролируемые границы оказываются в этом случае не совпадающими с заданными, а лишь параллельными им (линии 1' и 2' на рис. 1).

Обусловленную этим неточность контроля области А можно оценить величиной расстояния Δu между контролируемой и заданной границами. Определяя это расстояние из соотношений аналитической геометрии, получаем для границ 1 и 2 соответственно

$$\Delta_1 = \frac{\Delta u \cdot k}{\sqrt{(k_{1H} \alpha)^2 + (k_{2T} \beta)^2}}, \quad (8)$$

$$\Delta_2 = \frac{\Delta u \cdot k}{\sqrt{(k_{2H} \alpha)^2 + (k_{1T} \beta)^2}}.$$

Из полученных выражений видно, что неточность контроля каждой границы прямо пропорциональна погрешности компаратора и может быть уменьшена выбором больших значений коэффициентов пропорциональности преобразователей тока и напряжения. Здесь следует отметить, что большая точность контроля заданной области достигается при непараллельном расположении границ, как показано на рис. 1 (границы 1'', 1''', 2'', 2'''). Окончательный выбор положения контролируемых границ, т.е. выбор отношений $\frac{k_{2T}}{k_{1H}}$ и $\frac{k_{1T}}{k_{2H}}$, зависит от того, на ка-

ких участках заданных границ более важна высокая точность их контроля. Если в каждом входном преобразователе нет взаимного влияния первого и второго выходов, то эта схема обеспечивает независимую настройку положения каждой контролируемой границы в отдельности.

Вариант практической реализации рассмотренной блок-схемы, разработанный применительно к требованиям контроля области работы тягового генератора электротрансмиссии автомобиля в режимах постоянства мощности, представлен на рис. 3.

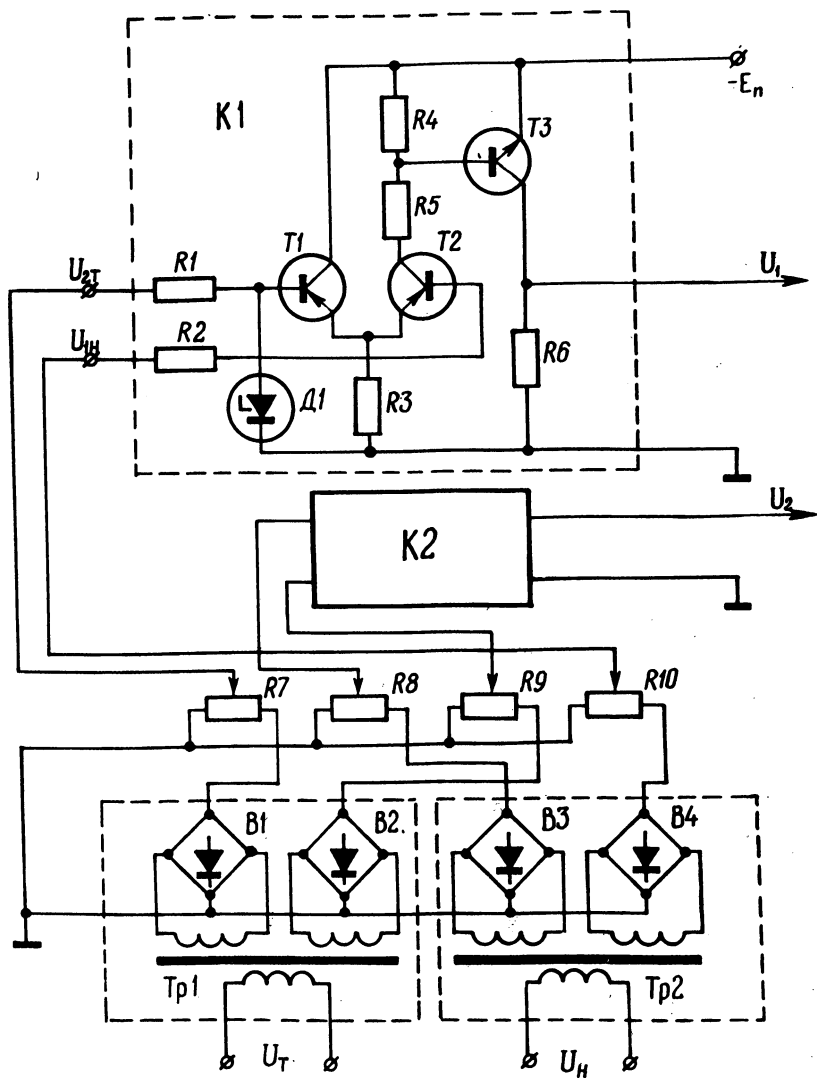


Рис. 3. Принципиальная схема устройства контроля.

На первичные обмотки трансформаторов подаются напряжения U_T и U_H , пропорциональные току и напряжению контролируемого генератора.

Устройство работает следующим образом. До тех пор, пока напряжение U_{1H} на первом входе компаратора K1 меньше

напряжения $U_{2т}$ на его втором входе, транзистор Т1 открыт, а транзисторы Т2 и Т3 закрыты, и напряжение U_1 на выходе К1 равно нулю. Когда напряжение $U_{1н}$ превысит $U_{2т}$ на величину $\Delta U_k \approx 0,1$ В, Т1 закрывается, а Т2 и Т3 открываются, и на выходе К1 появляется сигнал напряжения.

Исчезновение выходного сигнала компаратора происходит при уменьшении ΔU до значения, практически равного тому же, при котором появляется выходное напряжение, т.е. "коэффициент возврата" компаратора близок к единице.

Испытания работы описанного устройства с трансмиссией автомобиля показали соответствие практических результатов теоретическому анализу, приведенному выше. В частности, испытания подтвердили простоту и гибкость устройства в части независимой точной настройки положения каждой контролируемой границы заданной области работы генератора.

Следует отметить, что, используя принципы, заложенные в разработанную блок-схему (рис. 2), возможно реализовать устройства для контроля областей работы генератора и с иными расположением и формой границ.

В.Л. Беляев, В.Г. Сидоров, Б.И. Фираго

СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТРЕХФАЗНО-ТРЕХФАЗНЫМ ОДНОПОЛУПЕРИОДНЫМ ТИРИСТОРНЫМ ЦИКЛОКОНВЕРТОРОМ ДЛЯ РЕВЕРСИВНОГО АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

Значительное место в исследованиях по частотнорегулируемому электроприводу занимают работы, посвященные использованию непосредственных преобразователей частоты (НПЧ) или циклоконверторов. Регулирование скорости асинхронного двигателя с помощью однополупериодного циклоконвертора получило название квазичастотного управления.

Циклоконверторы для квазичастотного управления с небольшим числом силовых тиристоров (например, 10 штук для реверсивного электропривода) и простой системой управления целесообразно применять в приводах, где требуется периодически получать пониженные скорости, но недопустимо использование электродвигателей со щеточным контактом.

В настоящей работе рассматривается система управления трехфазно-трехфазным однополупериодным циклоконвертором, си-

ловая схема которого состоит из пяти встречно-параллельных тиристорных ячеек.

Система управления (СУ) разработана для реверсивного асинхронного электропривода и удовлетворяет следующим требованиям: а) обеспечивает перевод циклоконвертора из режима квазичастотного управления в режим фазового управления и обратно; б) осуществляет бесконтактный реверс двигателя как на номинальной, так и пониженной частоте; в) допускает работу циклоконвертора во всех режимах как с нулевым, так и без нулевого провода, обеспечивает раздельное регулирование частоты и амплитуды выходного напряжения в режиме квазичастотного управления и амплитуды — в режиме фазового управления; г) обеспечивает защиту тиристорov по управляющему электроду.

Логическая схема СУ приведена на рис. 1. Управление тиристорами циклоконвертора осуществляется по трем каналам. Каждый канал состоит из фазосмещающего устройства, двух логических схем ИЛИ, двух схем ЗАПРЕТ, двух схем И и двух выходных усилителей. Канал, построенный таким образом, управляет парой тиристорov, подключенных к одной из фаз сети. Фазосмещающее устройство работает на интегральном принципе и выполнено на магнитном усилителе ТУМ-А1-11 (рис. 2, элементы 1—3 на рис. 1), который включен по схеме с самонасыщением и выходом на переменном токе. Включение резисторов R_1 — R_4 , стабилитронов СТ1—СТ2 позволяет исключить влияние тока холостого хода магнитного усилителя на четкость и крутизну регулируемого по фазе фронта выходного сигнала.

Правильно настроенная схема обеспечивает диапазон регулирования угла до 150 эл.град. Такое фазосмещающее устройство, как все устройства на интегральном принципе, характеризуется весьма высокой помехоустойчивостью и стабильностью работы. Кроме того, оно допускает суммирование входных сигналов и сигналов обратных связей и обеспечивает синхронизацию СУ с питающей сетью. Схема ЗАПРЕТ (например, элементы 4—10 на рис. 1) снимает управляющие импульсы при срабатывании узла сброса (элементы 48—49), модулирует входной сигнал прямоугольным высокочастотным напряжением (6 кГц) и обеспечивает циклическое включение тиристорov с заданной низкой частотой в режиме квазичастотного управления.

Выходные усилители (элементы 24—33) формируют импульсы управления достаточной для надежного отпираания тиристо-

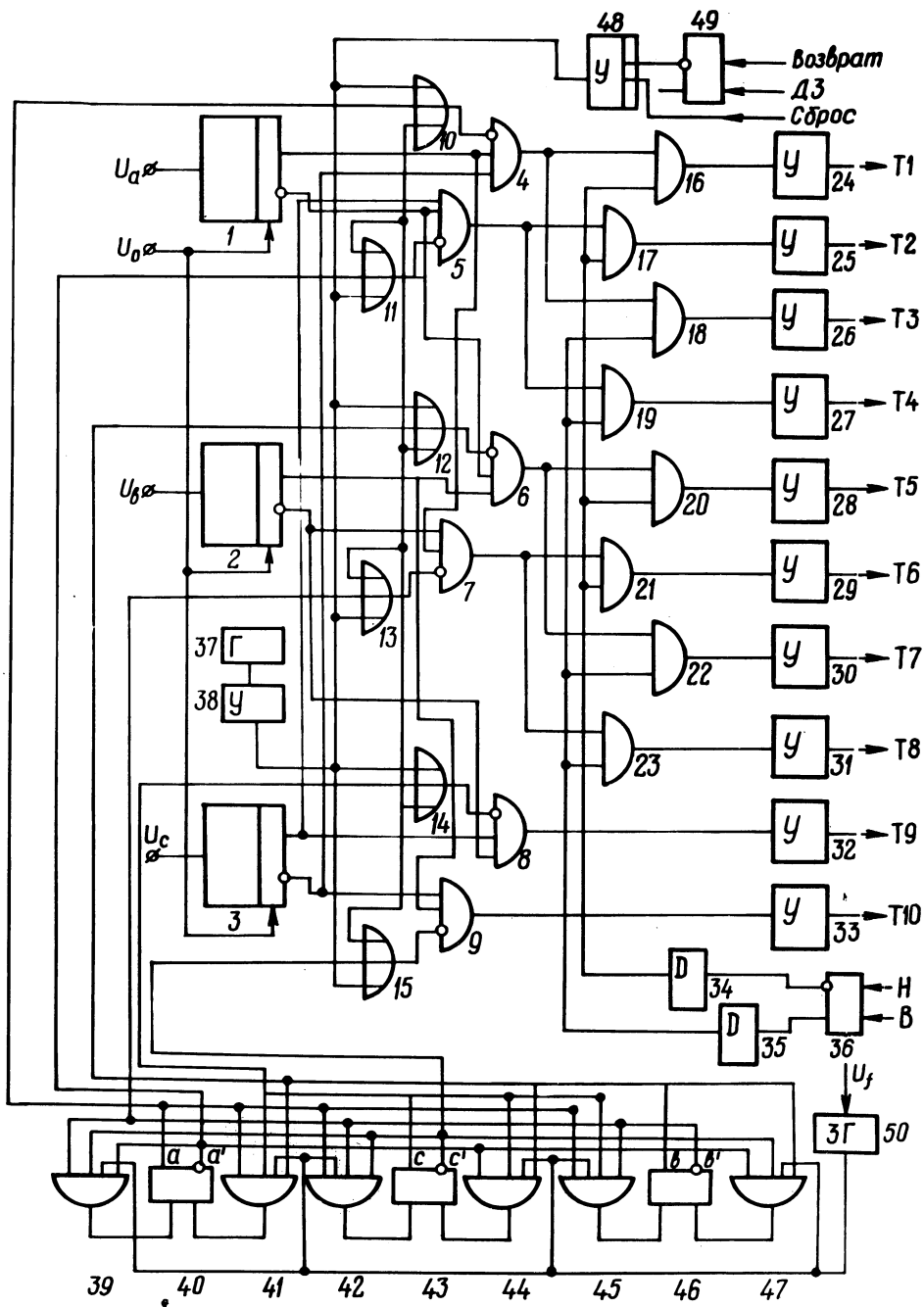


Рис. 1. Логическая схема системы управления преобразователем.

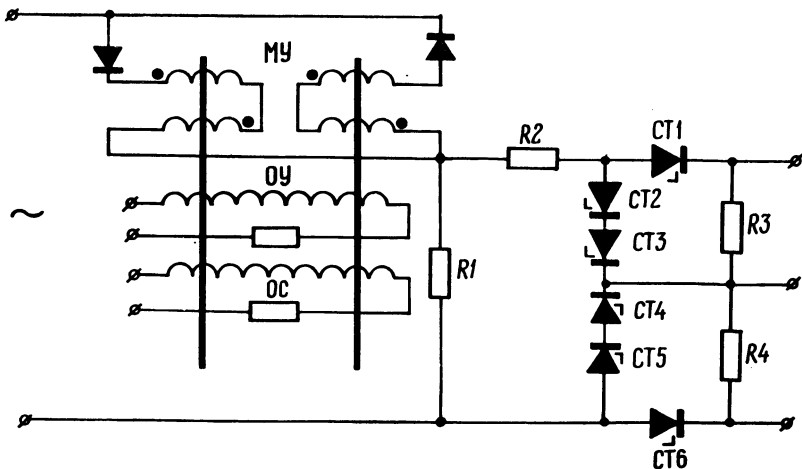


Рис. 2. Схема фазосмещающего устройства.

ров амплитуды и мощности. Усилители включены по схеме с трансформаторным выходом для гальванической развязки СУ от напряжения сети и согласования транзисторного каскада усилителя с нагрузкой.

Кроме элементов, входящих в один из каналов управления, в СУ имеется ряд узлов, общих для всех каналов: источник модулирующего напряжения, узел реверса, кольцевой счетчик с датчиком низкой частоты и узел сброса импульсов управления. Источник модулирующего напряжения состоит из мультивибратора 37 и усилителя 38. На выходе схемы формируется импульсное прямоугольное напряжение с частотой 6 кГц, которое подается на инверсный вход схемы ЗАПРЕТ. В результате этого на выходе схемы ЗАПРЕТ сигнал управления преобразуется в пачку высокочастотных прямоугольных импульсов с частотой 6 кГц. Такая модуляция сигнала управления необходима для пропускания широкого импульса на тиристоры при минимальных габаритах выходных импульсных трансформаторов.

В узел реверса входят триггер 36 и два устройства задержки 34 и 35. Импульс выбора направления вращения подается на соответствующий вход триггера, а сигналы с плеч триггера управляют схемами совпадения И (элементы 16—23) таким образом, чтобы обеспечить подачу импульсов управления на тиристорные ячейки в соответствии с заданным направлением вращения двигателя. Задержка сигналов с выходов триггера необходима для исключения прохождения импульсов управления на

тиристоры вступающей в работу ячейки до тех пор, пока не затухнет ток в ранее проводившем тиристоре, который присоединен к той же выходной фазе, но к входной другой, так как в противном случае возможно короткое замыкание между фазами сети.

Режим квазичастотного управления осуществляется отключением к инверсным входам элементов ЗАПРЕТ сигналов кольцевого счетчика (элементы 39—47) [1].

Выходное напряжение с плеч каждого триггера кольцевой схемы подается в соответствующую схему ЗАПРЕТ, поэтому напряжение в выходных фазах циклоконверторов также сдвинуто на $1/3$ периода выходной частоты. Это обеспечивает симметрию выходного напряжения по первой гармонике. Датчик низкой частоты или задающий генератор (элемент 50) представляет собой мультивибратор. Частота колебаний задающего генератора регулируется изменением напряжения смещения на базах транзисторов. Для расширения диапазона регулирования частоты используется подпитка баз транзисторов через стабилитроны и разделительные диоды. Диапазон регулирования частоты генератора достигает 44 (от 14 до 600 Гц).

Следует отметить, что частота выходного напряжения циклоконвертора в соответствии с коэффициентом деления кольцевого счетчика в шесть раз ниже частоты задающего генератора. Структура СУ такова, что при наличии сигнала от кольцевой схемы преобразователь работает в режиме квазичастотного регулирования, при отключении кольцевой схемы от элементов ЗАПРЕТ он автоматически переводится в режим фазового управления.

Чтобы обеспечить нормальную работу циклоконвертора на нагрузку как с нулевым проводом, так и без него, в данной СУ на прямые входы элементов ЗАПРЕТ подаются не только основные сигналы с фазосмещающих устройств данного канала, но и дополнительные, с фазосмещающих устройств других каналов.

Узел сброса предназначен для снятия импульсов управления в связи с аварийным режимом (сверхтоки), либо по команде на отсоединение нагрузки от первичной сети. На входы триггера 49 подаются сигнал от датчиков токовой защиты и импульс от кнопки ВОЗВРАТ, непосредственно на вход усилителя 48 подается сигнал СБРОС на снятие импульсов управления по технологическим причинам. Датчики защиты построены на основе трансформаторов тока [2].

В ходе испытаний разработанной СУ выявлено, что система удовлетворяет поставленным требованиям: имеет высокую помехоустойчивость (сбоев от помех не наблюдалось), не требует дополнительной наладки при повторном изготовлении, занимает объем вместе с блоком питания около 35 дм³, потребляет мощность около 180 Вт, может быть выполнена полностью на серийных элементах (32 элемента серии "Логика--Г").

Л и т е р а т у р а

1. Фираго Б.И., Готовский Б.С., Лисс З.А. Тиристорные циклоконверторы. Минск, 1973. 2. Готовский Б.С., Фираго Б.И., Шейна Г.П. Быстродействующая защита трехфазных тиристорных преобразователей от перегрузки. — В сб.: Устройства преобразовательной техники. Вып. 4. Киев, 1970.

В.Г. Сидоров, П.П. Примшиц, Г.П. Шейна

НАГРУЗОЧНОЕ УСТРОЙСТВО ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПАССАЖИРСКОГО ЛИФТА

Нагрузочная характеристика лифта определяется выражением

$$M_c = f(\omega) = \text{const}, \quad (1)$$

причем в зависимости от нагрузки кабины лифта и положения ее в шахте момент сопровождения принимает значения

$$-M_{c1} \leq M_c \leq M_{c2}. \quad (2)$$

Для экспериментального исследования электроприводов используются механические, гидравлические и электрические нагрузочные устройства [1].

Электромашинная нагрузочная система представляет собой агрегат, состоящий из нескольких электрических машин постоянного и переменного тока. Эти системы более универсальны: они позволяют моделировать как двигательные, так и тормозные моменты, изменяющиеся в соответствии с заданными функциями:

$$M_c = f(\omega), M_c = f(t), M_c = f(s), \dots$$

Для моделирования момента сопротивления в соответствии с условиями (1) и (2) применяют агрегаты, состоящие из 4 — 5 электрических машин [1]. Управление таким устройством осуществляется замкнутой системой регулирования. Значительные габариты и конструктивная сложность известных нагрузочных устройств потребовали разработки схем нагрузочных агрегатов.

Были разработаны и исследованы два нагрузочных устройства: а) на базе асинхронной машины повышенного скольжения; б) с использованием машины постоянного тока, тиристорного выпрямителя и замкнутой САР.

Принципиальной основой нагрузочного устройства с асинхронной машиной повышенного скольжения является то, что при неизменном питающем напряжении и скольжениях $s \approx 0,66$ электромагнитный момент машины изменяется в зависимости от скольжения незначительно (на 5—8%). Требуемую величину его можно изменять путем регулирования питающего напряжения с помощью автотрансформатора или тиристорного регулятора напряжения, а значение знака момента — изменением направления вращения магнитного потока. Такая нагрузочная установка представляет конструктивно простое параметрическое устройство, имеющее высокую надежность и стабильные характеристики.

Однако асинхронный двигатель во избежание перегрева необходимо питать пониженным напряжением и поэтому он имеет в 5—6 раз большую габаритную мощность по сравнению с исследуемым двигателем. Кроме того, в зоне скольжений $s = 1,2$ (для двухполосных асинхронных машин при частоте вращения 600 об/мин) механические характеристики нагрузочного асинхронного двигателя сильно деформированы пятой гармоникой м.д.с. [2]. Исследования показали, что аналогичный деформированный участок имеют характеристики машин серий А, А2, МТ, АК, а величина скачка в зоне деформации часто превышает 25% от момента при $s \leq 1,2$.

Агрегат с нагрузочной машиной постоянного тока и тиристорным преобразователем выполнен с сильной отрицательной обратной связью по току с отсечкой. С целью упрощения принята бестрансформаторная однофазная мостовая силовая схема преобразователя на четырех тиристорах Т1—Т4 (рис. 1), а для уменьшения пульсаций тока в якорную цепь нагрузочной машины (НМ) включен дроссель (Др).

В системе управления преобразователем использован магнитный усилитель (МУ) ТУМ-А5-11 с самонасыщением и вы-

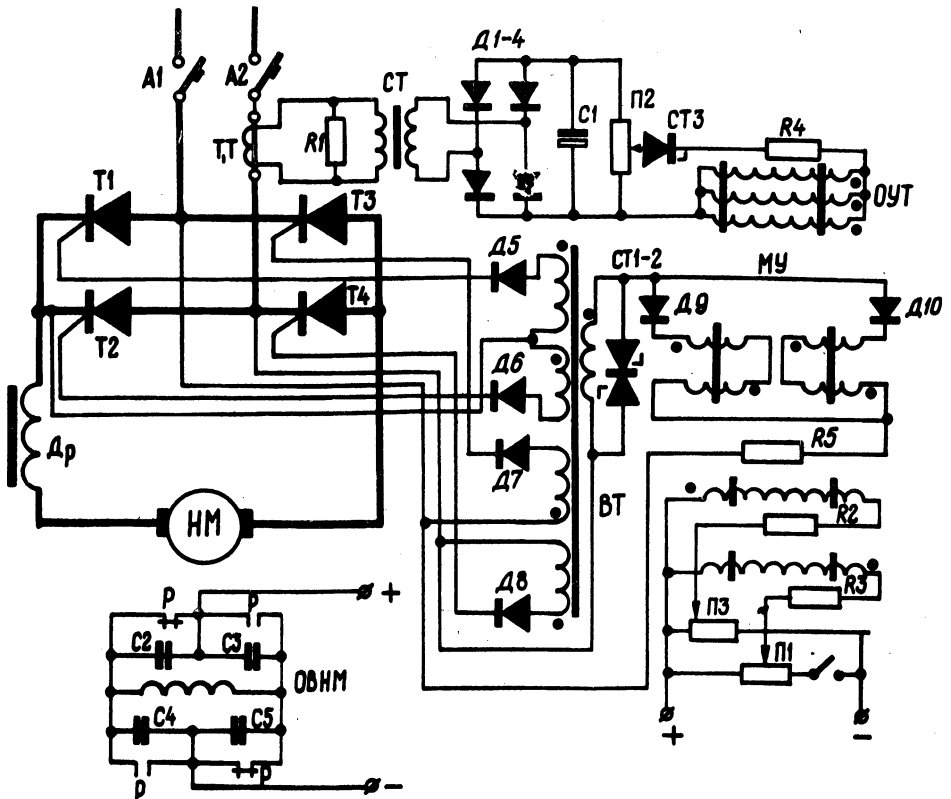


Рис. 1. Схема нагрузочного устройства с тиристорным прямым и машиной постоянного тока.

ходом на переменном токе. МУ выполняет одновременно функции суммирующего устройства и фазорегулятора импульсов управления тиристорами.

Выходной трансформатор (ВТ) формирует систему узких импульсов управления, обеспечивающих необходимый порядок включения тиристоров Т1—Т4 преобразователя. Для ограничения амплитуды импульсов первичная обмотка трансформатора шунтирована стабилитронами СТ1—СТ2.

Диоды Д5—Д8 служат для исключения импульсов отрицательной полярности на управляющих переходах тиристоров Т1—Т4. Фаза управляющих импульсов и, следовательно, величина выходного напряжения тиристорного преобразователя определяется моментом насыщения магнитопровода магнитного усилителя, т.е. суммарной м.д.с. обмоток усилителя. Токовая обратная связь с

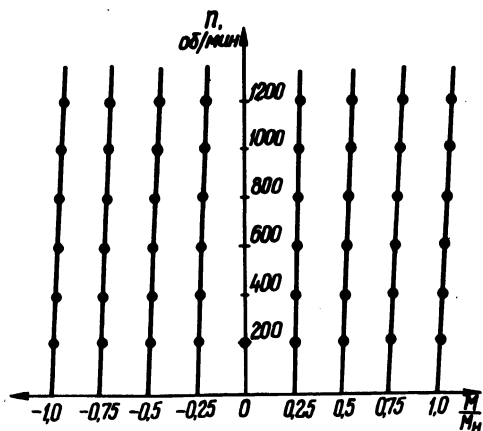


Рис. 2. Экспериментальные характеристики тиристорного нагрузочного устройства.

отсечкой выполнена с помощью трансформатора тока (ТТ). Согласующий трансформатор (СТ) увеличивает коэффициент обратной связи. Выпрямитель на диодах Д1—Д4, конденсатор фильтра С1, потенциометр установки П2 и отсекающий стабилитрон СТЗ обеспечивают формирование сигнала токовой обратной связи.

Рабочая характеристика данной нагрузочной установки представляет "упорный" участок статической характеристики системы НМ. Изменяя потенциометром П2 установку токовой отсечки, можно регулировать значение момента в пределах от 0,1 до номинального момента двигателя НМ. Варьируя задающее напряжение потенциометром П1, обеспечиваем требуемую зону характеристик "упора" по скорости. Знак момента изменяется с помощью контакторного реверсора (Р) в цепи возбуждения НМ. В схеме предусмотрены устройства контроля, защиты и сигнализации. Анализ экспериментальных нагрузочных характеристик показал, что при изменении частоты вращения исследуемого привода от нуля до номинального значения (≈ 1000 об/мин), момент нагрузки изменяется в пределах, не превышающих 2—8% (рис. 2).

Л и т е р а т у р а

1. Мамедов В.М. Электродинамическое моделирование электроприводов. Л., 1964.
2. Пиотровский Л.М. Электрические машины. М., 1949.

АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО МОМЕНТА АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ С ПОМОЩЬЮ АВМ

Для анализа электромагнитных процессов в асинхронном двигателе (АД) широко используются электронные вычислительные машины, позволяющие быстро выявить влияние различных факторов и параметров системы электропривода на характер протекания электромагнитных процессов в АД. Применение аналоговых вычислительных машин (АВМ) позволяет получать результаты решения уравнений электромагнитных процессов в АД при достаточной точности. Результаты решения можно наблюдать на экране осциллографа и фотографировать. Если на модель частотного электропривода подаются реальные формы кривых фазных напряжений и токов двигателя [1], то автоматически учитываются изменения формы напряжений и параметров двигателя при различных режимах частотного управления.

На зажимы АД, питаемого от преобразователя частоты с непосредственной связью (НПЧ), подается в общем случае несимметричная трехфазная система несинусоидальных по форме напряжений, что оказывает определенное влияние на величину и характер изменения во времени электромагнитного момента двигателя.

Электромагнитные процессы в АД описываются системой нелинейных дифференциальных уравнений, которая имеет более простой вид при использовании метода результирующих пространственных векторов [2]. В соответствии с [2] электромагнитный момент АД

$$M_{\vartheta} = \frac{3}{2} p \operatorname{Im} \left[\hat{\Psi}_{\text{S}} \cdot \bar{i}_{\text{S}} \right], \quad (1)$$

где p – число пар полюсов; $\bar{\Psi}_{\text{S}}$, \bar{i}_{S} – мгновенные значения результирующих пространственных векторов соответственно потокосцепления и тока статора АД; $\hat{\Psi}_{\text{S}}$ – вектор, сопряженный с вектором $\bar{\Psi}_{\text{S}}$.

Значения вектора $\bar{\Psi}_{\text{S}}$ можно получить из результирующих пространственных векторов напряжения (\bar{u}_{S}) и тока (\bar{i}_{S}) статора АД, решив следующее уравнение относительно $\bar{\Psi}_{\text{S}}$:

$$\bar{u}_{\text{S}} = r_{\text{S}} \bar{i}_{\text{S}} + \frac{d \bar{\Psi}_{\text{S}}}{dt}, \quad (2)$$

где r_{S} – активное сопротивление обмотки статора Т-образной схемы замещения АД.

Мгновенные значения векторов \bar{u}_s и i_s связаны с мгновенными значениями фазных напряжений u_A, u_B, u_C и фазных токов i_A, i_B, i_C выражениями

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_s &= \frac{2}{3} [u_A + \bar{a}u_B + (\bar{a})^2 u_C], \\ \bar{i}_s &= \frac{2}{3} [i_A + \bar{a}i_B + (\bar{a})^2 i_C], \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где \bar{a} - единичный вектор поворота на 120 эл. град.;

$$\bar{a} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}, \quad (\bar{a})^2 = -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}. \quad (4)$$

Для решения уравнений (1), (2), (3) на АВМ представим векторы $\bar{u}_s, \bar{i}_s, \bar{\psi}_s$ в виде составляющих по осям $\alpha - \beta$ прямоугольной системы координат, неподвижной относительно статора АД:

$$\bar{u}_s = u_{s\alpha} + ju_{s\beta}, \quad \bar{i}_s = i_{s\alpha} + ji_{s\beta}, \quad \bar{\psi}_s = \psi_{s\alpha} + j\psi_{s\beta}. \quad (5)$$

Учитывая (3), (4) и (5), запишем составляющие $u_{s\alpha}, u_{s\beta}, i_{s\alpha}, i_{s\beta}$ через мгновенные значения фазных напряжений и токов:

$$\left. \begin{aligned} u_{s\alpha} &= \frac{2}{3} u_A - \frac{1}{3} (u_B + u_C), \quad u_{s\beta} = \frac{1}{\sqrt{3}} (u_B - u_C), \\ i_{s\alpha} &= \frac{2}{3} i_A - \frac{1}{3} (i_B + i_C), \quad i_{s\beta} = \frac{1}{\sqrt{3}} (i_B - i_C). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Составляющие $\psi_{s\alpha}, \psi_{s\beta}$ получаются из (2) и (5) в виде

$$\psi_{s\alpha} = \int (u_{s\alpha} - r_s i_{s\alpha}) dt; \quad \psi_{s\beta} = \int (u_{s\beta} - r_s i_{s\beta}) dt. \quad (7)$$

Раскрывая (1) с учетом (5), получим

$$M_{\varepsilon} = \frac{3}{2} p (\psi_{s\alpha} i_{s\beta} - \psi_{s\beta} i_{s\alpha}). \quad (8)$$

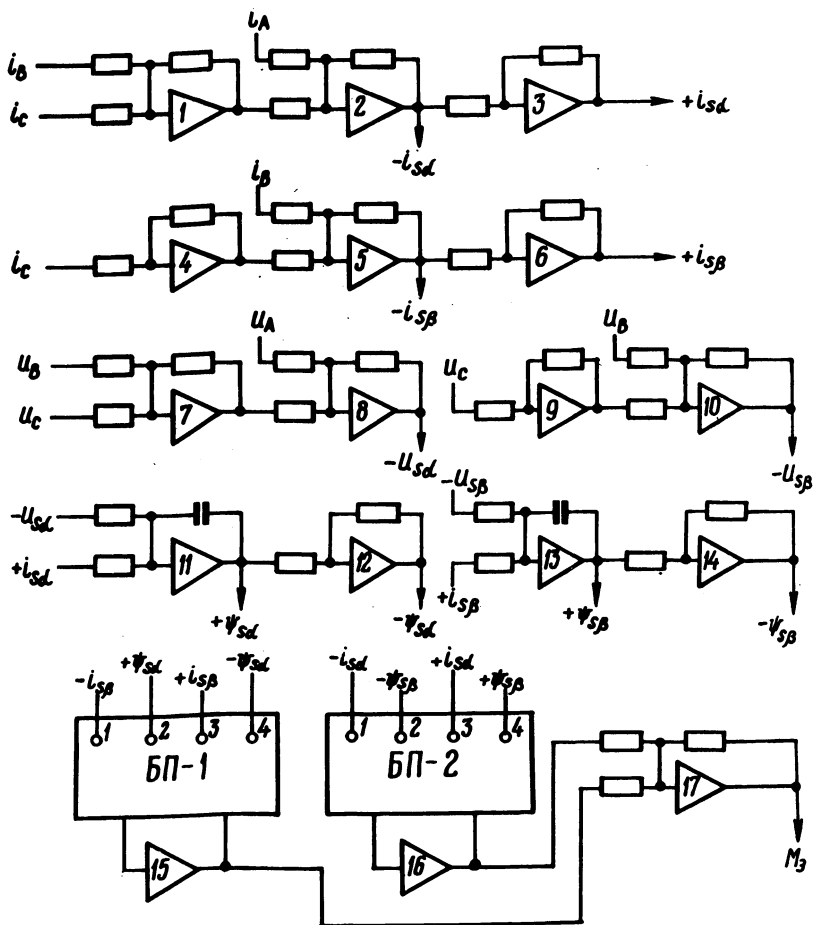


Рис. 1. Схема аналоговой модели для исследования электромагнитного момента АД.

По методу физико-математического моделирования [1] согласно (6), (7), (8) составлена структурная схема модели (рис. 1) для исследования электромагнитного момента АД, питаемого от НПЧ. Кроме того, данная модель позволяет наблюдать на экране осциллографа годографы векторов \vec{u}_s , \vec{i}_s , $\vec{\Psi}_s$ и их составляющие по осям α и β . В качестве физической модели служит лабораторная установка, состоящая из АД с короткозамкнутым ротором мощностью 1 кВт и однофазно-трехфазного НПЧ [3].

Рассматриваемый НПЧ в зависимости от длительности интервалов проводимости вентилях в течение полупериода изме-

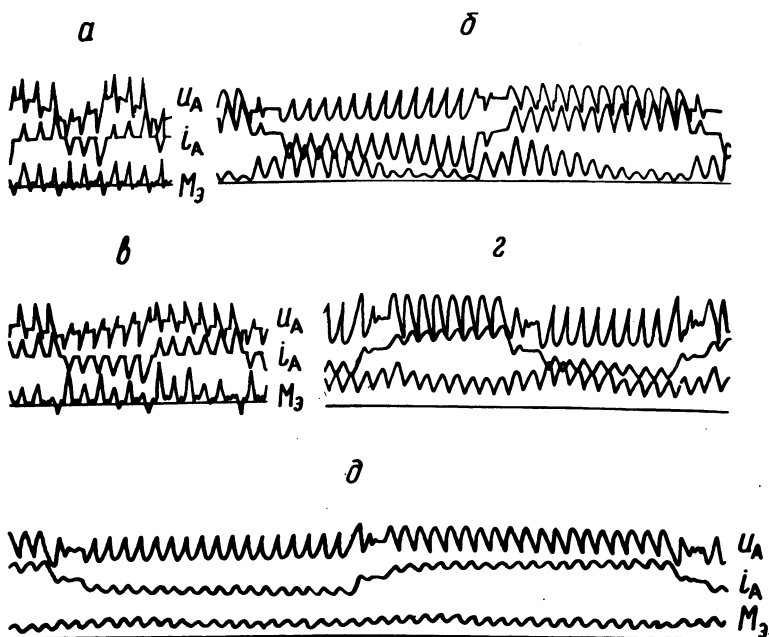


Рис. 2. Осциллограммы изменения во времени u_A , i_A , M в режиме прерывистого тока (а,в), прерывисто-непрерывного (б), непрерывного (г,д).

нения выходного тока может работать в режимах прерывистого, непрерывного и прерывисто-непрерывного тока [4]. Выходные фазные напряжения НПЧ для каждого из этих режимов различны по форме и представляют собой кривые, состоящие из частей синусоидального питающего преобразователь напряжения, когда в цепи нагрузки протекает ток, и частей э.д.с. вращения двигателя, когда ток в нагрузке отсутствует. При неподвижном роторе э.д.с. вращения АД равна нулю, и работа НПЧ на двигатель аналогична работе на RL-нагрузку. В этом случае выходные токи и напряжения преобразователя по форме отличны от токов и напряжений при вращающемся роторе АД. Разнообразие форм напряжений и токов статора АД при различных режимах работы приводит и к разнообразию по виду годографов \bar{u}_S , \bar{i}_S , $\bar{\Phi}_S$, что в конечном счете отражается на характере изменения во времени электромагнитного момента двигателя.

На рис. 2 приведен ряд осциллограмм, показывающих характер изменения во времени электромагнитного момента M при некоторых определенных режимах работы системы НПЧ-АД.

В режиме прерывистого тока и неподвижном роторе АД электромагнитный момент имеет вид импульсов с постоянной амплитудой.

Влияние э.д.с. вращения при прерывистом токе статора проявляется в том, что электромагнитный момент имеет переменные амплитуды импульсов и может принимать даже отрицательные значения (рис. 2, а, в).

Более приемлемым для электропривода является режим непрерывного тока (рис. 2, г, д), при котором электромагнитный момент носит непрерывный характер изменения во времени без нулевых значений.

Л и т е р а т у р а

1. Ильин О.П., Шейна Г.П., Петренко Ю.Н. Метод исследования периодических режимов в регулируемом асинхронном электроприводе. - "Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук", 1970, № 4. 2. Ковач К.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. М., 1963. 3. Фираго Б.И., Павлович С.Н. Преобразователь частоты с непосредственной связью на симисторах без уравнивающих токов. - "Изв. вузов. Энергетика", 1970, № 8. 4. 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.

В.П. Беляев, М.В. Мишурная, Ю.Н. Петренко

РАСЧЕТ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ ЧАСТОТНОУПРАВЛЯЕМОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ НА ЦВМ

Асинхронный электропривод, в котором двигатель питается от различных преобразовательных устройств (полупроводниковых, дроссельных и др.) находит все более широкое применение в промышленности. В связи с этим возрастает интерес к исследованию электромагнитных процессов в двигателе при питании его от источника с напряжением несинусоидальной формы.

В данном случае целесообразно [1] применение координат, неподвижных в пространстве, т.е. жестко связанных со статором двигателя.

Получаемые при этом потокосцепления и токи статора являются реальными физическими величинами. Уравнения двигателя [2] после несложных преобразований можно привести к виду

$$\left. \begin{aligned} D \psi_{s\alpha} &= u_{s\alpha} - a_{11} \psi_{s\alpha} + a_{12} \psi_{r\alpha}, \\ D \psi_{s\beta} &= u_{s\beta} - a_{11} \psi_{s\beta} + a_{12} \psi_{r\beta}, \\ D \psi_{r\alpha} &= a_{21} \psi_{s\alpha} - a_{22} \psi_{r\alpha} - \omega_r \psi_{r\beta}, \\ D \psi_{r\beta} &= a_{21} \psi_{s\beta} - a_{22} \psi_{r\beta} + \omega_r \psi_{r\alpha}, \\ D \omega_r &= \frac{1}{I} \left[\frac{3}{2} \frac{a_{12}}{R_s} (\psi_{s\beta} \psi_{r\alpha} - \psi_{s\alpha} \psi_{r\beta}) - M_c \right], \end{aligned} \right\} (1)$$

где a_{11} , a_{12} , a_{21} , a_{22} - коэффициенты, зависящие от параметров двигателя [2].

В настоящей статье рассматривается решение дифференциальных уравнений с помощью ЦВМ, применение которой обеспечивает следующие преимущества: 1) легкость воспроизведения логических операций; 2) не требуется индивидуальное масштабирование; 3) высокая точность решения, устанавливаемая заранее; 4) возможность решения задачи большого объема.

В основу были положены следующие требования к алгоритмизации и программированию: 1) универсальность программы; 2) простота использования; 3) легкость ввода изменений исходных данных; 4) минимальное время решения.

Выделяют два основных вида универсальных программ: 1) для расчета периодических режимов; 2) для расчета переходных процессов.

При расчете периодических режимов целесообразно осуществить переход к комплексной форме записи уравнений (1). Последнее допустимо лишь для линейных систем, что достигается условием $\omega_r = \text{const}$. При реализации такой методики на ЦВМ удается получить минимальное время решения. Трудности возникают при расчете периодических режимов двигателя, при несинусоидальном напряжении, когда имеют место пульсации скорости [2], вызванные действием пульсирующих моментов.

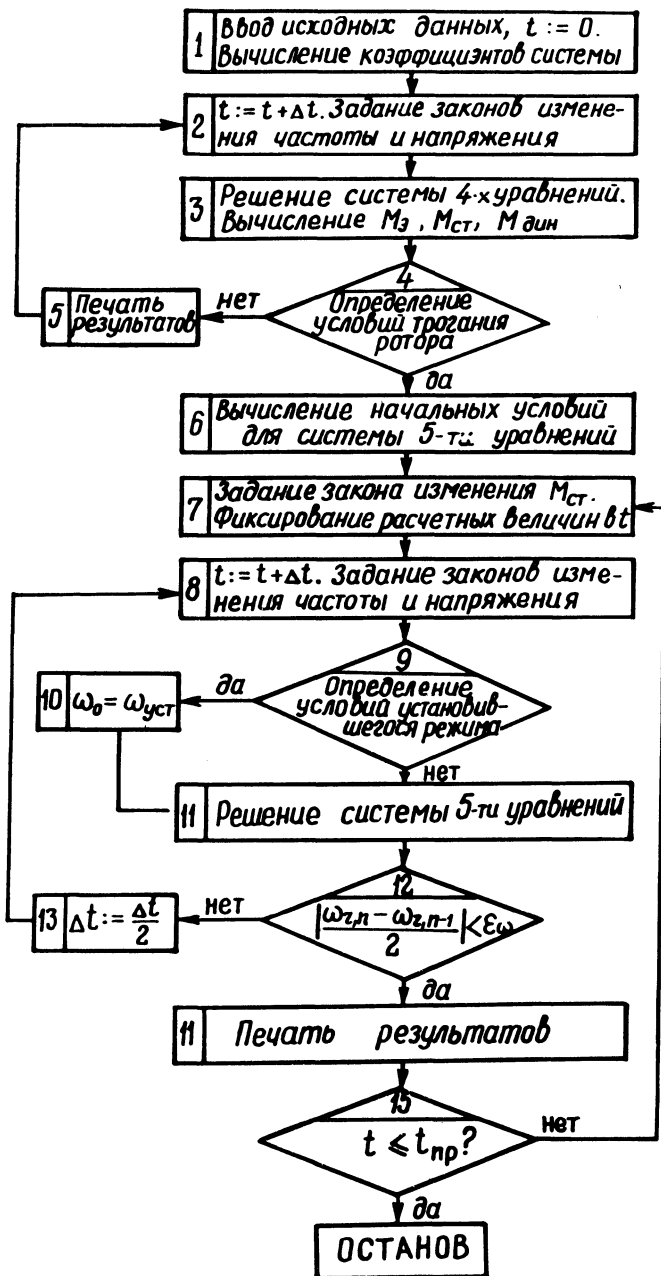


Рис. 1.

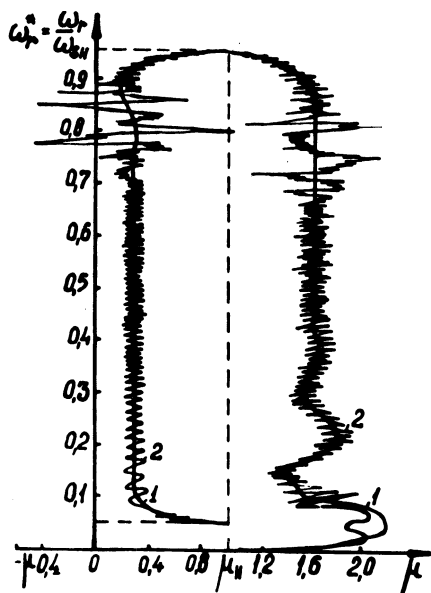


Рис. 2.

По мере снижения частоты возрастает погрешность, вносимая допущением $\omega_r = \text{const}$, что делает этот метод практически непригодным. Поэтому здесь избран второй путь – составление универсальной программы, пригодной для расчета и периодических переходных процессов.

Решение системы (1) проводится следующим образом. Первоначально осуществляется решение первых четырех уравнений, в процессе которого наблюдается нарастание электромагнитного момента двигателя M_{Θ} . Решение продолжается до достижения $M_{\Theta} > M_c$. С этого момента осуществляется переход к решению всех пяти уравнений (1).

Напряжение питания двигателя может быть задано дискретно-таблично либо в виде гармонического ряда.

Согласно выражению [1] $\bar{u} = \sum_{\nu=1}^{\infty} \bar{u}_{\nu} = \sum_{\nu=1}^{\infty} u_{\nu m} \exp[+j(\nu\omega t + \alpha_{\nu})]$, где ν , $u_{\nu m}$, α_{ν} – порядок, амплитуда и значение начального фазового угла ν -й гармоники соответственно.

На рис. 1 приведена блок-схема программы, реализующей предложенный алгоритм.

Программа написана на алгоритмическом языке автокода "Инженер" для ЦВМ "Минск-22М" и занимает 320 ячеек памяти без учета стандартных программ. Время расчета одного ва-

рианта составляет 20 – 30 мин, основную часть которого занимает печать результатов.

Поскольку программа универсальна, то печать результатов может производиться выборочно, в определенные моменты времени.

На рис. 2 в качестве примера приведены фазовые портреты частотного пуска и торможения привода при питании двигателя синусоидальным (кривая 1) и несинусоидальным (кривая 2) напряжением при номинальной нагрузке. При этом использовался линейный закон частотного управления частотой во времени $\omega = \omega_{нач} + \epsilon t$ и пропорциональный закон частотного управления, при котором двигатель развивает момент, равный критическому в номинальном режиме. Результаты расчетов показали, что они отражают явления, протекающие в частотноуправляемом электроприводе.

Л и т е р а т у р а

1. Петренко Ю.Н. Разработка и исследование частотного электропривода с асинхронным двигателем при питании от инвертора напряжения. Дис. Минск, 1971, 2. Копылов И.П., Мамедов Ф.А., Беспалов В.Я. Математическое моделирование электрических машин. М., 1969. 3. Ильин О.П. и др. Электромагнитные процессы асинхронного электродвигателя при несинусоидальном питающем напряжении на электронной модели. – В сб.: Источники и потребители переменного тока повышенной частоты. Кишинев, 1972.

А.И. Плакс

БЫСТРОДЕЙСТВИЕ ТИРИСТОРНЫХ ВОЗБУДИТЕЛЕЙ СИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

В статье исследуются вопросы определения быстродействия тиристорных возбудителей при срабатывании форсировки. Под быстродействием в данном случае будем понимать время нарастания тока возбуждения синхронного двигателя при форсировке, т.е. от номинального до максимального (форсировочного) значения.

Для удобства делаем ряд допущений: питающая сеть имеет бесконечную мощность; выпрямленный ток идеально сглажен;

вентили являются "идеальными"; влиянием активных сопротивлений элементов возбuditеля пренебрегаем.

В основу анализа переходных процессов положен метод [1], основанный на периодичности процессов и линейности цепей в интервалы времени, в течение которых не происходит изменения числа работающих вентилей, и возможности использования в этом случае внешних характеристик преобразователей, определенных в установившихся режимах.

В общем случае уравнение внешней характеристики преобразовательного устройства с учетом принятых допущений имеет вид

$$U_{dH} = U_d - \Delta U_x, \quad (1)$$

где U_{dH} и U_d - средние выпрямленные напряжения на выходе устройства с учетом нагрузки и при холостом ходе; ΔU_x - среднее значение индуктивного падения напряжения устройства.

$$\Delta U_x = k_x x_k I_d. \quad (2)$$

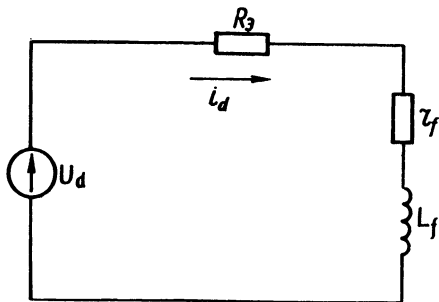
Здесь I_d - средний выпрямленный ток; k_x - коэффициент, зависящий от вида схемы устройства и режима его работы; x_k - приведенное эквивалентное реактивное сопротивление устройства, объединяющее приведенные ко вторичной обмотке реактивные сопротивления питающей сети и рассеяния первичной обмотки и индуктивность рассеяния вторичной обмотки выпрямительного трансформатора.

Из уравнения (2) видно, что индуктивность цепей переменного тока оказывает такое же влияние на напряжение, как и активное сопротивление в цепи постоянного тока. Поэтому это влияние можно учесть эквивалентным сопротивлением R_\varnothing , т.е.

$$\Delta U_x = R_\varnothing I_d. \quad (3)$$

С влиянием же индуктивности цепей переменного тока на результирующую реактивность цепи обмотки возбуждения (учитывая, что обычно для возбуждательных систем она значительно меньше индуктивности обмотки возбуждения) можно не считаться [1]. Тогда схема замещения преобразовательного устройства будет включать параметры цепи постоянного тока (индуктивность L_f и активное сопротивление r_f обмотки воз-

Рис. 1. Схема замещения преобразовательного устройства.



буждения) и сопротивление $R_э$ (рис. 1). В этом случае для переходного процесса можно записать

$$i_d = \frac{U_d}{r_f + R_э} (1 - e^{-\frac{t}{T_э}}), \quad (4)$$

где i_d - текущее значение выпрямленного тока; $T_э = \frac{L_f}{R_э + r_f}$ -

эквивалентная постоянная времени преобразовательного устройства и нагрузки; t - время.

Преобразуем выражение для $T_э$

$$T_э = \frac{L_f}{r_f} \left(\frac{1}{\frac{R_э}{r_f} + 1} \right) = T_f k_f, \quad (5)$$

где T_f - постоянная времени нагрузки; k_f - коэффициент изменения постоянной времени, зависящий от схемы и режима работы преобразовательного устройства.

В зависимости от режима работы возбудителя на двигатель можно рассмотреть два случая.

1. Цепь возбуждения включается на напряжение возбудителя при разомкнутой цепи статора. Тогда процессы в возбудителе будут происходить с постоянной времени T_{d0}

$$i_d = \frac{U_d k_f}{r_f} (1 - e^{-\frac{t}{k_f T_{d0}}}). \quad (6)$$

2. Цепь возбуждения включается на напряжение возбудителя при замкнутой накоротко цепи статора. Тогда ток возбуждения (пренебрегая периодическим током, индуцируемым м.д.с. аperiodического тока статора) будет нарастать с постоянной вре-

мени T'_d , а уравнение переходного процесса имеет вид (6) с заменой T_{d0} на T'_d .

Таким образом, время нарастания тока в обмотке возбуждения при переходных процессах будет определяться ее постоянной времени и схемой преобразователя возбудителя.

Следует отметить, что на величину постоянных времени T_{d0} и T'_d влияет степень насыщения синхронного двигателя, а также величина реального сопротивления обмотки возбуждения с учетом нагрева. Реальная величина T_{d0} и T'_d практически не имеет значения при сопоставительных расчетах быстродействия возбудителей с различными схемами преобразователя.

В процессе форсировки угол регулирования вентилей уменьшается до нуля, т.е. происходит полное открытие вентилей. А ток в обмотке возбуждения синхронного двигателя возрастает согласно уравнению

$$i_f = \frac{k_f}{r_f} \left[U_d + (U_{d(0)} - U_d) e^{-\frac{t}{k_f T'_d}} \right], \quad (7)$$

где $U_{d(0)}$ - напряжение, предшествующее началу форсировки.

Для сравнения быстродействия возбудителей с преобразователями, выполненными по различным схемам, считаем, что угол регулирования изменяется мгновенно, коэффициент форсировки $k_\phi = 1,4$, т.е. установившийся форсировочный ток $I_{f\phi} = 1,4 I_{fn}$ (I_{fn} - номинальный ток возбуждения). Тогда уравнение переходного процесса возбудителя при срабатывании форсировки приобретает вид

$$i_f = (1 - 0,29 e^{-\frac{t}{k_f T'_d}}) I_{f\phi}. \quad (8)$$

По величинам k_x и x_k , известным и вычисленным для конкретных схем преобразователей (при пренебрежении реактивным сопротивлением питающей сети и одинаковых значениях реактивной составляющей напряжения короткого замыкания трансформатора), рассчитаны величины коэффициента k_f для тиристорных возбудителей со следующими схемами преобразователя: однофазная полууправляемая (схема 1), трехфазная с нулевым выводом (схема 2), трехфазная полууправляемая мостовая (схема 3), трехфазная симметрично управляемая мостовая (схема 4), последовательного включения управляемого и неуправляемого трехфазных мостов (схема 5) и трехфазная мостовая схема с нулевым выводом (схема 6) [2]. Полученные

результаты приведены в табл. 1. Наименьшее значение k_f , T'_d и времени нарастания форсировочного тока имеет возбудитель с преобразователем, выполненным по схеме 6.

Для численной оценки быстрейшего действия отметим, что переходный процесс считается законченным при достижении 95% установившейся величины. Тогда, считая $i_f = 0,95 I_{f\phi}$ и решив уравнение (8) относительно $t_{\text{пер}}$, получим

$$t_{\text{пер}} = 1,75 T'_d k_f, \quad (9)$$

где $t_{\text{пер}}$ — время регулирования, время нарастания тока возбуждения при форсировке, с.

Отношения $t_{\text{пер}}/T'_d$ и $t_{\text{пер}}/t_{\text{пер}6}$ для всех рассматриваемых схем также приведены в табл. 1.

Таблица 1.

Номер схемы	1	2	3,4,5	6
k_f	0,944	0,937	0,977	0,936
$t_{\text{пер}}/T'_d$	1,650	1,693	1,710	1,538
$t_{\text{пер}}/t_{\text{пер}6}$	1,010	1,037	1,046	1

Результаты экспериментального сравнения возбудителей с преобразователями, выполненными по второй и шестой схемам, показали правильность приведенной методики и расчетов по ней. При форсировке возбуждения синхронного двигателя типа СДНЗ-59-12 мощностью 3200 кВт $I_{fH} = 286$ А время регулирования оказалось равным $t_{\text{пер}2} = 0,79$ с, $t_{\text{пер}6} = 0,76$ с, $t_{\text{пер}2}/t_{\text{пер}6} = 1,04$.

Л и т е р а т у р а

1. Глебов И.А. Системы возбуждения синхронных генераторов с управляемыми преобразователями. М., 1960.
2. Михеев Н.Н., Плакс А.И. Экономичный выпрямитель для возбуждения синхронных электродвигателей. — "Изв. вузов. Энергетика", 1969, № 12.

ОБОБЩЕННЫЙ МЕТОД ПОСТРОЕНИЯ КРИВОЙ МОМЕНТА СОПРОТИВЛЕНИЯ МЕХАНИЗМА ПО МОМЕНТУ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

При экспериментальном исследовании режимов работы некоторых механизмов путем непосредственного осциллографирования их моментов сопротивления в функции времени (угла поворота) нередко возникают определенные трудности. В этом случае целесообразно осциллографировать мощность или ток приводного электродвигателя, по которым может быть установлен его электромагнитный момент, а по нему – момент сопротивления механизма. Но при изменяющемся во времени моменте статического сопротивления момент, развиваемый двигателем, может значительно отличаться от момента статического сопротивления из-за влияния маховых масс.

При жестком соединении двигателя с механизмом и постоянном моменте инерции кривую момента статического сопротивления $M'_c(t)$, приведенного к валу двигателя, можно получить графо-аналитически по кривым изменения момента $M_d(t)$ и скорости вращения двигателя $\omega_d(t)$, используя уравнение движения электропривода

$$M_d = M'_c + j \frac{d\omega_d}{dt}.$$

Однако при переменном моменте инерции или при наличии в передаче звена скольжения момент двигателя и момент статического сопротивления находятся в более сложной зависимости.

Угловую скорость вала механизма в общем случае можно представить в виде

$$\omega_M = \frac{\omega_d}{i} (1 - \varepsilon_{\Pi}), \quad (1)$$

где i – передаточное отношение между валом двигателя и механизма; ε_{Π} – скольжение передачи в относительных единицах.

При переменном моменте инерции момент на валу механизма M_2 представляется так:

$$M_2 = M_c + J_M \frac{d\omega_M}{dt} + \frac{\omega_M}{2} \frac{dJ_M}{dt}. \quad (2)$$

Приведем моменты к валу двигателя, получаем

$$M_1 = \frac{M_2}{i} = M'_c + J'_M \frac{d\omega_M}{dt} + \frac{\omega_M}{2} \frac{dJ'_M}{dt}, \quad (3)$$

где

$$M'_c = \frac{M_c}{i}; \quad \omega'_M = \omega_M i; \quad J'_M = \frac{J_M}{i^2}. \quad (4)$$

Угол поворота α связан с угловой скоростью следующим образом:

$$\frac{d\alpha}{dt} = \omega'_M = \frac{\omega'_M}{i}. \quad (5)$$

Тогда

$$dt = i \frac{d\alpha}{\omega'_M}. \quad (6)$$

Из (3) и (6) получаем

$$M_1 = M'_c + J'_M \frac{d\omega'_M}{dt} + \frac{\omega'^2_M}{2i} \frac{dJ'_M}{d\alpha}, \quad (7)$$

откуда

$$M'_c = M_1 - J'_M \frac{d\omega'_M}{dt} - \frac{\omega'^2_M}{2i} \frac{dJ'_M}{d\alpha}. \quad (8)$$

Из уравнения момента, развиваемого двигателем:

$$M_D = M_1 + J_D \frac{d\omega_D}{dt} \quad (9)$$

имеем

$$M_1 = M_D - J_D \frac{d\omega_D}{dt}, \quad (10)$$

где J_D — момент инерции двигателя.

Переходя к конечным малым приращениям, из (10) и (8) получаем

$$M_1 = M_D - J_D \frac{\Delta\omega_D}{\Delta t}, \quad (11)$$

$$M'_c = M_1 - J'_M \frac{\Delta\omega'_M}{\Delta t} - \frac{\omega'^2_M}{2i} \frac{\Delta J'_M}{\Delta\alpha}. \quad (12)$$

а

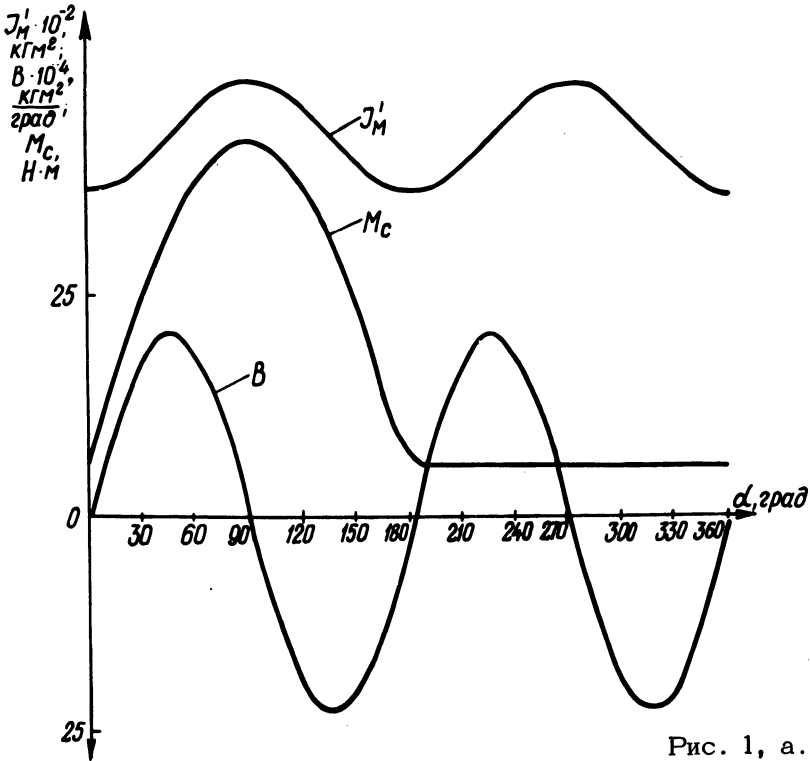


Рис. 1, а.

Если известны рабочие характеристики двигателя, то кривые момента и угловой скорости могут быть построены на основании осциллограммы тока, так как каждому значению тока двигателя соответствуют определенные значения момента и угловой скорости.

При отсутствии рабочих характеристик двигателя, а также при необходимости получить более высокую точность необходимо осциллографировать ток, потребляемую из сети мощность и угловую скорость двигателя. В этом случае кривая момента двигателя строится по осциллограммам мощности и тока с учетом выражения, имеющего применительно к асинхронному двигателю вид

$$M_{\text{д}} = 3,11 \frac{P_{\text{э}}}{\omega_0} = \frac{3,11 (P - 3 I^2 R_1 \cdot 10^{-3} - \Delta P_{\text{ст}})}{\omega_0}, \quad (13)$$

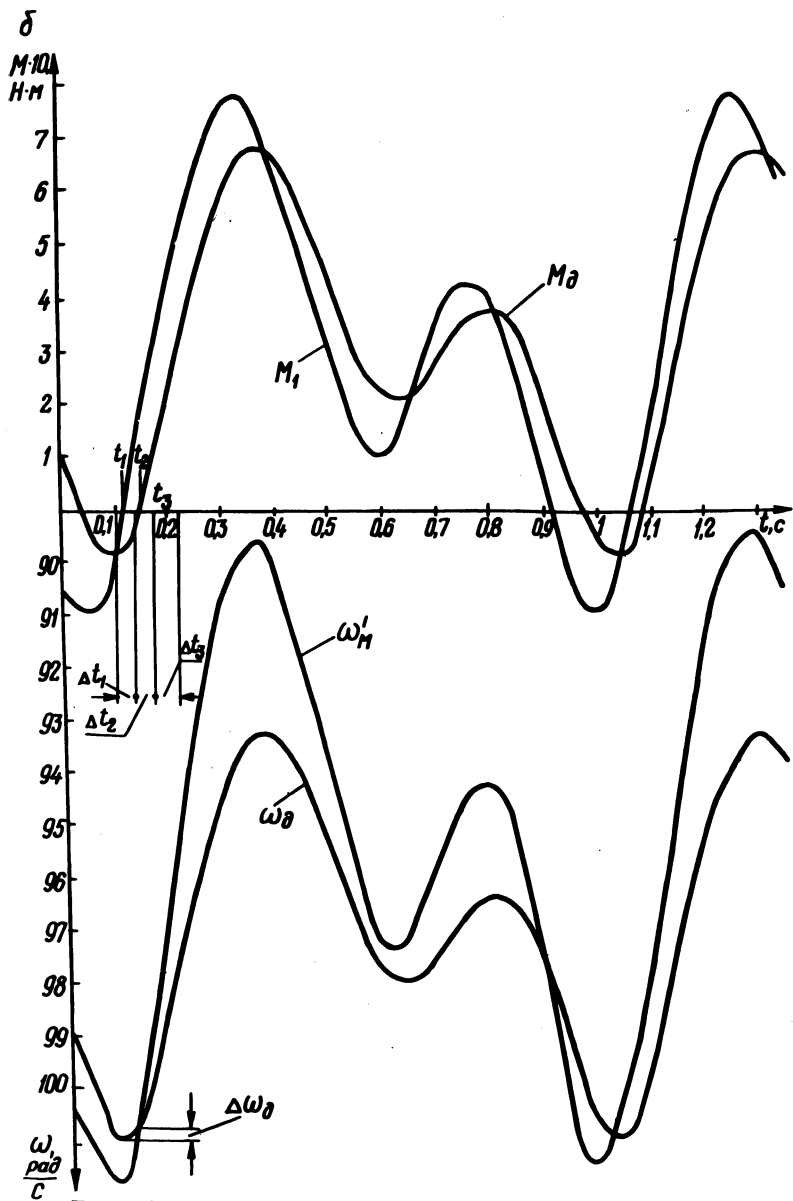


Рис. 1, б.

где P_\ominus - электромагнитная мощность двигателя, кВт; P - потребляемая из сети мощность, кВт; I - ток статора двигателя, А; R_1 - активное сопротивление статора, Ом; $\Delta P_{\text{ст}}$ - потери в стали, определенные из опыта холостого хода, кВт; ω_0 - синхронная угловая скорость, рад/с.

Поскольку в (11) и (12) момент и скорость двигателя являются функциями времени, а статический момент сопротивления и момент инерции механизма – функциями угла поворота, то необходимо произвести "привязку" этих переменных. Практически это можно сделать с помощью устройства, дающего сигнал, фиксирующий нахождение вала механизма в определенном положении, которое регистрируется на осциллограмме совместно с другими величинами. Тогда, приняв за начало отсчета угла поворота это положение, строят кривую изменения момента инерции данного механизма (рис. 1, а). Путем графического дифференцирования кривой момента инерции строят кривую скорости изменения момента инерции $B(t) = \frac{\Delta J_M}{\Delta \alpha} (t)$.

Теперь по уравнениям (11) и (12) можно построить кривую момента статического сопротивления как в функции времени, так и в функции поворота вала механизма.

Пусть момент времени t_1 на кривых момента и угловой скорости двигателя (рис. 1, б) ¹ соответствует началу отсчета угла поворота, т.е. при $t = t_1 \alpha = 0$. По обе стороны от t_1 откладываем отрезок времени $\frac{\Delta t_1}{2}$ и по кривой $\omega_d(t)$ находим приращение угловой скорости двигателя $\Delta \omega_d$ за время Δt_1 . Затем по (11) находим момент M_1 , соответствующий моменту времени t_1 . Аналогично поступаем и на следующих участках времени, в результате чего получаем кривую $M_1(t)$.

Располагая кривыми $M_1(t)$ и $\omega_d(t)$, а также зависимостью скольжения передачи от передаваемого ею момента M_1 , можно по (1) построить кривую зависимости угловой скорости вала механизма ω'_M от времени.

После этого приступаем непосредственно к построению кривой момента статического сопротивления. Определив для времени t_1 момент M_1 (рис. 1, б), угловую скорость ω'_M и приращение угловой скорости $\Delta \omega'_M$ за отрезок времени Δt_1 , а также значение B (рис. 1, а), соответствующее $\alpha_1 = 0$, и подставив эти величины в (12), находим M'_C . Это значение M'_C соответствует времени t_1 и углу поворота $\alpha = 0$. Далее по (5) находим приращение угла поворота на первом участке за время Δt_1 $\Delta \alpha_1 = \frac{\omega'_M}{i} \Delta t_1$. На втором участке текущее значение времени и угла поворота определяем следующим об-

разом: $t_2 = t_1 + \Delta t_1$ и $\alpha_2 = \alpha_1 + \Delta \alpha_1$. Получив на втором участке длительностью Δt_2 значения $M_1, B, \omega'_M, \Delta \alpha'_M$ из соответствующих кривых и подставив их в (12), находим момент статического сопротивления и на этом участке.

Произведя аналогичные действия на остальных участках, получаем полную кривую момента статического сопротивления. При этом следует учитывать, что в (11) и (12) $\frac{\Delta \omega}{\Delta t}$ положительно при возрастании скорости вращения и отрицательно — при убывании.

Необходимо отметить, что $\omega'_M(t)$ можно получить непосредственно из осциллограммы скорости вала механизма. В этом случае нет необходимости строить промежуточную кривую $M_1(t)$ и иметь зависимость $S_{II}(M)$. Момент статического сопротивления в этом случае строится на основании уравнения, полученного из (8) и (10):

$$M'_c = M_d - J_d \frac{\Delta \omega_d}{\Delta t} - J'_M \frac{\Delta \omega'^2_M}{\Delta t} - \frac{\omega'^2_M}{2i} \frac{\Delta J'_M}{\Delta \alpha}, \quad (14)$$

Данный метод построения момента статического сопротивления, учитывающий одновременно проскальзывание в передаче и изменение махового момента механизма, может быть применен и для частотного случая, когда один из этих факторов отсутствует.

Считается, что если изменение момента инерции не превышает 15%, то его величину можно принимать постоянной. Такое мнение представляется необоснованным, так как динамический момент, обусловленный изменением момента инерции, пропорционален квадрату угловой скорости маховых масс и скорости изменения момента инерции по углу поворота. В связи с этим даже при небольшом и плавном изменении момента инерции, т.е. при относительно малой скорости изменения момента инерции по углу поворота, величина динамического момента механизма при больших угловых скоростях может быть значительной.

РАСЧЕТ ТОКОВ НАМАГНИЧИВАНИЯ МАГНИТНОГО
УСИЛИТЕЛЯ С САМОНАСЫЩЕНИЕМ ПРИ РАБОТЕ
НА ПРОТИВО-Э.Д.С.

При расчете электроприводов с магнитными усилителями (МУ) необходимо учитывать влияние токов намагничивания. Рассмотрим метод расчета при работе МУ на противо-э.д.с. (рис. 1). При условии, что динамические кривые размагничивания (ДКР) аппроксимированы отрезками трех прямых, режим намагничивания дросселей - вынужденный, вентили идеальны, потоки рассеяния отсутствуют.

На рис. 2 приведены диаграммы линейных U_l и фазных U_ϕ напряжений и индукции B в дросселях при

$$E_o > U_m \sin \frac{\pi}{3},$$

где E_o - противо-э.д.с. холостого хода; U_m - максимальное напряжение.

При $E_o > U_l$ вентили Д1 - Д6 заперты и индукция в сердечниках устанавливается под действием намагничивающей силы (НС) управления. В момент γ_1 дроссель В1 попадает в интервал возбуждения и под действием напряжения $U_{BC} - E$ по цепи В-Д3-Р-Н-Д6-С течет ток намагничивания, изменяя индукцию от B_o до B_s . Потенциал точки Н $V_H = U_C$, $V_P = V_H + E$. Соответственно $V_B > V_A < V_P > V_C$, вентили Д1, Д2, Д4, Д5 заперты, а дроссели А1, А2, В2, С1 находятся в интервале управления. Вентиль Д6 открыт и через обмотку насыщенного дросселя С2 протекает ток намагничивания В1.

В интервале $\pi - \gamma_1 < \gamma < \frac{\pi}{3} + \gamma_1$ $E_o > U_l$ и все сердечники дросселей размагничиваются НС управления. Для упрощения положим, что индукция сердечников в этом интервале не изменяется. Тогда каждый дроссель последовательно проходит

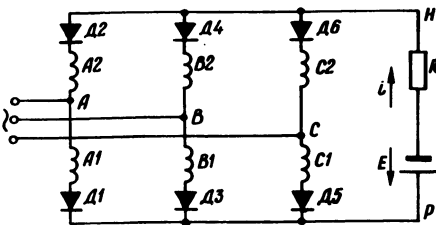


Рис. 1. Принципиальная схема мостового магнитного усилителя, работающего на противо-э.д.с.

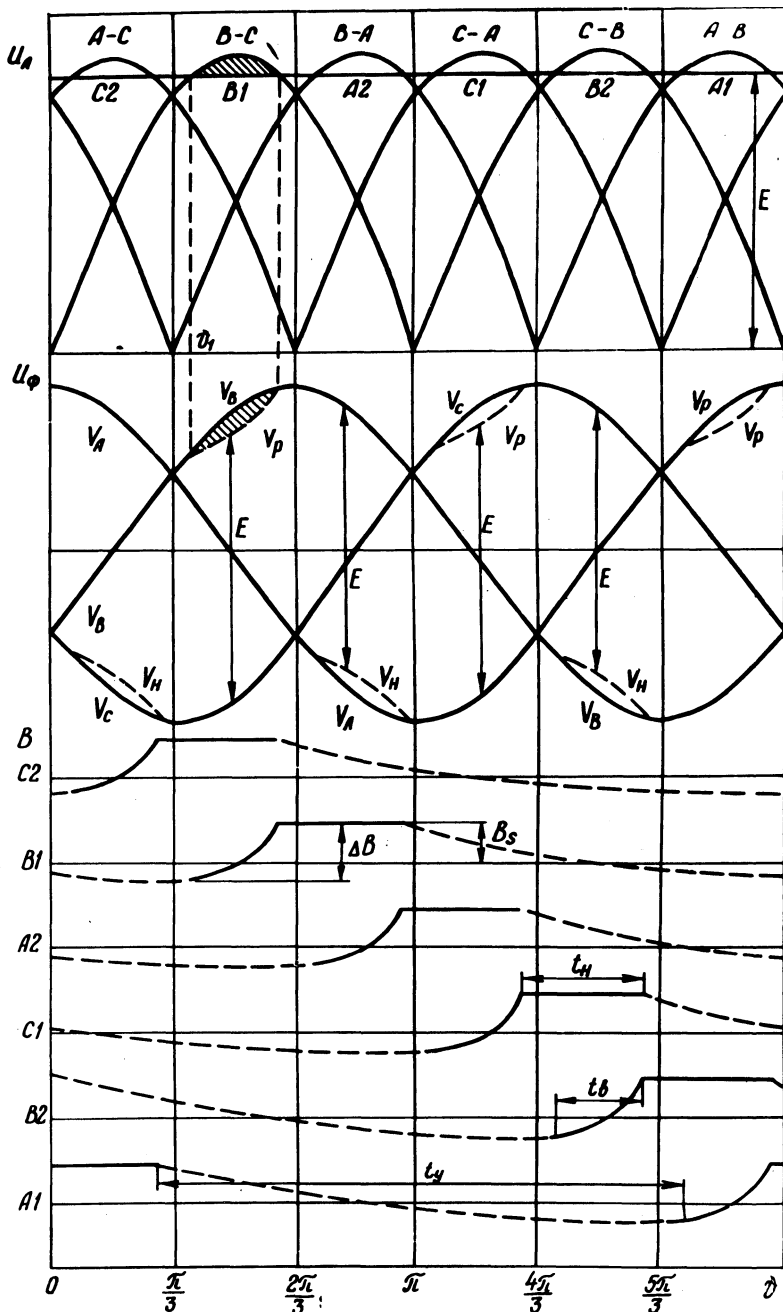


Рис.2 Изменение напряжения на обмотках и индукции в сердечниках при работе на противо-э.д.с. от 0,86 до 1 при холостом ходе.

состояние возбуждения за время t_B , насыщения за t_H и управления за t_y .

Для интервала возбуждения дросселя В1 в соответствии с законом Кирхгофа

$$V_B - V_{др} - E - V_C = 0$$

или

$$\omega W_p S \frac{dB}{d\vartheta} = U_M \sin \vartheta - E, \quad (1)$$

где $U_{др}$ - напряжение, приложенное к обмотке; ω - угловая частота напряжения сети; W - число витков рабочей обмотки; S - сечение сердечника дросселя.

Изменение индукции в сердечнике дросселя в интервале возбуждения (пропорциональное площади, заштрихованной на рис.2):

$$\Delta B = \frac{1}{\omega W_p S} \int_{\vartheta_1}^{\pi - \vartheta_1} (U_M \sin \vartheta - E) d\vartheta = \frac{U_M}{\omega W_p S} \left[2 \cos \vartheta_1 - (\pi - 2 \vartheta_1) \sin \vartheta_1 \right]. \quad (2)$$

Полагая, что при нормальном возбуждении МУ амплитуда напряжения сети соответствует максимальной индукции $B_M =$

$B_S = \frac{U_M}{2\omega W_p S}$, получим относительное изменение индукции в сердечниках

$$\beta = \frac{\Delta B}{2B_S} = 2 \cos \vartheta_1 (\pi - 2\vartheta_1) \sin \vartheta_1 \quad (3)$$

или

$$\beta = 2 \cos(\arcsin \varepsilon_0) - \varepsilon_0 (\pi - 2 \arcsin \varepsilon_0), \quad (4)$$

где

$$\vartheta_1 = \arcsin \varepsilon_0, \quad \varepsilon_0 = E_0 / U_M.$$

Напряженность поля, соответствующая ширине динамической петли гистерезиса H_d , создается двумя токами с противоположно направленными НС - намагничивающим током рабочей обмотки дросселя $i_{\mu p}$ и током управления i_y . По закону полного тока

$$H_d = \sum \frac{1}{l} i W = \frac{1}{l} (i_{\mu p} W_p - i_y W_y). \quad (5)$$

Учитывая, что напряженность поля управления

$$H_y = \frac{1}{l} i_y W_y = H_d, \quad (6)$$

для интервала возбуждения получим

$$i_{\mu p} = \frac{2l}{W_p} H_d. \quad (7)$$

В интервале насыщения скорость изменения потока равна нулю и сердечник может перемагничиваться по статической петле гистерезиса. Так как в этом случае суммарная напряженность поля в сердечнике уменьшается от H_d до коэрцитивной силы H_c , уравнение НС насыщенного сердечника имеет вид

$$i'_{\mu p} W_p - i_y W_y = -H_c l, \quad (8)$$

где $i'_{\mu p}$ — намагничивающий ток в интервале насыщения,

$$i'_{\mu p} = \frac{l}{W_p} (H_d - H_c). \quad (9)$$

Средний ток намагничивания (рис. 2)

$$I_{\mu 0} = \frac{3}{\pi} \int_{\frac{\pi}{3}}^{\pi-\vartheta_1} i'_{\mu p} d\vartheta + \frac{3}{\pi} \int_{\vartheta_1}^{\pi-\vartheta_1} i'_{\mu p} d\vartheta + \frac{3}{\pi} \int_{\pi-\vartheta_1}^{\frac{2\pi}{3}} i'_{\mu p} d\vartheta. \quad (10)$$

Интегрируя (10) и выражая углы через противо-э.д.с. в диапазоне $1 > \varepsilon_0 > 0,866$, найдем

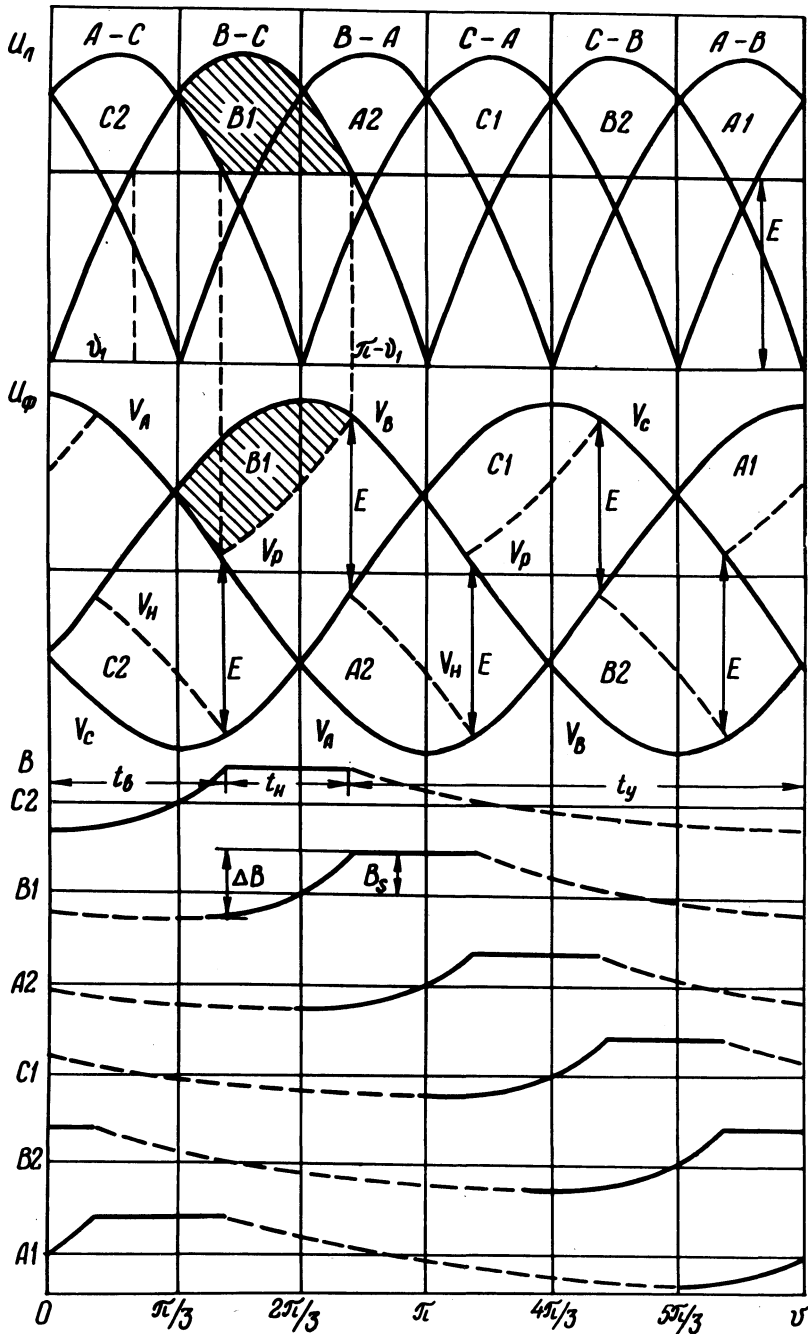
$$I_{\mu 0} \approx \frac{l}{W_p} [3,82 H_d (1,83 - \arcsin \varepsilon_0) - H_c]. \quad (11)$$

Минимальный средний ток намагничивания (при $\varepsilon_0 = 1$, $\vartheta = \frac{\pi}{2}$)

$$I_{\mu \text{ мин}} = \frac{l}{W_p} (H_d - H_c). \quad (12)$$

Максимальное значение (при $\varepsilon_0 = 0,866$, $\vartheta_1 = \frac{\pi}{3}$)

$$I_{\mu \text{ макс}} = \frac{l}{W_p} (3H_d - H_c). \quad (13)$$



На рис. 3 показаны диаграммы напряжений и индукции в сердечниках МУ, работающего в режиме холостого хода при $\varepsilon < 0,86$. Дроссель В1 начинает насыщаться с момента естественной коммутации при $\vartheta = \frac{\pi}{3}$. Однако ток намагничивания теперь не может протекать под действием напряжения $U_{BC} - E$, так как дроссель С2 не насыщен. В то же время А1 еще насыщен, потенциал $V_A = V_P$ и Д1 открыт. Поэтому намагничивающий ток протекает по цепи В-В1-Д3-Д1-А1-А и дроссель В1 возбуждается под действием напряжения U_{BA} . При $\vartheta = \frac{2\pi}{3} - \vartheta_1$ С2 достигает насыщения. В дальнейшем $E > U_{AC}$ и Ventиль Д1 заперт. Теперь намагничивающий ток В1 может протекать только под действием напряжения $U_{BC} - E$ через нагрузку и насыщенный дроссель С2. Начиная с $\vartheta = 2\pi/3$, дроссель А2 насыщается под действием U_{AC} . Так как Д6 открыт, ток намагничивания дросселя А2 течет по цепи С-С2-Д6-Д2-А2-А. Таким образом, при $\varepsilon < \sin \frac{\pi}{3}$ существуют участки, когда два дросселя находятся в интервале возбуждения, три - в интервале управления, один насыщен.

Перепад индукции в сердечнике дросселя В1 (рис. 3)

$$\Delta B = \frac{U_M}{\omega W_p S} \left[\int_0^{2\pi/3 - \vartheta_1} \sin \vartheta d\vartheta + \int_{\frac{2\pi}{3} - \vartheta_1}^{\pi - \vartheta_1} (\sin \vartheta - \varepsilon_0) d\vartheta \right] = \frac{U_M}{\omega W_p S} \left(1 - \frac{\pi}{3} \sin \vartheta_1 \right). \quad (14)$$

Относительное изменение индукции

$$\beta = 1 - \frac{\pi}{3} \sin \vartheta_1. \quad (15)$$

Для $0 \leq \varepsilon_0 \leq 0,866$ находим

$$\varepsilon_0 = \frac{3}{\pi} (1 - \beta). \quad (16)$$

Величину $I_{\mu 0}$ определим, учитывая, что в интервале $\frac{\pi}{3} \leq \vartheta \leq \frac{2\pi}{3} - \vartheta_1$ ток намагничивания одного из дросселей (В1)

Рис. 3. Диаграмма изменения напряжений и индукции в диапазоне изменения противо-э.д.с. от 0 до 0,86 при холостом ходе.

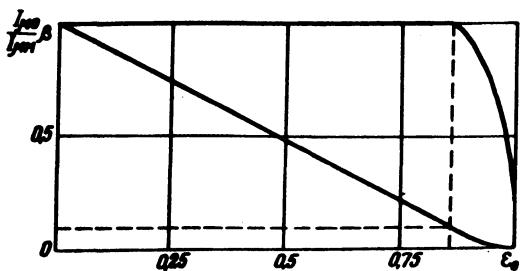


Рис. 4. Зависимость относительного изменения индукции и тока намагничивания магнитного усилителя от противо—э.д.с. холостого хода.

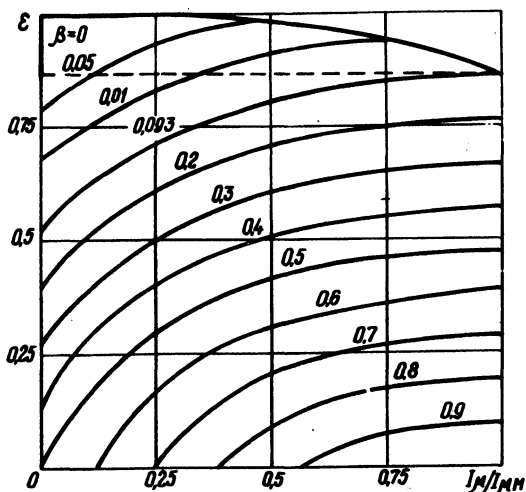


Рис. 5. Зависимость тока намагничивания магнитного усилителя от противо—э.д.с. при работе под нагрузкой.

протекает в запирающем направлении, минуя нагрузку:

$$I_{\mu_0} = \frac{3}{\pi} \int_{\frac{\pi}{3}}^{\pi-\frac{\pi}{3}} i_{\mu p} d\gamma - \frac{3}{\pi} \int_{\frac{\pi}{3}}^{2\pi/3-\frac{\pi}{3}} i_{\mu p} d\gamma + \frac{3}{\pi} \int_{2\pi/3-\frac{\pi}{3}}^{2\pi/3-\frac{\pi}{3}} i_{\mu p} d\gamma + \frac{3}{\pi} \int_{\frac{\pi}{3}}^{2\pi/3-\frac{\pi}{3}} i_{\mu p} d\gamma. \quad (17)$$

Учитывая (7) и (9), получим

$$I_{\mu_0} = \frac{1}{W_p} (3N_d - N_c). \quad (18)$$

На рис. 4 показана зависимость $I_{\mu_0} / I_{\mu_0} = (\epsilon_0)$ и $\epsilon_0(\beta)$ для $N_c = 0,5N_d$. Величина максимального $\mu_{\text{магнитного}}$

тока принята за единицу, при этом $I_{\mu \text{ мин}} = 0,2$. В расчете не учитывалось запирающее действие противо-э.д.с., когда последняя превышает линейные напряжения.

На рис. 5 приведена зависимость относительного тока намагничивания $i_{\mu} = I_{\mu} / I_{\mu \text{ м}}$ от противо-э.д.с. при $\beta = \text{const}$.

Значения $I_{\mu 0}$ при холостом ходе приняты в соответствии с рис. 4 при $N_c = 0,5 N_d$. Полный ток нагрузки

$$i_{\text{ ср}} = i_{\mu} + i_s, \quad (19)$$

где $i_{\mu} = \frac{I_{\mu}}{I_{\text{ м}}}$. Здесь $I_{\text{ м}}$ - максимальный ток нагрузки.

Определив величину $I_{\mu \text{ м}}$, можно найти (рис. 5) средний ток нагрузки в соответствии с (19) для каждой характеристики при $\beta = \text{const}$.

И.Ф. Кузьмицкий, П.В. Ползик

АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ ОДНОГО КЛАССА ОБЪЕКТОВ

Рассматривается синтез системы управления электроприводом постоянного тока, используемым для стабилизации режима работы стационарного объекта.

Движение как электропривода, так и объекта описывается линейными дифференциальными уравнениями второго порядка, которые представим в виде системы уравнений в нормальной форме:

$$\left. \begin{aligned} \dot{X}_1 &= a_{12} X_2, \\ \dot{X}_2 &= a_{21} X_1 + a_{22} X_2 + b_{22} U, \\ \dot{X}_3 &= a_{34} X_4, \\ \dot{X}_4 &= a_{41} X_1 + a_{43} X_3 + a_{44} X_4, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где X_1 - отклонение скорости электродвигателя от заданной в относительных единицах; X_3 - отклонение технологического параметра объекта от заданной величины в относительных единицах; X_2, X_4 - соответственно производные X_1 и X_3 ($a_{12} = a_{34} = 1$); a_{21}, a_{22}, b_{22} - коэффициенты, определяемые характеристиками электропривода; a_{41}, a_{43}, a_{44} - коэффициенты, определяемые характеристиками объекта; U - закон управления электроприводом.

Так как основным назначением электропривода данного класса объектов является стабилизация, то для оценки качества системы управления используем функционал [1] вида

$$I = \int_0^{\infty} \left(\sum_{i=1}^4 \beta_i X_i^2 + k \sum_{i=1}^4 r_{2i}^2 X_i^2 + \frac{1}{k} U^2 \right) dt, \quad (2)$$

где β_i - задаваемые весовые коэффициенты; k - коэффициент усиления безынерционного преобразователя электропривода; $k \sum_{i=1}^4 r_{2i}^2 X_i^2$ -

составляющая функционала, отражающая затраты энергии преобразователя; r_{2i} - оптимальные коэффициенты закона управления;

$$U = -k \sum_{i=1}^4 r_{2i} X_i, \quad (3)$$

при котором обеспечивается минимизация функционала (2).

Обычно для задач такой размерности, как система уравнений (1), при определении оптимальных коэффициентов используются численные методы и ЭЦВМ. Поэтому получение алгоритма, не требующего использования численных методов при нахождении данных коэффициентов, значительно упрощает задачу синтеза оптимальной системы.

Рассмотрим предлагаемый метод и результаты решения задачи.

Для использования наиболее простых алгоритмов по определению коэффициентов r_{2i} необходимо преобразовать уравнение (1) таким образом, чтобы коэффициент при U был равен единице.

Используя правила векторных преобразований, получаем систему уравнений

$$\left. \begin{aligned} \dot{\tilde{X}}_1 &= \tilde{a}_{12} \tilde{X}_2, \\ \dot{\tilde{X}}_2 &= \tilde{a}_{21} \tilde{X}_1 + a_{22} \tilde{X}_2 + U; \\ \dot{\tilde{X}}_3 &= \tilde{a}_{34} \tilde{X}_4, \\ \dot{\tilde{X}}_4 &= \tilde{a}_{41} \tilde{X}_1 + \tilde{a}_{43} \tilde{X}_3 + \tilde{a}_{44} \tilde{X}_4; \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где

$$\begin{aligned}\tilde{a}_{12} &= b_{22} a_{12}, & \tilde{a}_{21} &= \frac{1}{b_{22}} a_{21}, & \tilde{a}_{22} &= a_{22}, \\ \tilde{a}_{34} &= 1, & \tilde{a}_{41} &= a_{41}, & \tilde{a}_{43} &= a_{43}, & \tilde{a}_{44} &= a_{44}, \\ \tilde{X}_1 &= X_1, & \tilde{X}_2 &= \frac{1}{b_{22}} X_2, & \tilde{X}_3 &= X_3, & \tilde{X}_4 &= X_4.\end{aligned}$$

Применяя алгоритм, приведенный в [2] для определения коэффициентов r_{ij} , получаем следующую систему алгебраических уравнений

$$\left. \begin{aligned}\tilde{a}_{43} r_{14} &= \tilde{a}_{21} r_{23} + \tilde{a}_{41} r_{34} = 0, \\ \tilde{a}_{44} r_{14} + \tilde{a}_{21} r_{24} + \tilde{a}_{41} r_{44} &= 0, \\ \tilde{a}_{12} r_{14} + \tilde{a}_{34} r_{23} + (\tilde{a}_{22} + \tilde{a}_{44}) r_{24} &= 0, \\ 2\tilde{a}_{21} r_{21} + 2\tilde{a}_{41} r_{14} &= \beta_1, \\ 2\tilde{a}_{12} r_{12} + 2\tilde{a}_{22} r_{22} &= \beta_2, \\ 2\tilde{a}_{34} r_{34} + 2\tilde{a}_{44} r_{44} &= \beta_4, \\ \tilde{a}_{34} r_{33} + \tilde{a}_{44} r_{34} + \tilde{a}_{43} r_{44} &= 0, \\ 2\tilde{a}_{43} r_{34} &= \beta_3.\end{aligned}\right\} \quad (5)$$

На основании уравнений (5) и с учетом того, что $r_{ij} = r_{ji}$, составлены уравнения для определения r_{2i} :

$$r_{21} = \frac{1}{2a_{21}} b_{22} (\beta_1 - 2a_{41} r_{14}), \quad (6)$$

$$r_{22} = \frac{1}{a_{22}} (0,5\beta_2 - b_{22} r_{21}), \quad (7)$$

$$r_{23} = -\frac{1}{a_{21}} b_{22} \left(\frac{a_{41}}{2a_{43}} \beta_3 + a_{43} r_{14} \right), \quad (8)$$

$$r_{24} = -\frac{1}{a_{21}} b_{22} \left[\frac{a_{41} \beta_3 - a_{43} \beta_4}{2a_{43} a_{44}} + a_{44} r_{14} \right], \quad (9)$$

где

$$r_{14} = \frac{b_{22} a_{44} [\beta_3 a_{44} + (a_{22} + a_{44}) (\beta_3 - a_{43} \beta_4)]}{2a_{21} a_{43} a_{44} [a_{21} - a_{43} b_{22} - a_{44} (a_{22} + a_{44})]}.$$

С учетом преобразований вектора X уравнение (3) перепишем следующим образом:

$$U = -k(r_{21}X_1 + r_{22} \frac{1}{b_{22}}X_2 + r_{23}X_3 + r_{24}X_4). \quad (10)$$

Так как коэффициенты a_{ij} , β_i , k являются исходными данными при синтезе системы управления, то выражения (6) – (10) позволяют аналитически определять оптимальные параметры системы управления, т.е. оптимальные коэффициенты передачи сигналов координат электропривода X_1 , X_2 и объекта X_3 , X_4 на предварительный суммирующий усилитель системы управления электроприводом.

Полученные результаты (6) – (10) использованы при создании системы управления электроприводом гофратора экструзионной трубной линии ($a_{21} = -115$, $a_{22} = -24$, $a_{41} = a_{43} = -7,6 \times 10^{-3}$, $a_{44} = -0,4$, $b_{22} = 115$, $\beta_i = k = 1$).

Оптимальный закон управления

$$U = -0,465X_1 + 0,002X_2 + 0,5X_3 - 1,1X_4$$

был реализован на операционном унифицированном усилителе УУ-2, сигнал с которого подавался на вход магнитного усилителя.

Система управления позволила обеспечить точность стабилизации параметров процесса, сравнимую с погрешностью используемых в системе датчиков, и близкие к аperiodическим переходные процессы.

Л и т е р а т у р а

1. Красовский А.А. Аналитическое конструирование контуров управления летательными аппаратами. М., 1969. 2. Карапетян Р.Н. О численном решении уравнений оптимальных коэффициентов в задачах аналитического конструирования регуляторов. – "Автоматика и телемеханика", 1972, № 12.

ПОЗИЦИОННЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД С УПРАВЛЯЮЩЕЙ МОДЕЛЮ, ФОРМИРУЮЩЕЙ ПРЕДЕЛЬНУЮ ДИАГРАММУ ДВИЖЕНИЯ

Затруднения, возникающие при попытке осуществить предельную диаграмму движения с помощью непосредственного применения регуляторов промежуточных координат, в значительной степени устраняются при формировании диаграммы движения, близкой к предельной, с помощью модели.

Структурная схема позиционного электропривода, реализующего этот принцип, показана на рис. 1. Основные элементы модели M_1, M_2, M_3, M_n соответствуют основным элементам объекта управления (ОУ) $K_{Д1}, K_{Д2}, K_{Д3}, K_n$. Для формирования участков диаграммы движения с постоянными значениями тока, производной тока, и скорости модель снабжена соответствующими регуляторами РТ, РПТ и РС. Регуляторы выполнены по схеме с отсечками (задержанными обратными связями ЗОС).

Вид предельной диаграммы зависит от величины статического тока (возмущения F). Поэтому к суммирующему узлу 1 модели подводится сигнал F_1 , полученный при измерении возмущения на объекте управления с помощью схемы, состоящей из реального дифференцирующего звена $K_{Д0}$ и узла сравнения 2.

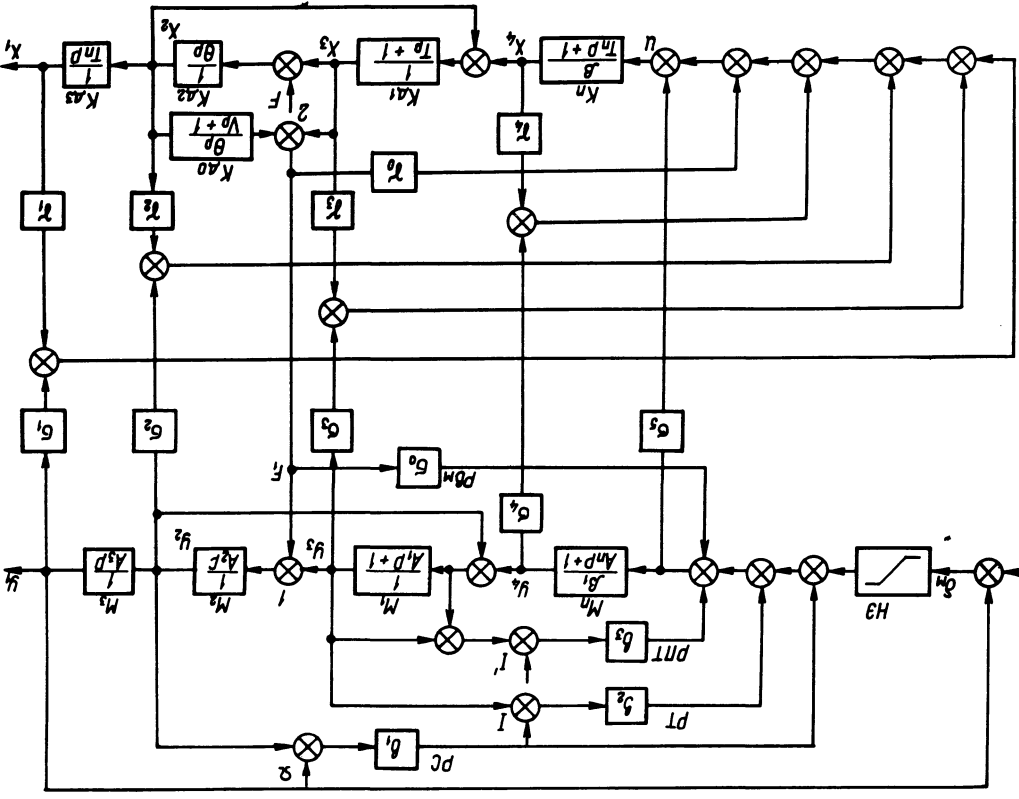
Для получения высокой точности обработки заданного сигнала необходимо, чтобы установившееся значение выходного сигнала модели Y_1 не зависело от возмущения. Это достигается с помощью регулятора по возмущению модели $PВ_M$.

В цепи рассогласования модели δ_M имеется насыщающийся элемент (НЭ), настройка которого выполняется так, что он насыщается при $\delta_M \geq y_1 T_{max}$, т.е. когда рассогласование больше или равно максимальному тормозному пути.

Все параметры модели выбираются из условия формирования предельной диаграммы движения. Передаточные функции (коэффициенты) согласующих звеньев определяются из условия точного воспроизведения объектом сформированного моделью сигнала Y_1 .

На основании структурной схемы, просуммировав действие обратных связей, можно записать значение управляющего сигнала для объекта управления:

Рис. 1. Структурная схема позиционного электропривода с управляющей моделью.



$$U = y_1 \sigma_1 - x_1 \gamma_1 + y_2 \sigma_2 - x_2 \gamma_2 + y_3 \sigma_3 - x_3 \gamma_3 + y_4 \sigma_4 - x_4 \gamma_4 + y_5 \sigma_5. \quad (1)$$

Подставляя в уравнение (1) значение промежуточных координат модели и объекта управления, выраженные через выходные координаты x_1 и y_1 и передаточные функции звеньев, получим

$$U = y_1 M - x_1 N, \quad (2)$$

где

$$N = \gamma_1 + \gamma_2 T_u p + \gamma_3 \theta T_u p^2 + \gamma_4 (\theta T_u T_p^3 + T_u \theta p^2 + T_u p);$$

$$M = \sigma_1 + \sigma_2 A_3 p + \sigma_3 A_2 A_3 p^2 + \sigma_4 (A_1 A_2 A_3 p^3 + A_2 A_3 p^2 + A_3 p) + \sigma_5 (A_n p + 1) (A_1 A_2 A_3 p^3 + A_2 A_3 p^2 + A_3 p).$$

Значение управляющего воздействия выразим через передаточную функцию объекта управления:

$$\left. \begin{aligned} W &= \frac{\beta}{PDT_u p} = \frac{\beta}{(T_n p + 1)(\theta T_p^2 + \theta p + 1)T_u p}, \\ U &= x_1 : W. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Подставляя значение U в уравнение (2), найдем

$$x_1 \left(\frac{1}{W} + N \right) = y_1 M.$$

Из уравнения (3), приравнявая выходные координаты, получаем условие точного воспроизведения объектом заданного моделью сигнала:

$$\frac{1}{W} + N = M \quad (4)$$

или

$$PDT_u p + \beta N = \beta M.$$

Раскрывая значения W , N , M в уравнении (4) и приравнявая коэффициенты при одинаковых степенях p , находим значения передаточных функций согласующих звеньев:

$$\gamma_1 = \sigma_1; \quad \gamma_2 + \gamma_4 = (\sigma_2 + \sigma_4 + \sigma_5) \frac{A_3}{T_u} - \frac{1}{\beta},$$

$$\gamma_3 + \gamma_4 = (\sigma_3 + \sigma_4 + \sigma_5) \frac{A_2 A_3}{\theta T_u} + \sigma_5 \frac{A_n A_3}{\theta T_u} - \frac{T_n + \theta}{\beta \theta},$$

$$\gamma_4 = (\sigma_4 + \sigma_5) \frac{A_1 A_2 A_3}{\theta T_u T} + \sigma_5 \frac{A_n A_2 A_3}{\theta T_u T} - \frac{T_n + T}{\beta T},$$

$$\sigma_5 = \frac{T_n \theta T T_u}{\beta A_n A_1 A_2 A_3}.$$

Таблица 1

Коэффициент передачи объекта управления	Коэффициент передачи модели		β_{\max}
	$\beta \rightarrow \infty$	$\beta = 1$	
$\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma_3 = \gamma_4 = 1$	$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 =$ $= \sigma_4 = 1$ $\sigma_5 = 0$	$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 =$ $= \sigma_4 = \sigma_5 = 1$	∞
$\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma_3 = 1$ $\gamma_4 = 0$	$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 =$ $= 1$ $\sigma_4 = \sigma_5 = 0$	$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 =$ $= \sigma_5 = 1$ $\sigma_4 = 0$	∞
$\gamma_1 = \gamma_2 = 1$ $\gamma_3 = \gamma_4 = 0$	система неустойчива	$\sigma_1 = \sigma_2 =$ $= \sigma_5 = 1$ $\sigma_3 = \sigma_4 = 0$	31
$\gamma_1 = \gamma_3 = 1$ $\gamma_2 = \gamma_4 = 0$	система неустойчива	$\sigma_1 = \sigma_3 = \sigma_5 =$ $= 1$ $\sigma_2 = \sigma_4 = 0$	>100
$\gamma_1 = 1$ $\gamma_2 = \gamma_3 = \gamma_4 = 0$	система неустойчива	$\sigma_1 = \sigma_5 = 1$ $\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_4 =$ $= 0$	9,5

В частном случае можно создать эталонную модель, в которой постоянные времени динамических звеньев равны постоянным времени объекта управления:

$$A_1 = T; \quad A_2 = \theta; \quad A_3 = T_u; \quad A = T_n.$$

Тогда передаточные функции согласующих звеньев определяются из следующих уравнений:

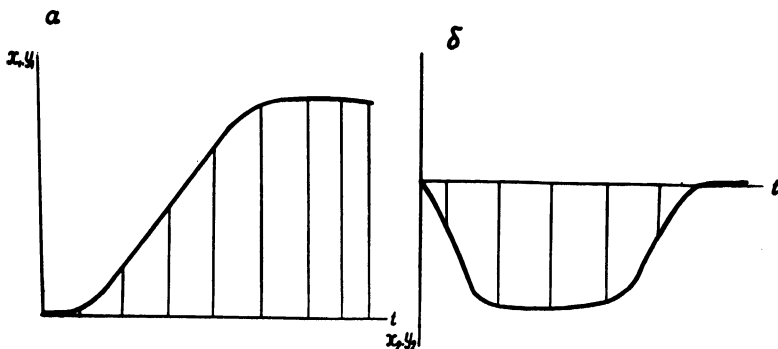


Рис. 2. Осциллограммы выходных координат:
а—позиция y_1 и x_1 ; б—скорость y_2 и x_2 .

$$\gamma_1 = \sigma_1; \gamma_2 + \gamma_4 = \sigma_2 + \sigma_4, \quad \gamma_3 + \gamma_4 = \sigma_3 + \sigma_4;$$

$$\gamma_4 = \sigma_4, \quad \sigma_5 = \frac{1}{\beta}.$$

В табл. 1 указаны значения коэффициентов передачи согласующих звеньев в зависимости от числа обратных связей объекта управления при разных значениях коэффициента усиления и величины максимальных коэффициентов усиления, полученные экспериментально.

Выделение старших производных выходной координаты объекта управления сложная и не всегда технически реализуемая задача. Поэтому желательно сократить их число, не ухудшая при этом качества системы.

На рис. 2 приведены осциллограммы выходных координат набранной на АВМ модели системы (структурная схема показана на рис. 1), снятые при следующих данных модели и объекта управления: $A_n = T_n = 0,05$; $A_1 = T = 0,05$; $A_2 = \theta = 0,4$; $A_3 = T_u = 0,65$; $U_3 = 30 \text{ В}$.

Осциллограммы выходных координат, сформированных моделью и обрабатываемых объектом при любом числе обратных связей, если система остается устойчивой, совпадают. Из осциллограмм видно, что хорошее качество переходного процесса может быть получено как при полном, так и при уменьшенном числе обратных связей.

Применение моделей, формирующих предельные диаграммы САУ, позволяет по-новому подойти к проблеме получения требуемых свойств САУ..

ИССЛЕДОВАНИЕ СХЕМЫ НЕСИММЕТРИЧНОГО ВКЛЮЧЕНИЯ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОМ КЛЮЧЕ

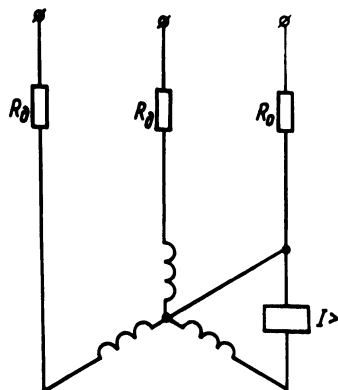
В условиях серийного и массового производства ставится задача создания устройств для автоматического зажима тонкостенных деталей и закручивания болтов с регулируемым усилием зажима. На автоматических линиях и агрегатных станках в качестве зажимного устройства широко используется электромеханический ключ с самотормозящей парой винт — гайка с приводом от асинхронного короткозамкнутого двигателя.

Усилие зажима при скоростях вращения, с которыми работает электромеханический ключ, зависит в гораздо большей степени от маховых масс двигателя, чем от развиваемого им момента. Изменение передаточного отношения редуктора не дает существенных результатов, так как при этом мало изменяются приведенные к валу двигателя суммарные маховые массы привода.

Уменьшение усилия зажима может быть получено снижением скорости привода электрическим путем без изменения передаточного числа редуктора и приведенных маховых масс привода. При этом достигается стабильность усилия и возможность его регулировки при первоначальной отладке станка с помощью сравнительно простого устройства, основанного на принципе несимметричного питания асинхронного двигателя [1].

Схема несимметричного питания трехфазного короткозамкнутого двигателя обеспечивает устойчивую пониженную в три раза по сравнению с паспортной скоростью в широком диапазоне изменения нагрузки и допускает регулировку добавочными сопротивлениями пускового и максимального моментов. Момент от воздействия запасенной энергии маховых масс снижается соответственно в девять раз, усилие зажима детали определяется уже в основном электромагнитным моментом, развиваемым двигателем, и поэтому регулируется сопротивлениями, включенными в цепь статора.

Рис. 1. Схема получения пониженной скорости двигателя



Повышенный нагрев двигателя при вращении на пониженной скорости обычно не является препятствием для применения указанной схемы в электромеханических ключах, так как время, в течение которого происходит процесс зажима детали, как правило, во много раз меньше всего цикла станка. Во время обработки детали двигатель ключа отключен, а во время отжима детали, вращаясь практически вхолостую, он еще более интенсивно охлаждается. Перегрев двигателя обычно не превышает допустимых пределов.

На рис. 1 приведена принципиальная электрическая схема устройства. Смещение потенциала нулевой точки звезды обмоток статора достигается подачей на нее напряжения одной из фаз сети через дополнительное сопротивление. В результате на обмотки двигателя подается несимметричная система напряжений, создающая несимметричную систему токов, которая может быть разложена на симметричные составляющие [2]. Ток нулевой последовательности создает намагничивающую силу третьей пространственной гармоники в магнитодвижущей силе машины, что обуславливает увеличение числа полюсов в три раза и соответствующий однофазный момент, вращающий ротор со скоростью, в три раза меньшей, чем паспортная. За счет токов прямой последовательности возникает составляющая трехфазного вращающего момента.

Обмотка одной фазы статора, замкнутая накоротко через катушку токового реле, оказывает существенное влияние на

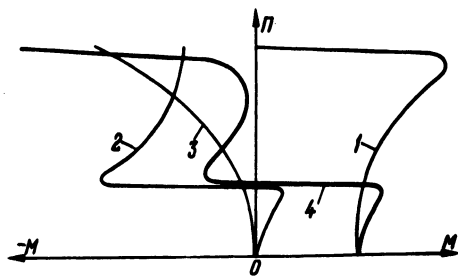


Рис. 2. Механическая характеристика двигателя: 1—трехфазная составляющая момента; 2—однофазная составляющая момента; 3—составляющая момента от действия короткозамкнутого контура; 4—результующая характеристика.

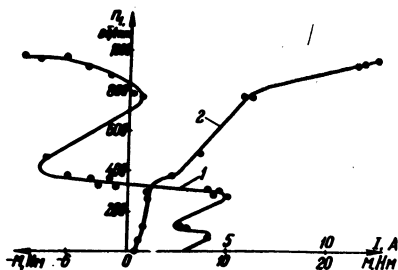


Рис. 3. Экспериментальные характеристики двигателя АО2-31-6 при $R_{\partial} = 12 \text{ Ом}$ и $R_{\circ} = 0$: 1—механическая характеристика; 2—зависимость тока от скорости в короткозамкнутом контуре.

результующую механическую характеристику, особенно в зоне высокой скорости вращения. Это объясняется тем, что при вращении ротора в короткозамкнутом контуре статора наводится электродвижущая сила вращения и протекает ток, пропорциональный скорости вращения. В результате в двигателе возникает дополнительный тормозной момент, пропорциональный квадрату скорости вращения и сдвигающий механическую характеристику в области высоких скоростей в тормозной квадрант. Результирующая механическая характеристика и ее основные составляющие, отражающие качественный характер процесса, приведены на рис. 2; составляющая момента от действия зубцовой гармоники магнитного поля не показана, так как имеет второстепенное значение.

Наличие в контуре тока, пропорционального скорости, позволяет использовать токовое реле для отключения двигателя при зажиме детали электромеханическим ключом. На рис. 3 (кривая 1) представлена соответствующая механическая характеристика, снятая для двигателя АО2-31-6, соединенного по схеме рис. 1, с дополнительными сопротивлениями $R_{\partial} = 12 \text{ Ом}$ и $R_{\circ} = 0$. Зависимость тока в короткозамкнутом контуре для тех же параметров схемы иллюстрируется кривой 2.

В табл. 1 приведены в качестве примера значения пускового момента $M_{\text{п}}$, токов в фазах I_1, I_2, I_3 и тока I_{\circ} в про-

Таблица 1

Тип двигателя	U сети, В	Добавочные сопротивле- ния, Ом		Ток, А				Пуско- вой мо- мент Н·м	M _п , %
		R _э	R _о	I ₁	I ₂	I ₃	I _о		
АОЛ2-12-6	360	51	0	4	5	0,8	7,3	2,1	
АОЛ2-12-6	360	70	0	3,5	3,7	0,8	6,1	1,5	
ДПТ22-2	385	32	12	4,5	4,5	0,8	8	0,75	
ДПТ22-4	380	32	12	5	5	0,8	8	1,8	

Таблица 2

Сопротив- ления в фазах дви- гателя, Ом		Тип двига- теля	Пере- дато- чное от- ноше- ние клю- ча	Час- тота вра- ще- ния к лю- ча, об/мин	Крутящий мо- мент		Усилие за- жима	
R _э	R _о				Сред- нее значе- ние, Н·м	Поле рас- сеяния, %	Среднее значение, Н	Поле рас- сеяния, %
32	12	ДПТ22-4	12,4	38,5	71	4,3	21000	4,2
			10,1	47,5	70	4,4	20000	5
			8,9	53,5	70	4,7	20000	5
32	12	ДПТ22-2	15,5	62	131	3	41000	2,5
			12,4	78	131	3,8	41000	2,5
			10,1	95	131	4,6	40500	2,4
98	12	ДПТ21-4	8,9	53,5	45	10,3	11500	2,7
98	12	ДПТ22-4	8,9	53,5	55	5,4	14000	3,6
43	22	ДПТ22-4	8,9	53,5	64	4,7	17000	1,2
43	22	ДПТ22-2	15,5	62	120	1,7	38500	0,2

воде, питающем нулевую точку звезды статора, для двигателей при различных добавочных сопротивлениях.

Рассматриваемая схема получения пониженной скорости испытывалась на унифицированном электромеханическом ключе УМ4524—1.00.

В табл. 2 приведены значения крутящих моментов, усилий зажима и соответствующих полей рассеивания при включении двигателей ключа по рассматриваемой схеме трехкратного снижения скорости. Испытания проводились на автоматическом цикле. Состав цикла по времени: работа на пониженной скорости — 4,5 с, быстрое вращение — 1,5 с, пауза — 24 с. Среднее значение установившейся температуры перегрева не превышало

56°С, а перегрев к концу каждого периода работы на пониженной скорости в установившемся тепловом режиме приближался к 75°С, т.е. был близок к номинальному перегреву двигателей данного типа. Добавочные сопротивления выбирались экспериментально, исходя из требуемых усилий зажима тонкостенных деталей.

Для отключения двигателей после зажима детали использовалось токовое реле типа РТ40/2, катушка которого включалась в рассечку короткозамкнутого контура двигателя (рис. 1). При остановке двигателя на упоре ток в короткозамкнутом контуре становится равным нулю, реле отпадает, подавая команду на отключение двигателя от сети.

Измерения усилий и моментов зажатых деталей и болтов показали, что при использовании двухполюсных двигателей даже трехкратное снижение скорости вращения маховых масс привода ключа обуславливает появление существенной составляющей в усилиях зажима. Эта составляющая особенно велика при зажиме относительно жестких деталей. Так, усилие зажима болта М10х52, потерявшего в значительной степени свою упругость в результате многократного предварительного использования, оказалось примерно в 1,5 раза больше, чем усилие зажима того же болта, закрученного в первый раз при прочих равных условиях. Большое значение имеет также пружинная шайба, если она не была в употреблении. Болт М10х52 с пружинной шайбой, закрученный электромеханическим ключом с двигателем ДПТ22-2, имел момент зажима на 5—7 Н·м меньший, чем без шайбы. Отражаются также на усилиях зажима различные дефекты болта, влияющие на его упругость.

На рис. 4 приведена осциллограмма крутящих моментов, записанных при затяжке двух болтов М10 двигателем ДПТ22-2 при одних и тех же параметрах электросхемы. Один из болтов (рис. 4,б) имел трещину, составляющую примерно 20% площади поперечного сечения, т.е. болты имели различную жесткость. Разница в величинах моментов при затяжке болтов составляет около 30%. Все это подтверждает, что и при массовом производстве в схеме управления электромеханическим ключом

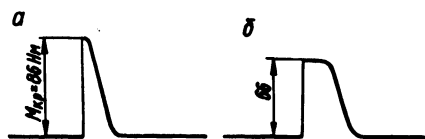


Рис. 4. Осциллограммы крутящих моментов при затяжке болтов М10 без дефектов (а) и с трещиной (б).

должна быть предусмотрена возможность регулирования усилия зажима. Для уменьшения составляющей усилия от действия маховых масс привода целесообразно при зажиме тонкостенных деталей использовать четырех- и шестиполусные двигатели.

Л и т е р а т у р а

1. Каплан Н.А., Лapidус А.И. Устройство для остановки электропривода на упоре. Авт.свид. №318459.— "Бюл. изобр.", 1971, № 32. 2. Каплан Н.А., Лapidус А.И. Регулирование частоты вращения трехфазного асинхронного короткозамкнутого двигателя совмещением токов прямой и нулевой последовательности. — "Электричество", 1971, № 4.

М.П. Хопова

УПРОЩЕННАЯ СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ВАЛА ДЛЯ РАСЧЕТА СТАТИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ

Простым и экономичным устройством для обеспечения согласованной работы нескольких индивидуальных приводов, когда пространственно-разделенные группы машин по технологическим причинам должны приводиться в действие с одинаковыми скоростями, является электрический вал. Он создается путем электрического соединения статоров и роторов двух или нескольких асинхронных электродвигателей с контактными кольцами по известной схеме [1, 2].

При наличии колеблющейся нагрузки и необходимости широкого регулирования скорости привода наиболее надежной системой согласованного вращения асинхронных двигателей является, так называемый, уравнительный электрический вал с уравнительными машинами I и II (рис. 1). В качестве уравнительных машин электрического вала применяются серийные асинхронные электродвигатели с контактными кольцами.

Для правильного выбора параметров привода необходим предварительный расчет эксплуатационных свойств электрического вала, определение соотношения токов, вращающих моментов и потоков мощности машин в установившемся режиме. Для этого исходят из схемы замещения уравнительного электрического вала, состоящего из двух однотипных машин I и II (рис. 2). На рис. 2— введены следующие обозначения: R_1, x_1 — активное и индуктивное сопротивления обмотки каждого статора; R_2', x_2'

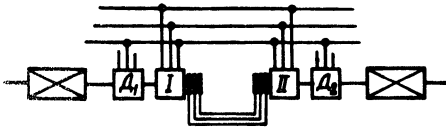


Рис. 1. Уравнильный электрический вал.

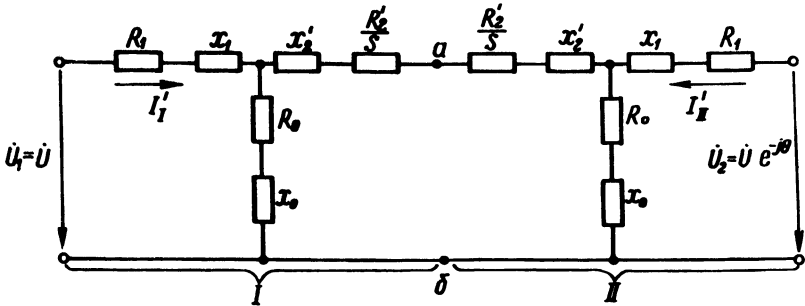


Рис. 2. Схема замещения уравнильного электрического вала, состоящего из двух однотипных машин (I и II).

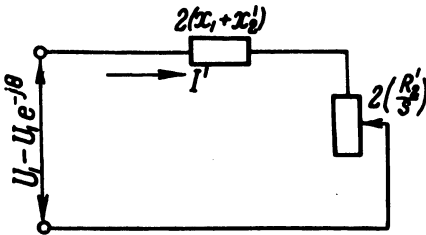


Рис. 3. Упрощенная схема замещения электрического вала.

приведенные активное и индуктивное сопротивления обмотки каждого ротора; R_0 , x_0 — активное и индуктивное сопротивления контура холостого хода каждой машины; s — скольжение каждого ротора; I'_I , I'_{II} — приведенный ток статора машин I и II.

Если для упрощения пренебречь потерями в активных сопротивлениях и током холостого хода статоров, то можно воспользоваться упрощенной схемой замещения электрического вала (рис. 3).

Предположим, что нагрузка машины I больше, чем нагрузка машины II, тогда ротор машины I будет отставать на угол θ от ротора машины II.

Механический угол сдвига роторов учитывается тем, что вводится соответствующий фазовый сдвиг между напряжениями статоров на электрический угол. В физическом отношении все

равно, будет ли угловая разность между напряжениями роторов обеих машин создаваться за счет механического сдвига между роторами или путем соответствующего сдвига фаз между напряжениями, питающими статоры обеих машин.

Если \dot{U}_1 — вектор напряжения статора машины I, а \dot{U}_2 — машины II, то разность векторов напряжений двух машин будет

$$\dot{U}_1 - \dot{U}_1 e^{-j\theta}, \quad (1)$$

где $-j\theta$ — оператор поворота на угол θ .

Векторное уравнение системы

$$\dot{U}_1 - \dot{U}_1 e^{-j\theta} = i' \left[2 \frac{R'_2}{s} + j2(x_1 + x'_2) \right], \quad (2)$$

где x_1, x'_2, R'_2, s имеют те же значения, что и на рис. 2; i' — приведенный ток ротора.

Подставляя в уравнение (2)

$$\dot{U}_1 e^{-j\theta} = \dot{U}_1 (\cos\theta - j\sin\theta),$$

получаем $i' = i'_1 = -i'_2 = \dot{U}_1 \frac{1 - (\cos\theta - j\sin\theta)}{A + jB}$,

где $A = \frac{2R'_2}{s}$; $B = 2(x_1 + x'_2)$.

Вектор тока, обусловленный вектором \dot{U}_1 :

$$i'_1 = -i'_2 = \frac{\dot{U}_1}{A + jB} \left\{ [A(1 - \cos\theta) + B\sin\theta] + j[A\sin\theta + B\cos\theta - B] \right\}. \quad (3)$$

Мощность, отдаваемая машиной I:

$$P_1 = 3 U_1 I' \cos \frac{\theta}{2},$$

а машиной II

$$P_2 = 3 U_1 I' \cos \frac{3\theta}{2}.$$

Если синхронная скорость в воздушном зазоре каждой машины n_o , то двигательный момент, развиваемый машиной I:

$$M_1 = \frac{P_1}{2\pi n_o},$$

Генераторный момент, развиваемый машиной II, будет

$$M_2 = \frac{P_2}{2\pi n_0},$$

где M_2 — момент, соответствующий передаваемой мощности, т.е. синхронизирующий момент.

Параметры электродвигателей x_1, R'_2, x'_2 , необходимые для расчета тока, вращающих моментов и мощности машин по упрощенной схеме замещения могут быть получены из опытов холостого хода и короткого замыкания.

Если $P_0, U_0, I_0, \cos \varphi_0$ — данные опыта холостого хода, $P_k, U_k, I_k, \cos \varphi_k$ — данные опыта короткого замыкания, то

$$R'_2 = \frac{P_k - R_0 U_k^2}{I_k^2} - R_1, \quad (4)$$

где $R_0 = \frac{P_0 - P_{\text{мех}}}{U_0^2}$ ($P_{\text{мех}}$ — механические потери),

$$x_1 + x_2 = \sqrt{\frac{U_k^2}{(I_k \cos \varphi_k - I_0 \cos \varphi_0)^2 + (I_k \sin \varphi_k - x_0 U_k)^2} - (R_1 + R'_2)^2}, \quad (5)$$

где $x_0 = \frac{I_0}{U_0} \sin \varphi_0$.

Упрощенная схема замещения электрического вала, параметры которой известным способом могут быть определены по данным опытов холостого хода и короткого замыкания, значительно облегчает расчет статических режимов и может быть использована для предварительного расчета и выбора характеристик привода по системе электрического вала.

Л и т е р а т у р а

1. Садовский И.М. Согласованное вращение асинхронных двигателей. М.—Л., 1948. 2. Унгру Ф., Иордан Г. Системы согласованного вращения асинхронных электродвигателей. Л., 1971.

ДИНАМИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ
ПОСТОЯННОГО ТОКА ПРИ ДИСКРЕТНОМ УПРАВЛЕНИИ

Исследование динамических и статических характеристик электродвигателя при дискретном способе управления (сигнал управления может быть с амплитудно-импульсной (АИМ), частотно-импульсной (ЧИМ) или широтно-импульсной (ШИМ) модуляцией) представляет значительный интерес, особенно при анализе динамики дискретных электроприводов.

Уравнение динамики процессов в электродвигателе постоянного тока при якорном управлении и при пренебрежении электромагнитной постоянной времени имеет вид [1]

$$T_1 \dot{\Omega}(t) + \Omega(t) = K_U U(t) - K_M M(t), \quad (1)$$

где T_1 — электромеханическая постоянная времени; $\Omega(t)$ — угловая скорость; $U(t)$ — напряжение управления; $M(t)$ — момент нагрузки; K_U, K_M — соответственно статические коэффициенты передачи по напряжению и моменту.

Сигнал $U(t)$ при дискретном способе управления в наиболее общем случае (рис. 1) имеет вид последовательности прямоугольных импульсов с АИМ—ШИМ—ЧИМ (τ_n, h_n — ширина и высота n -го импульса в n -ом периоде T_n ; $T' = \sum_{i=0}^{n-1} T_i$ — момент появления n -го импульса).

Нелинейная динамическая модель электродвигателя. В случае дискретного управления электродвигателем динамику процессов в нем удобно описывать разностными уравнениями. Для их вывода используем уравнение (1) и рис. 1. Обозначим в момент T' поступления n -го импульса сигнала $U(t)$ значения $\Omega(t)$ и $M(t)$ через Ω_n и M_n , а в момент поступления $(n+1)$ -го импульса — через Ω_{n+1} и M_{n+1} . Найдем закон изменения скорости $\Omega(t)$ на интервале действия n -го импульса и на интервале паузы

$$\Omega(t) = \Omega_n e^{-\frac{t-T'}{T_1}} + K_U h_n (1 - e^{-\frac{t-T'}{T_1}}) - \frac{K_M}{T_1} \int_{T'}^t M(u) du, \quad t \in [T', T' + \tau_n], \quad (2)$$

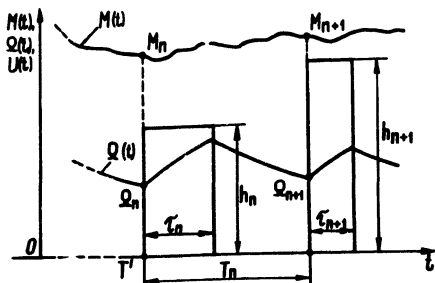


Рис. 1. Временные диаграммы.

$$\Omega(t) = \Omega_n e^{-\frac{t-T'}{T_1}} + K_U h_n \left(e^{\frac{\tau_n}{T_1}} - 1 \right) e^{-\frac{t-T'}{T_1}} - \frac{K_M}{T_1} \int_{T'}^t e^{-\frac{t-u}{T_1}} M(u) du, \quad t \in [T'+\tau_n, T'+T_n]. \quad (3)$$

Полагая в уравнении (3) $t = T' + T_n$ с учетом $\Omega[T' + T_n] = \Omega_{n+1}$, получим

$$\Omega_{n+1} = \Omega_n e^{-\frac{T_n}{T_1}} + K_U h_n \left(e^{\frac{\tau_n}{T_1}} - 1 \right) e^{-\frac{T_n}{T_1}} - \frac{K_M}{T_1} \int_{T'}^{T'+T_n} e^{-\frac{T'+T_n-u}{T_1}} M(u) du. \quad (4)$$

Нелинейное разностное уравнение (4) связывает значение скорости, управляющего сигнала и момента нагрузки в дискретные моменты времени. Уравнение (4) можно упростить, если полагать момент нагрузки мало изменяющимся за время n -го интервала регулирования T_n . Тогда можно приближенно считать $M(t) = M(T') = M_n$ при $t \in [T', T'+T_n]$ и выражение (4) приобретает вид

$$\Omega_{n+1} = \Omega_n e^{-\frac{T_n}{T_1}} + K_U h_n \left(e^{\frac{\tau_n}{T_1}} - 1 \right) e^{-\frac{T_n}{T_1}} - K_M M_n \left(1 - e^{-\frac{T_n}{T_1}} \right). \quad (5)$$

Из выражения (5) следует, что при АИМ приходим к линейной динамической модели электропривода (разностное уравнение линейно относительно Ω_n и h_n), а при ШИМ и ЧИМ — к нелинейной. Динамические характеристики двигателя при импульсном управлении характеризуются коэффициентом $\exp x \left\{ -\frac{T_n}{T_1} \right\}$ при координате Ω_n в уравнении (5). При АИМ и ШИМ этот коэффициент постоянен. При ЧИМ одновременно с изменением управляемого параметра T_n изменяется и коэффициент $\exp \left\{ -\frac{T_n}{T_1} \right\}$, что и приводит к изменению динамических параметров регулирования: времени переходного процесса, колебательности, запаса устойчивости и т.д.

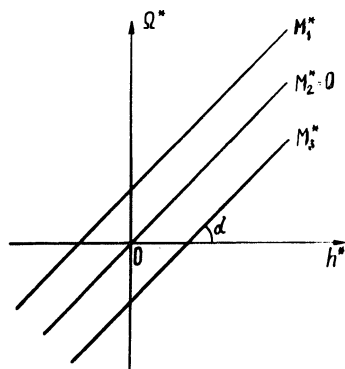
Статические характеристики электродвигателя. Найдем статические регулировочные характеристики двигателя при различных способах управления. В установившемся режиме $\Omega_n = \Omega^*$, $h_n = h^*$, $\tau_n = \tau^*$, $T_n = T^*$, $M_n = M^*$, Ω^* , h^* , τ^* , T^* , $M^* = \text{const}$.

Тогда из (5), учитывая, что $\Omega_{n+1} = \Omega_n = \Omega^*$, найдем

$$\Omega^* = \frac{K_U h^* \left[\exp\left(\frac{\tau^*}{T_1}\right) - 1 \right]}{\exp\left(\frac{T^*}{T_1}\right) - 1} - K_M M^*. \quad (6)$$

Регулировочные характеристики являются линейными только при АИМ. При ЧИМ и ШИМ регулировочные характеристики нелинейны. Нагрузочная характеристика $\Omega^* = f(M^*)$ является линейной при любых способах управления. На рис. 2,3,4 приведены регулировочные характеристики для трех видов управ-

Рис. 2. Регулировочные характеристики $\Omega^* = f(h^*)$ при АИМ.



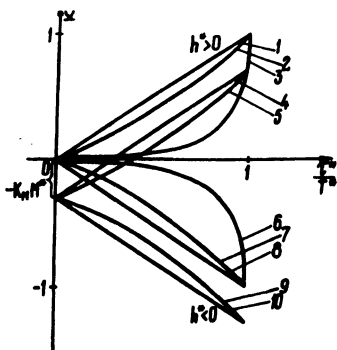


Рис. 3. Регулировочные характеристики $\Omega^* = f(\tau^*)$ при ШИМ ($K_U h^* = 1$):
 1,2,3,6,7,8 — $M^* = 0$; 4,5,9, 10 — $M^* \neq 0$; 1,4,8,10 — $T^*/T_1 = 0,1$; 2,5,7,9 — $T^*/T_1 = 1$; 3,6 — $T^*/T_1 = 10$.

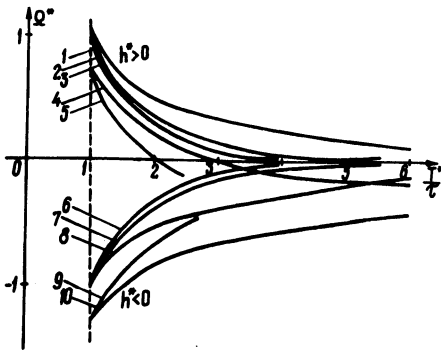


Рис. 4. Регулировочные характеристики $\Omega^* = f(\tau^*)$ при ЧИМ ($K_U h^* = 1$)
 1,2,3,6,7,8 — $M^* = 0$; 4,5,9,10 — $M^* \neq 0$; 1,4,8,10 — $\tau^*/T_1 = 0,1$; 2,7 — $\tau^*/T_1 = 0,5$; 3,5,6,9 — $\tau^*/T_1 = 1$.

ления, где учтена возможность реверса двигателя путем изменения полярности импульсов h_n , $\alpha = \arctg \frac{\Omega_n^* + K_M M^*}{h_n^*}$.

Линейная динамическая модель электродвигателя. Исследование нелинейных уравнений в общем случае затруднительно, поэтому желательно иметь линейную динамическую модель электродвигателя. При малых отклонениях от установившегося режима, вводя обозначения $\Delta \tau_n = \tau_n^* - \tau_n$, $\Delta T_n = T_n^* - T_n$, $\Delta h_n = h_n^* - h_n$, $\Delta M_n = M_n^* - M_n$, $\Delta \Omega_n = \Omega_n^* - \Omega_n$ и линеаризуя уравнение (5) известным способом [2], получим

$$\Delta \Omega_{n+1} - e^{-\frac{T^*}{T_1}} \Delta \Omega_n = b_h \Delta h_n + b_\tau \Delta \tau_n - b_T \Delta T_n - b_M \Delta M_n, \quad (7)$$

где $b_h = K_U (e^{-\frac{\tau^*}{T_1}} - 1) e^{-\frac{T^*}{T_1}}$; $b_\tau = \frac{K_U h^*}{T_1} e^{-\frac{\tau^* - T^*}{T_1}}$;

$$b_T = \frac{K_U h^* \left[\exp\left(\frac{\tau^*}{T_1}\right) - 1 \right]}{T_1 \left[\exp\left(\frac{T^*}{T_1}\right) - 1 \right]} ; b_M = K_M \left(1 - e^{-\frac{T^*}{T_1}} \right).$$

Уравнение (7) является линейным разностным уравнением в отклонениях и легко решается классическим способом или путем использования дискретного преобразования Лапласа.

Пример. Используем линейную динамическую модель электродвигателя (7) для анализа устойчивости в малом в электроприводе с дискретным управлением. Закон АИМ, ЧИМ, ШИМ будем полагать линейным. Тогда уравнения замыкания цепи обратной связи совместно с уравнением модулятора будут

$$h_n = K_h (\omega_n - \Omega_n); \tau_n = K_\tau |\omega_n - \Omega_n|; T_n = K_T / |\omega_n - \Omega_n|,$$

где ω_n -- входной сигнал электропривода (задатчика скорости); K_h, K_τ, K_T -- соответствующие коэффициенты передачи модулятора по амплитуде, длительности и периоду.

Закон модуляции по периоду является нелинейным (по частоте он линейный). Линеаризуя зависимость

$$T_n = K_T / |\omega_n - \Omega_n|,$$

запишем уравнения относительно отклонений

$$\begin{aligned} \Delta h_n &= K_h (\Delta \omega_n - \Delta \Omega_n), \quad \Delta \tau_n = K_\tau (\Delta \omega_n - \Delta \Omega_n), \\ \Delta T_n &= - \frac{K_T}{(\omega^* - \Omega^*)^2} (\Delta \omega_n - \Delta \Omega_n). \end{aligned} \quad (8)$$

Уравнения (7), (8) являются уравнениями динамики электропривода при малых отклонениях от установившегося режима. Подставляя (8) в (7), получим

$$\begin{aligned} \Delta \Omega_{n+1} + \left[b_h K_h + b_\tau K_\tau + b_T \frac{K_T}{(\omega^* - \Omega^*)^2} - e^{-\frac{T^*}{T_1}} \right] \Delta \Omega_n = \\ = \left[b_h K_h + b_\tau K_\tau + b_T \frac{K_T}{(\omega^* - \Omega^*)^2} \right] \Delta \omega_n - b_M \Delta M_n. \end{aligned} \quad (9)$$

В соответствии с известными критериями [2], для асимптотической устойчивости процессов в электроприводе необходимо и достаточно выполнения неравенства

$$|b_h K_h + b_\tau K_\tau + b_T \frac{K_T}{(\omega^* - \Omega^*)^2} - e^{-\frac{T^*}{T_1}}| < 1. \quad (10)$$

Описанная методика справедлива и для более сложных законов модуляции. Так, в работе [3] исследуется электропривод с интегральной широтной импульсной модуляцией.

Л и т е р а т у р а

1. Онацкий Я.И. Динамические характеристики электрических машин. Минск, 1971.
2. Бромберг П.В. Матричные методы в теории релейного и импульсного регулирования. М., 1967.
3. Кузнецов В.П. и др. К расчету электропривода с широтно-импульсным управлением. -- Изв. вузов. Энергетика, 1973, №6.

ЭКОНОМИКА И АСУ В ЭНЕРГЕТИКЕ

А.А. Харкевич

ОПТИМАЛЬНОЕ ФУНКЦИОНИРОВАНИЕ ДИСПЕТЧЕРА ЭНЕРГОСИСТЕМЫ В УСЛОВИЯХ АСДУ

Работа диспетчера энергосистемы (ДС) изучена очень слабо. Причина состоит в том, что в некоторых инженерно-технических кругах возникло упрощенческое воззрение на ДС, как на административного распорядителя и регистратора [1]. Для исследования функционирования ДС надо привлечь новейшие достижения эргономики, которая изучает технологию связей в системах "человек и машина". К сожалению, в настоящее время рекомендации эргономики используются слабо [2].

Для работы ДС в условиях АСДУ надо учитывать следующие факторы: доверие машинным данным, степень обязательства к исполнению распоряжений, выдаваемых ЭВМ, разделение ответственности между ДС и ЭВМ.

Способы и средства представления информации являются факторами, которые в значительной мере могут изменять эффективность и надежность работы ДС. Вероятно, что оптимальными способами представления информации будут такие, которые соответствуют "реальному ходу мышления человека", которые наглядно отображают то, что ДС должен воспроизводить в своей памяти [3].

Очень помогли бы ДС в оперативной работе расчеты потоко-распределения, автоматически выполняемые ЭВМ на случай выхода из строя отдельных элементов сети в данном нагрузочном режиме. Результат должен выдаваться на экран электронно-лучевой трубки в виде таблицы перегрузки элементов сети.

Инструктивно-справочный материал ДС составляется в виде символических алгоритмических схем, заменяющих громоздкие инструкции лаконичным и точным руководством к действию. Важен тщательный психоэргономический анализ поведения ДС в

условиях стресса (нервного напряжения) с целью разработки методов принятия решений в нормальном и аварийном режимах.

Для выработки практических рекомендаций по ликвидации аварий в энергосистеме следует построить интуитивную модель обнаружения сложных событий, т.е. структурную схему событий [4] .

В ближайшем будущем за ДС останется принятие решений, так как он обладает большой гибкостью при программировании и перепрограммировании, может работать в непредвиденных ситуациях, способен к индукции и обобщению.

При внедрении квазианалоговых схем, обеспечивающих параллельно восприятие, переработку и выдачу произвольного количества элементов информации, рекомендаций, можно будет часть функций ДС (в части принятия решений) передать ЭВМ.

К анализу ошибок ДС требуется системный подход, рекомендуемый эргономикой.

На основании анализа характерных ошибок ДС целесообразно разработать набор аварийных ситуаций для конкретной энергосистемы. Эти ситуации можно использовать для противоаварийных тренировок.

Таким образом, при внедрении АСДУ требуется комплексное изучение деятельности ДС с точки зрения эргономики. Для этого необходима разработка и экспериментальная проверка новых методов составления инструкции ДС, правил принятия решений, т.е. построение структурной схемы событий, а также набора аварийных ситуаций для конкретной энергосистемы.

Л и т е р а т у р а

1. Дарманчев А.К. Основы оперативного управления энергосистемами. М., 1960. 2. Журилин В.А. Исследование информационных характеристик панелей щита управления блоков 300 Мвт Средне-Уральской ГРЭС. - "Электрические станции", 1971, № 10. 3. Пушкин В.Н. Оперативное мышление в больших системах. М., 1966. 4. Галактионов А.И. Представление информации оператору. М., 1969.

С.К. Гурский, В.П. Керного

АВТОМАТИЗАЦИЯ АНАЛИТИЧЕСКОГО ПРЕДСТАВЛЕНИЯ
СХЕМ В ПАМЯТИ ЭВМ

В условиях автоматизированных систем диспетчерского управления (АСДУ) наиболее эффективными являются матричные методы расчета потокораспределения, основанные на применении той или иной матрицы обобщенных параметров сети (матрицы узловых сопротивлений \dot{Z}_y , матрицы контурных проводимостей \dot{Y}_k , матрицы коэффициентов распределения \dot{C}), позволяющая легко учесть переменный характер исходной информации о параметрах системы и режима.

Используя, в частности, метод коэффициентов распределения, можно получить оценки режимных параметров с заданной достоверностью в условиях не полностью определенной исходной информации, так как благодаря чрезвычайному быстрдействию метода при детерминистически заданных нагрузках оказывается возможным учесть путем статистического моделирования случайный характер информации о нагрузках [1], который фактически имеет место в условиях оперативного управления энергосистемой.

Для автоматического вычисления матриц \dot{Z}_y , \dot{Y}_k , \dot{C} удобно использовать аналитическое представление схемы сети с помощью первой матрицы инцидентий [2], т.е. матрицы соединений M . Вопросу эффективной алгоритмизации автоматического формирования этой матрицы и посвящается настоящая статья.

Для работы алгоритма информация о схеме сети должна быть введена в ЭВМ в виде списка ветвей, причем каждая из них идентифицируется указанием начальной и конечной вершин, в качестве которых могут использоваться, например, закодированные оперативные шифры соответствующих узлов сети. В качестве первой ветви списка указывается одна из ветвей, присоединенных к узлу схемы, принимаемому за балансирующий, причем этот узел записывается в виде начальной вершины ветви. Нумерация узлов сети, а также ветвей дерева и хорд производится автоматически в процессе работы алгоритма.

Каждая строка матрицы M записывается в разрядах одной или нескольких следующих друг за другом ячеек. Ввиду того, что для идентификации направления потока в ветви требуется рассматривать ориентированный граф, под один элемент матрицы M отводится два разряда ячейки: +1 кодируется парой

01, а -1 -- парой 11. Положительные направления для ветвей дерева схемы присваиваются в процессе работы алгоритма, а для хорд сохраняются начальные вершины, указанные в исходном списке ветвей. Количество ячеек, занимаемое одной строкой матрицы M , определяется программным путем в зависимости от объема решаемой задачи:

$$K = E \left[\frac{2m(1 + \alpha / 100)}{g} \right] + 1, \quad (1)$$

где m -- число ветвей в схеме; α -- число ветвей, которое может быть включено в работу при расширении сети и учтено в расчетах путем коррекции ее топологических матриц и обобщенных параметров без их полного пересчета, %; g -- число разрядов в ячейке оперативного запоминающего устройства ЭВМ ($E[z]$ -- целая часть, или антье, числа z , т.е. наибольшее целое число, такое что $E[z] \leq z$). Соответственно текущий адрес начала очередной i -й строки M определяется как

$$a_i = a_{i-1} + k. \quad (2)$$

Принципиальной особенностью алгоритма, облегчающей всевозможные применения матрицы M , является присвоение узлам и ветвям возрастающих номеров по мере движения от балансирующего узла к тупиковому по любому лучу дерева, а также стандартный выбор направлений для ветвей дерева, при котором начальной считается вершина ветви, более удаленная от балансирующего узла.

На подготовительном этапе исполняются следующие основные операторы: 1) засылка первой ветви исходного списка на первое место в формируемый массив ветвей дерева; 2) засылка начальной и конечной вершин первой ветви соответственно на первое и второе места в формируемый массив узлов схемы; 3) запись кода 11 в первую пару разрядов ячейки a_1 ; 4) запись кода 01 в первую пару разрядов ячейки a_2 , являющейся начальным адресом информации о второй строке матрицы M , который определяется по (2) при $i=2$; 5) определение адреса a_3 по (2) при $i=3$ и засылка его в рабочую ячейку $\langle a_i \rangle$, служащую в качестве регистра текущих начальных адресов формируемых строк M ; 6) засылка числа 3 в рабочую ячейку $\langle r_i \rangle$, служащую в качестве регистра текущих номеров разрядов ячеек, начиная с которых должны записываться пары двоичных цифр, соответствующих формируемому столбцу матрицы M .

Рабочая часть алгоритма состоит в проверке возможности присоединения очередной ветви из исходного списка в качестве ветви дерева или хорды к уже сформированному подграфу полного графа сети. Код начальной вершины очередной ветви сравнивается поочередно с кодами узлов сформированного подграфа. Если происходит совпадение кодов, номер соответствующего узла γ_1 , определяемый его порядковым местом в списке узлов подграфа, запоминается в рабочей ячейке, и начинается аналогичный процесс сопоставления конечной вершины ветви с узлами подграфа. В случае совпадения кодов также запоминается номер соответствующего узла γ_2 . Ветвь передается на очередное j -е место в список хорд подграфа, причем в качестве ее начальной и конечной вершин сохраняются те же узлы, что и в исходном списке ветвей. Определяются начальные адреса a_{γ_1} , a_{γ_2} информации о строках матрицы M , соответствующих узлам γ_1 , γ_2 :

$$a_{\gamma_\nu} = a_1 + k (\gamma_\nu - 1), \quad (3)$$

где $\nu = 1, 2$. Определяются адреса тех ячеек в массиве информации о строках матрицы M , соответствующих узлам γ_1 , γ_2 , в которое должна записываться информация о данной ветви ($\nu = 1, 2$):

$$a'_{\gamma_\nu} = a_{\gamma_\nu} + E [y], \quad (4)$$

$$\text{где } y = \frac{2(n+j-2)}{g}, \quad (5)$$

$E[y]$ -- антье y ; n -- число узлов в схеме; j -- номер данной ветви в массиве хорд подграфа. Определяются номера разрядов ячеек a'_{γ_1} , a'_{γ_2} , начиная с которых должны быть записаны пара соответственно 11, 01

$$r_j = 1 + 2 (n + j - 2) - gE [y], \quad (6)$$

и производится запись этих пар.

Если начальная вершина ветви в списке узлов сформированного подграфа не обнаруживается, а конечная обнаруживается на некотором месте k , то ветвь с сохранением порядка вершин передается в качестве очередной ν -й ветви дерева подграфа; ее начальная вершина передается в списках узлов подграфа на очередное i -е место; в строку матрицы M , соответствующую узлу k , в очередной столбец записывается па-

ра 11; в очередную строку матрицы M в тот же столбец записывается пара 01.

Если в списке узлов подграфа на некотором месте k обнаруживается начальная ветвь, а конечная не обнаруживается, то ветвь также передается в список ветвей дерева, но с изменением порядка вершин, в список узлов передается конечная вершина ветви, а в строку матрицы M , соответствующую узлу k и в очередную строку этой матрицы по-прежнему записываются пары 11 и 01 соответственно. При этом в обоих случаях адрес a_i начала массива информации об очередной строке M определяется содержимым регистра текущих начальных адресов строк $\langle a_i \rangle$, а адрес ячейки этого массива, в разрядах которой должна записываться информацией о данной ветви, определяется как

$$a_i^1 = a_i + E[x], \quad (7)$$

где

$$x = \frac{2(i-1)}{g}, \quad (8)$$

$E[x]$ — часть x . Адрес a_k начала массива информации о строке матрицы M , соответствующий узлу k , определяется формулой (3) при $y_y = k$, а адрес ячейки этого массива, в которую должна записываться значащая пара разрядов, — формулой (7) при $i = k$. Номер разрядов ячеек a_k, a_i , начиная с которых должны записываться значащие пары разрядов, определяется содержимым регистра $\langle r_i \rangle$.

После записи указанной информации в строки матрицы M изменяется текущее содержимое регистра a_i в соответствии с (2) и регистра $\langle r_i \rangle$ в соответствии с формулой

$$r_i = r_{i-1} + 2 - gE[x]. \quad (9)$$

Если в списке узлов сформированного подграфа не обнаруживается ни начальной, ни конечной вершины очередной ветви исходного списка ветвей схемы, то ветвь передается в конец исходного списка ветвей.

Алгоритм заканчивается, когда последняя ветвь преобразованного исходного списка оказывается присоединенной к ранее сформированному подграфу.

Л и т е р а т у р а

1. Гурский С.К. Вероятностный анализ нормальных режимов работы основной сети электрической системы. — "Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт", 1972, № 1. 2. Мельников Н.А. Матричный метод анализа электрических цепей, М., 1972.

М.А. Короткевич, Т.Г. Поспелова

ОБ УЧЕТЕ КАЧЕСТВА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В УСЛОВИЯХ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОСИСТЕМАМИ

В автоматизированной системе управления (АСУ) энерго-системой самостоятельное место занимает проблема учета качества электроэнергии. Для реализации ее решения в условиях АСУ необходимо предварительно провести анализ задач АСУ в области обеспечения удовлетворительного качества электроэнергии, организация приоритетов их решения; требуемых объемов, периодичности поступления и обработки информации для каждой из этих задач; существующих критериев качества электроэнергии и классификации потребителей по категориям; имеющихся средств обеспечения качества электроэнергии по их технико-экономическим показателям.

Следует подчеркнуть, что дальнейшее объединение энергосистемы, рост уровней напряжения и перетоков мощностей привели к непосредственной зависимости обеспечения необходимого качества электроэнергии от режимов сетей высокого и сверхвысокого напряжения, межсистемных линий электропередач. Это требует по-новому формулировать задачи обеспечения качества электроэнергии, а при решении их в АСУ — взаимной увязки соответствующих иерархических уровней энергосистемы.

Принимая во внимание случайный характер изменения подавляющего большинства факторов, влияющих на качество электроэнергии, необходимость систематического анализа и контроля условий работы электрических сетей, вероятностно-статистический характер методов расчета, проводимых с целью определения управляющих воздействий, можно ожидать значительного удельного веса составляющей учета качества электроэнергии при оценке экономической эффективности АСУ [1] :

$$\varepsilon = \frac{\sum_{t=1}^T (\Pi_t - \Delta \Pi_t) (1 + p_{н.п})^{-t}}{3 \text{ АСУ}}, \quad (1)$$

где $3_{\text{АСУ}}$ — приведенные к году начала разработки затраты на создание АСУ; Π_t — экономия приведенных затрат в t -й год, полученная в результате функционирования АСУ; $\Delta \Pi_t$ — потери экономии приведенных затрат в t -й год, связанные с ненадежностью комплекса технических средств; $p_{н.п}$ — нормативный коэффициент приведения разновременных капитальных вложений; T — срок создания АСУ.

В выражение приведенных затрат в связи с учетом качества электроэнергии войдут отчисления от стоимости средств регистрации, сбора и передачи информации, средств регулирования; разработка специального математического обеспечения, стоимость обработки информации на ЦВМ. Экономия приведенных затрат от обеспечения надлежащего качества электроэнергии достигается сокращением потерь электроэнергии, повышением срока службы электродвигателей, производительности труда.

Рассмотрим составляющую экономии приведенных затрат от обеспечения нужного качества напряжения у потребителей [1]:

$$\Pi_k = \sum_{i=1}^n \frac{S_i^2}{U_i^2} r_i \left[\frac{1}{(1 - \frac{a\%}{100})^2} - 1 \right] \tau_\beta + \sum_{j=1}^m \Delta P_{с.н.j} \times \left[1 - \frac{a\%}{100} \right]^2 T_j \beta, \quad (2)$$

где S_i — полная мощность, протекающая через i -й элемент сети; U_i — активное сопротивление и напряжение, подведенное к i -му элементу; $a\%$ — процент отклонения напряжения от номинального значения; τ — время потерь; $\Delta P_{с.н.j}$ — потери в стали j -го трансформатора при номинальном напряжении; β — стоимость одного киловатт-часа потерянной электроэнергии; T_j — время работы j -го трансформатора.

Организация систематического контроля за показателями качества электроэнергии требует в первую очередь разрабо-

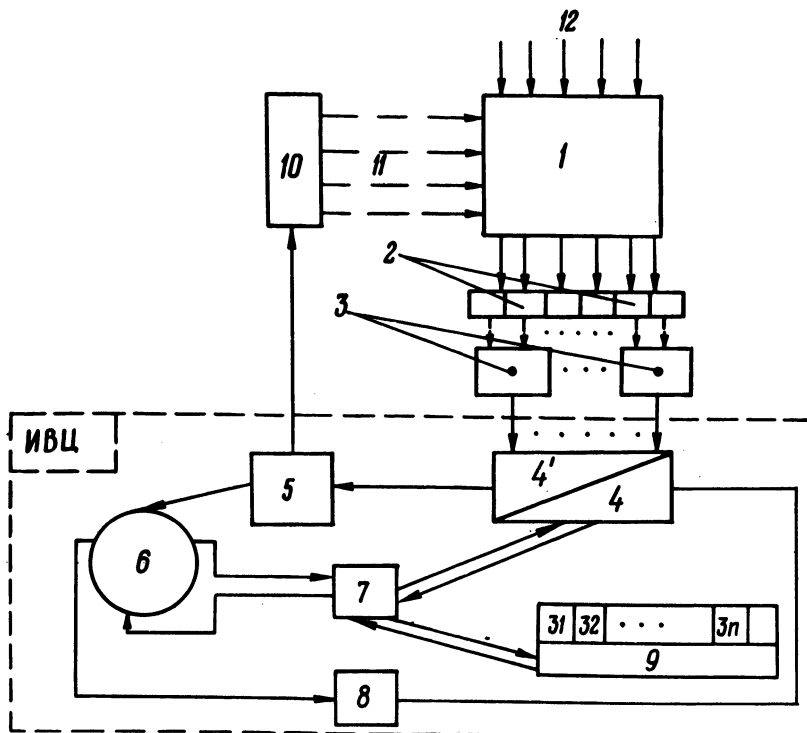


Рис. 1. Схема функционирования системы управления:
 1—управляемый объект; 2—датчики; 3—счетчики-накопители; 4—информационная модель; 4'—информация о качестве; 5—блок сравнения, оператор; 6—программа-диспетчер; 7—программа выбора информации; 8—программа коррекции информации; 9—специальное математическое обеспечение; 10—средства регулирования; 11, 12—управляющие и возмущающие воздействия.

тать режимы поступления и методы обработки информации. При этом важной задачей следует считать установление факта устойчивого состояния изменений контролируемых параметров.

Характерные точки сети оборудуются периферийными устройствами: датчиками, вырабатывающими одиночный сигнал о величине выходного параметра в заданный момент времени, и блоками счетчиков-накопителей, предназначенных для регистра-

ции величины напряжения в эти моменты времени и подсчета количества измерений за определенное время. Собранные информация поступает в информационно-вычислительный центр системы управления. Функционирование системы управления в процессе выработки управляющих воздействий регулирующим и компенсирующим устройствами легко проследить на схеме (рис. 1).

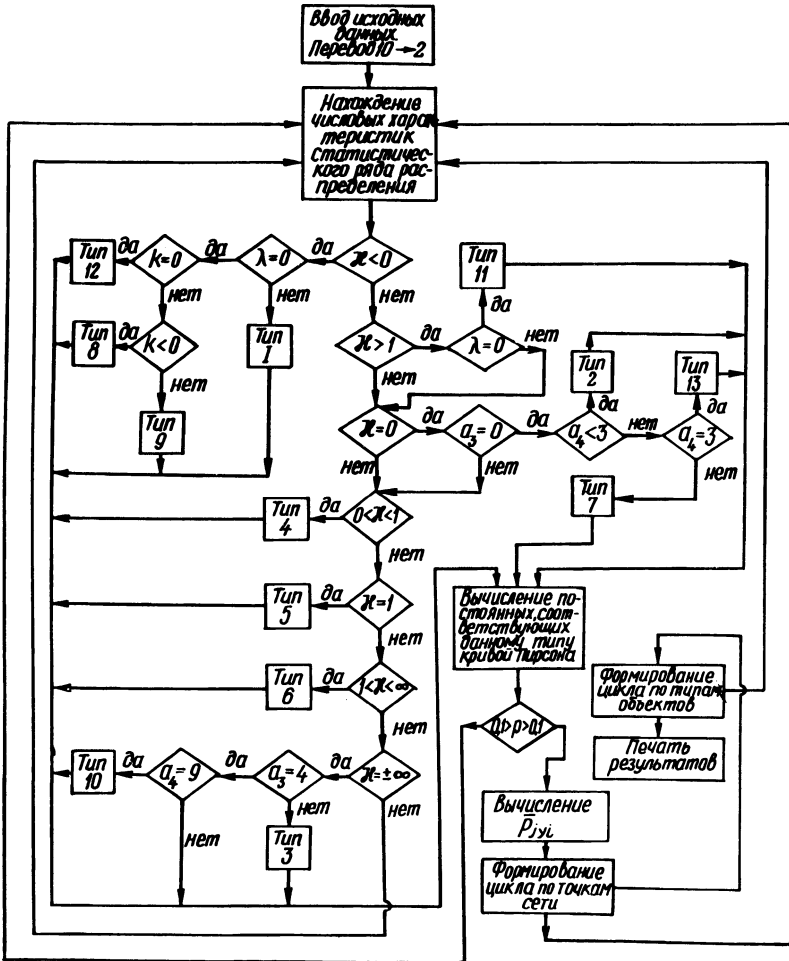


Рис. 2. Блок-схема определения закона распределения и теоретических вероятностей уровня напряжения j -й точки γ -го объекта сети в i -й момент времени.

Авторами составлен подробный алгоритм обработки полученных статистических данных уровня напряжения в характерной точке сети.

Смысл обработки состоит в подборе по имеющемуся статистическому ряду такой теоретической кривой распределения, которая наилучшим образом описывала бы это статистическое распределение. Показано, что наиболее рационально в этом случае воспользоваться специально разработанной системой кривых Пирсона, охватывающей любые возможные распределения.

Определение принадлежности данного статистического распределения к одному из тринадцати типов кривых Пирсона производится вычислением так называемого "каппа Пирсона" (δ) [2] (рис.2).

Окончательный итог содержит значение теоретических вероятностей появления значений напряжения, превышающих допустимое ГОСТом, в заданные интервалы времени.

По полученным данным формируются сигналы воздействия в соответствии с приоритетом на регулирующие или компенсирующие устройства на планируемый период работы, например, сутки.

Л и т е р а т у р а

1. Поспелов Г.Е., Короткевич М.А. К определению экономической эффективности автоматизированной системы управления предприятием электрических сетей. -- "Изв. вузов. Энергетика", 1972, №8. 2. Короткевич М.А. Определение срока службы оборудования электрических сетей по условиям физического износа. --- В сб.: Электроэнергетика. Вып. 3; Минск, 1973.

В.Э. Воротницкий

ОБ УЧЕТЕ ФАКТОРА ВРЕМЕНИ ПРИ ОЦЕНКЕ СРАВНИТЕЛЬНОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕРОПРИЯТИЙ ПО ПОВЫШЕНИЮ ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Современные электрические сети представляют собой сложную динамическую систему, непрерывно развивающуюся в пространстве и времени. С ростом нагрузки технико-экономические показатели сетей постепенно ухудшаются и, как след-

ствии, возникает необходимость в повышении их пропускной способности.

Одним из мероприятий по повышению пропускной способности сети является замена провода перегруженных участков. Выбранное сечение провода должно обеспечивать минимум приведенных затрат в течение расчетного периода оптимизации. Длительность этого периода зависит от многих факторов и до настоящего времени для электрических сетей не установлена окончательно.

Динамическое решение задачи выбора оптимального сечения проводов линий электропередачи в ряде случаев показало, что сечение проводов для заданного расчетного периода, за который приблизительно известен закон роста нагрузок, должно определяться не по начальной или конечной нагрузке периода оптимизации, а по некоторой расчетной нагрузке

$$I_p = k_d I_0, \quad (1)$$

где k_d -- коэффициент, учитывающий длительность расчетного периода и закон изменения нагрузки во времени; I_0 -- максимальный ток в линии, предшествующий началу расчетного периода; I_p -- неизменный по величине ток в линии, при котором суммарные приведенные затраты за весь расчетный период равны суммарным приведенным затратам при меняющейся непрерывно в течение расчетного периода нагрузке.

К сожалению, до настоящего времени в вопросе определения коэффициента динамики k_d нет единого мнения.

Целью данной статьи является анализ влияния различных факторов на указанный коэффициент и, в частности, исходной формулы приведенных затрат на передачу электроэнергии, закона роста нагрузки, длительности расчетного периода и величины нормативного коэффициента приведения разновременных затрат.

При постоянных (или усредненных) затратах (z_n) на поддержание производительности за пределами расчетного периода приведенные затраты в течение $T = \infty$ можно определить по формуле [1]

$$z_0 = \sum_{t=1}^T (K_t + \Gamma_t) (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + z_n \frac{(1 + E_{н.п})^{\theta-T}}{E_{н.п}}, \quad (2)$$

где T -- продолжительность периода оптимизации, одновременно означает и последний его год; K_t, Γ_t -- соответственно капи-

таловложения и годовые эксплуатационные расходы в год t ; $E_{н.п}$ — нормативный коэффициент приведения разновременных затрат; θ — год приведения затрат,

Если затраты определяются целиком издержками производства, то

$$3_{\theta} = E_{н.п} \sum_{t=1}^T (K_t + \Gamma_t) (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + \Gamma_H (1 + E_{н.п})^{\theta-T} \quad (3)$$

При равенстве $E_{н.п} = E_H = 0,12$ из формулы (3) получится формула В.В. Болотова

$$3_{\theta} = E_H \sum_{t=1}^T (K_t + \Gamma_t) (1 + E_H)^{\theta-t} + \Gamma_H (1 + E_H)^{\theta-T}, \quad (4)$$

где E_H — нормативный коэффициент эффективности капиталовложений.

Для распределительных электрических сетей характерны единовременные капиталовложения и непрерывное изменение годовых эксплуатационных расходов в связи с ростом потерь. В электрических сетях фактически нет периода "нормальной" эксплуатации. В связи с этим целесообразно [2] для оценки сравнительной эффективности в электрических сетях применять формулу Д.С. Щавелева:

$$3_{\theta} = \sum_{t=1}^T (E_H K_t + \Delta \Gamma_{t+1}) (1 + E_{н.п})^{\theta-t} \quad (5)$$

Можно показать, что

$$\begin{aligned} 3_{\theta} &= \sum_{t=1}^T E_H K_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + \sum_{t=1}^T \Delta \Gamma_{t+1} (1 + E_{н.п})^{\theta-t} = \\ &= E_H \sum_{t=1}^T K_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + E_{н.п} \sum_{t=1}^T \Gamma_t (1 + E_{н.п})^{\theta-t} + \Gamma_H (1 + E_{н.п})^{\theta-T} - \\ &- \Gamma_t (1 + E_{н.п})^{\theta} \end{aligned} \quad (6)$$

Из сравнения (4) и (6) следует, что формулы В.В. Болотова и Д.С. Щавелева тождественны, если $E_{н.п} = E_H$ и равны годовые

вые эксплуатационные расходы первого года в сравниваемых вариантах. Второе условие, очевидно, выполняется при выборе мероприятий по повышению пропускной способности сетей. Следовательно, в рассматриваемой задаче последний член выражения (6) можно опустить и приведенные затраты представить в виде

$$3_{\theta} = E \sum_{n,t=1}^T K_t (1 + E_{н.п.})^{\theta-t} + E_{н.п.} \sum_{t=1}^T \Gamma_t (1 + E_{н.п.})^{\theta-t} + \Gamma_n (1 + E_{н.п.})^{\theta-T} \quad (7)$$

Проанализируем, влияет ли форма приведения затрат в виде (3) и (7) на величину коэффициента динамики.

Если предположить, что капитальные вложения на повышение пропускной способности осуществляются только в первый год расчетного периода T , если изменение годовых эксплуатационных расходов происходит в результате роста нагрузки, а в качестве затрат "нормальной" эксплуатации Γ_n приняты годовые эксплуатационные расходы последнего года расчетного периода, то по формуле (3) суммарные затраты на 1 км линии, приведенные к "нулевому" году, можно определить как

$$3_0 = (E_{н.п.} + r_a) K_0 + \frac{3\rho\tau\beta}{s} \left(E_{н.п.} \sum_{t=1}^T \frac{I_t^2}{\lambda^t} + \frac{I_T^2}{\lambda^T} \right) \quad (8)$$

где K_0 — капитальные вложения на повышение пропускной способности линии электропередачи в год, предшествующий периоду оптимизации; r_a — нормативный коэффициент отчислений на амортизацию; τ_a — время потерь; β — стоимость 1 кВт.ч потерь энергии; I_t, I_T — ток в линии соответственно в годы t и T ; ρ — удельное сопротивление материала провода; s — сечение провода; $\lambda = 1 + E_{н.п.}$.

Токи

$$I_t = I_0 m_t, \quad I_T = I_0 m_T, \quad (9)$$

где m_t, m_T — кратность изменения тока нагрузки, соответственно в год t и T по отношению к "нулевому" году, зависят от закона роста нагрузки и длительности расчетного периода.

С учетом (9) формулу (8) можно записать в виде:

$$Z_0 = (E_{н.п} + p_a) K_0 + \frac{3\rho\tau\beta I_0^2}{s} \left(E_{н.п} \sum_{t=1}^T \frac{m_t^2}{\alpha^t} + \frac{m_T^2}{\alpha^T} \right). \quad (10)$$

Если в формуле (8) переменную нагрузку I_t заменить постоянной нагрузкой I_p , определяемой по формуле (1), то

$$Z_0 = (E_{н.п} + p_a) K_0 + \frac{3\rho\tau\beta I_0^2}{s} \left(E_{н.п} \sum_{t=1}^T \frac{k_d^2}{\alpha^t} + \frac{k_d^2}{\alpha^T} \right). \quad (11)$$

Приравняв правые части выражений (10) и (11), получим

$$k_d = \sqrt{E_{н.п} \sum_{t=1}^T \frac{m_t^2}{(1+E_{н.п})^t} + \frac{m_T^2}{(1+E_{н.п})^T}}. \quad (12)$$

Очевидно, что тождественное выражение для k_d получится, если в качестве критерия оптимизации принять формулу (7), так как по ней первым слагаемым в формуле Z_0 будет $(E_{н.п} + p_a) K_0$, но при определении k_d эта составляющая сокращается.

Исследуем степень влияния величины $E_{н.п}$ на коэффициент динамики при различных законах изменения нагрузки (показательном и линейном), различных коэффициентах годового прироста нагрузки ($n = 0,05-0,2$) и длительности расчетного периода ($T = 5, 10, 15$ лет).

Результаты расчетов на ЭЦВМ "Минск-22" представлены на рис. 1, 2. По оси ординат отложено отношение $\frac{k_d}{m_T}$, которое характеризует степень отличия коэффициента динамики от кратности тока нагрузки в последний год расчетного периода.

Из рис. 1, 2 следует, что с увеличением коэффициента годового прироста нагрузки n отношение k_d / m_T уменьшается, а разница в расчете k_d при $E_{н.п} = 0,08$ и $E_{н.п} = 0,12$ воз-

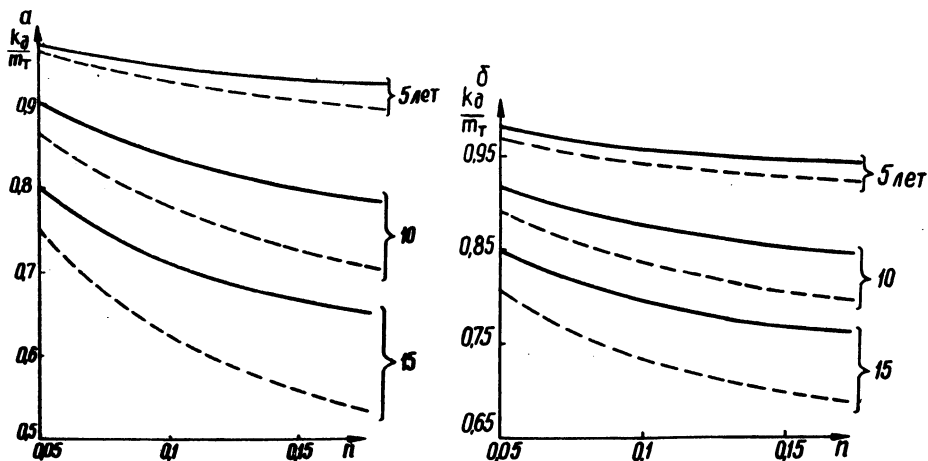


Рис. 1. Изменение $\frac{k_d}{m_T}$ в зависимости от n , T и $E_{H,П}$ при показательном (а) и линейном (б) законах роста нагрузки при $E_{H,П} = 0,08$ (сплошные линии) и $E_{H,П} = 0,12$ (пунктирные).

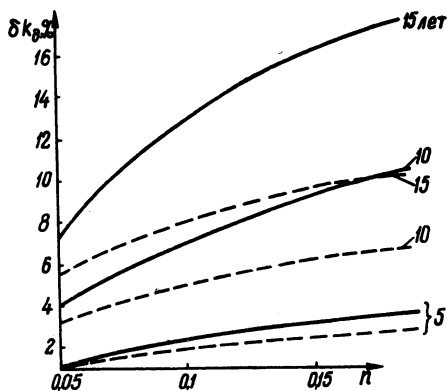


Рис. 2. Относительное изменение коэффициента динамики в зависимости от n , T и закона роста нагрузки для $E_{H,П} = 0,08$ и $E_{H,П} = 0,12$ при показательном (сплошные линии) и линейном (штриховые) законах.

растет. Степень изменения k_d / m_T и k_d с ростом длительности расчетного периода также повышается, причем для показательного закона увеличение нагрузки она значительнее, чем для линейного.

Л и т е р а т у р а

1. Захарин А.Г., Браилов В.П., Денисов Д.И. Методы экономического сравнения вариантов в энергетике по принципу минимума приведенных затрат. М., 1971. 2. Илларионов Г.А., Петренко Э.Г. Техничко-экономические расчеты в электрических сетях. — В сб.: Вопросы методики технико-экономических расчетов в энергетике. Л., 1970.

М.А. Короткевич

МЕТОДИКА ИЗУЧЕНИЯ ЗАГРУЗКИ ТЕХНИЧЕСКИХ СРЕДСТВ АСУ ПРЕДПРИЯТИЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Комплекс технических средств автоматизированной системы управления (АСУ) предприятием электрических сетей (ПЭС) включает в себя устройства регистрации, подготовки, сбора, приема и передачи информации.

По отношению к АСУ энергосистемой указанные устройства называются периферийными.

Как следует из [1], стоимость периферийных устройств составляет 80% стоимости всего технического комплекса АСУ энергосистемой. Так как одна и та же операция по преобразованию информации может быть выполнена различными устройствами, то из всех возможных вариантов построения комплекса технических средств АСУ ПЭС должен быть выбран такой, который обеспечивает минимум приведенных затрат.

Один из важных вопросов построения комплекса технических средств состоит в определении количества средств i -й фазы преобразования. Определенное на стадии проектирования количество технических средств i -й фазы преобразования информации в процессе эксплуатации должно быть уточнено с целью обеспечения достаточной надежности и соответствующей организации преобразования информации. Эти вопросы могут быть решены методами теории массового обслуживания.

Представим техническое средство АСУ ПЭС как некоторую систему массового обслуживания, имеющую n каналов обслуживания.

Известно [2 - 3], что процесс функционирования системы массового обслуживания представляет собой случайный процесс

из-за перехода системы в случайные моменты времени из одного состояния в другое. Переход системы из состояния в состояние происходит скачком в момент, когда осуществляется какое-то событие.

В любой момент времени система может быть в одном из состояний:

$$x_0, x_1, \dots, x_n.$$

Вероятность того, что в момент t система будет находиться в состоянии x_n , обозначим через $p_i(t)$. Для любого момента времени

$$\sum_{i=0}^n p_i(t) = 1 \quad (i = 0, 1, 2, \dots, n), \quad (1)$$

Граф возможных состояний аппаратуры изображен на рис. 1, где стрелками указаны возможные переходы системы из состояния в состояние.

Для выяснения пропускной способности (загрузки) аппаратуры требуется установить характер потока событий, переводящих систему из одного состояния в другое.

Процесс перехода из состояния x_i в состояние x_j под воздействием потока событий λ_{ij} можно рассматривать как

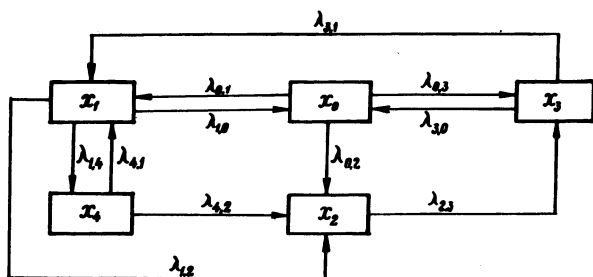


Рис. 1. Граф возможных состояний технического средства автоматизированной системы управления предприятия электрических сетей:

x_0 — устройство исправно, сообщения не поступают; x_1 — регистрация, подготовка или передача сообщений; x_2 — устройство неисправно; определяется вид ремонта; x_3 — устройство ремонтируется; x_4 — исправление обнаруженной ошибки в сообщении.

марковский процесс, а сам поток событий как пуассоновский, так как он обладает двумя свойствами: ординарностью и отсутствием последствия. При этом можно положить, что потоки λ_{ij} стационарны. Тогда интервал времени между двумя любыми событиями распределяется по показательному закону, а сам поток простейший [4].

Найдем интенсивность потоков, переводящих систему из состояния x_i в состояние x_j согласно рис. 1:

$$\left. \begin{aligned} \lambda_{0,1} &= \frac{q_1}{\bar{t}_0}, \quad \lambda_{0,2} = \frac{q_2}{\bar{t}_0}, \quad \lambda_{0,3} = \frac{q_3}{\bar{t}_0}, \\ \lambda_{1,0} &= \frac{q_1}{\bar{t}_1}, \quad \lambda_{1,2} = \frac{q_2}{\bar{t}_1}, \quad \lambda_{1,4} = \frac{q_4}{\bar{t}_1}, \\ \lambda_{2,3} &= \frac{1}{\bar{t}_2}, \quad \lambda_{3,0} = \frac{q_3}{\bar{t}_3}, \quad \lambda_{3,1} = \frac{q_1}{\bar{t}_3}, \\ \lambda_{4,1} &= \frac{q_4}{\bar{t}_4}, \quad \lambda_{4,2} = \frac{q_2}{\bar{t}_4}, \end{aligned} \right\} (2)$$

где q_i - вероятности появления соответствующих событий x_i , причем

$$\sum_{i=1}^n q_i = 1, \quad (i = 1, \dots, n), \quad (3)$$

\bar{t}_i ($i=0, \dots, n$) - математическое ожидание времени нахождения аппаратуры в соответствующих состояниях x_i .

Вероятности q_i могут быть вычислены так:

$$q_i = \frac{a_i}{\sum_{i=1}^n a_i}, \quad (4)$$

где a_i - число операций (работ) в i -м состоянии за год.

Среднее время пребывания устройств в состоянии x_0

$$\bar{t}_0 = \frac{t_{\max} - \sum_{i=1}^n a_i \bar{t}_i}{b}, \quad (5)$$

где t_{\max} - максимально возможное количество рабочих часов в год; \bar{t}_i - среднее время выполнения одной операции (работы); b - количество переходов системы в j -е состояние ($j = 1, 2, \dots, m$) из состояния x_0 .

Составим дифференциальные уравнения для вероятностей состояний системы, размеченный граф которой изображен на рис.1:

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{dp_0(t)}{dt} &= -(\lambda_{0,1} + \lambda_{0,2} + \lambda_{0,3})p_0(t) + \lambda_{1,0}p_1(t) + \lambda_{3,0}p_3(t); \\
 \frac{dp_1(t)}{dt} &= -(\lambda_{1,0} + \lambda_{1,2} + \lambda_{1,4})p_1(t) + \lambda_{0,1}p_0(t) + \lambda_{3,1}p_3(t) + \\
 &+ \lambda_{4,1}p_4(t); \\
 \frac{dp_2(t)}{dt} &= -\lambda_{2,3}p_2(t) + \lambda_{1,2}p_1(t) + \lambda_{4,2}p_4(t) + \lambda_{0,2}p_0(t); \\
 \frac{dp_3(t)}{dt} &= -(\lambda_{3,1} + \lambda_{3,0})p_3(t) + \lambda_{2,3}p_2(t) + \lambda_{0,3}p_0(t); \\
 \frac{dp_4(t)}{dt} &= -(\lambda_{4,1} + \lambda_{4,2})p_4(t) + \lambda_{1,4}p_1(t).
 \end{aligned} \right\} (6)$$

Для решения системы уравнений (6) задаются начальными значениями $p_0(0), \dots, p_i(0)$, на которые накладываются естественные ограничения.

Полагая, что все p_i ($i=0, \dots, n$) постоянны, а следовательно, все производные равны нулю, система (6) превращается в систему алгебраических уравнений. К полученной системе уравнений добавляется так называемое нормировочное условие (1), позволяющее сократить число уравнений на единицу.

Система уравнений разрешается относительно неизвестных p_0, \dots, p_i одним из известных способов [5].

Зная вероятности нахождения системы в состояниях x_i , можно определить занятость аппаратуры в течение года (β) и наиболее продолжительные по времени работы:

$$\beta = t_{\max} \sum_{i=1}^n p_i \quad (i=1, \dots, n). \quad (7)$$

Режим работы аппаратуры определяется коэффициентом сменности ($d_{\text{см}}$):

$$d_{\text{см}} = \frac{\beta}{D_p t_{\text{см}}} = \frac{(\sum_{i=1}^n p_i) t_{\max}}{D_p t_{\text{см}}}, \quad (8)$$

где D_p - количество рабочих дней в году; $t_{см}$ - продолжительность смены, ч.

Изложенная методика позволяет определить вероятности пребывания системы в состояниях x_i и другие показатели функционирования системы и наметить мероприятия по улучшению работы системы.

Л и т е р а т у р а

1. Методика разработки АСУП энергосистемы. М., 1970.
2. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. М., 1969.
3. Овчаров Л.А. Прикладные задачи теории массового обслуживания. М., 1969.
4. Шаланда В.А. Определение оптимальной организации оперативного обслуживания распределительных электросетей. - "Изв. вузов. Энергетика", 1971, №8.
5. Демидович Б.П., Марон И.А. Основы вычислительной математики. М., 1960.

ТЕХНИКА БЕЗОПАСНОСТИ В ЭНЕРГЕТИКЕ

С.Н. Иванова, Т.А. Коткова, Е.П. Гончарик

ОБ УЧЕТЕ ЯВЛЕНИЙ ЭЛЕКТРОСТАТИЧЕСКОЙ ИНДУКЦИИ ПРИ ВЫБОРЕ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ СВЕРХВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

Выбор конструктивных параметров воздушных линий электропередачи (ВЛ) сверхвысокого напряжения (СВН) производится по критерию экономичности с учетом ряда технических ограничений [1]. К одному из таких ограничений [2] относится появление токов смещения в теле человека и потенциалов на различных объектах, изолированных от земли (например, автотранспорт и др.). Известно, что ток смещения прямо пропорционален напряженности переменного электрического поля, в котором находится человек, и оказывает вредное биологическое влияние на человека. А так как напряженность поля, создаваемая ВЛ, легко рассчитывается (измеряется) и не зависит от комплекции и положения человека, ее величиною стали оценивать уровень безопасности нахождения человека в зоне влияния ВЛ.

Кроме биологического воздействия, электрическое поле ВЛ наводит на изолированных от земли механизмах (автотранспорт, сельскохозяйственная техника) потенциал, под действием которого возможны разрядные импульсы тока, протекающего через тело человека в момент прикосновения к объекту. Разряды вызывают болезненное ощущение и создают серьезные неудобства в работе, могут послужить косвенной причиной несчастного случая. Разрядный ток будет протекать в основном через человека, поскольку сопротивление тела человека намного меньше сопротивления сухих шин.

Между напряженностью электрического поля и потенциалом, наведенным на объекте в поле ВЛ, нет однозначной зависимости. Поэтому желательно выявить, какой из этих двух факторов следует принять за основной при выборе рациональных конструктивных параметров ВЛ СВН, чтобы свести два ограничивающих условия к одному.

Аналізу такой возможности посвящена настоящая статья.

Рассмотрим сначала зону с безопасной напряженностью электрического поля (менее 5 кВ/м), где представляют опасность только электростатические наводки. Эта зона начинается на

расстоянии 8 м от проекции крайней фазы ВЛ класса 500 кВ, 15 м от ВЛ 750 кВ и 22 – 25 м от ВЛ 1150 кВ. В этой зоне ток через человека при контакте с корпусом машины не превышает 2 мА и не представляет для него опасности. Потенциал корпуса машины будет определяться величиной его сопротивления относительно земли и стекающим током. Если же допустимое напряжение принять в соответствии с нормами для ВЛ связи равным 200 В, то только при сопротивлении шин более 100 кОм на машине возможен потенциал такой величины.

Исследования по оценке проводимости резиновых шин отечественного транспорта показали, что сопротивление технических средств на резиновом ходу – явление случайное. Все измерения обработаны с применением статистических методов. Построены интегральные функции распределения сопротивления машин относительно “земли” за весенне-летний период. На дорогах с асфальтовым покрытием для всех видов погоды только 70% механизмов имеют сопротивление колес 100 кОм и более. Возможность контакта человека с корпусом машины на асфальтовой дороге вблизи ВЛ можно исключить, установив, например знак, запрещающий остановку транспорта.

Вероятность появления технических средств на резиновом ходу у ВЛ СВН на грунте значительно большая. В сырую погоду вероятность появления машин с сопротивлением относительно земли 100 кОм и более составляет 0,01, что позволяет считать появление машин с таким сопротивлением у ВЛ СВН практически невероятным. В сухую погоду (менее 50% годового времени) около 40% машин обладают сопротивлением 100 кОм и более. Только часть этих машин будут иметь габариты, приводящие к токам разряда более 2 мА. Следовательно, ограничивать потенциал корпуса механизмов ниже 200 В у ВЛ 750 и 1150 кВ в зоне с напряженностью поля 5 кВ/м и менее необходимо только у небольшого числа крупногабаритных механизмов.

Следует подчеркнуть, что за безопасный уровень потенциала на корпусе механизма предварительно принята величина 200 В, нормируемая для линий связи, зарядная емкость которых существенно выше таковой для механизмов и машин. Поэтому для объектов ограниченных размеров должны быть разработаны свои нормы допустимого потенциала.

В зоне, где напряженность поля выше 5 кВ/м, наводки на крупногабаритных механизмах можно снизить до допустимого уровня устройством индивидуальных заземлителей с сопротивлением растеканию тока порядка 10 – 20 кОм. Заземлители с

таким сопротивлением выполняются сравнительно просто: цепь, соприкасающаяся с грунтом на длине 0,1 – 50 см, сошник или диск, врезающиеся в грунт на глубину 0,5 – 15 см. Наибольшие из приведенных размеров соответствуют удельному сопротивлению грунта 10000 Ом·м (песок, скальный грунт) и току 10 мА (в нормальном режиме даже на крупных автобусах под ВЛ 1150 кВ ток более 8 мА не индуктируется).

Таким образом, мероприятия по устранению неблагоприятного действия наводок выполняются довольно легко и надежно. Этого пока не достигнуто в отношении снижения напряженности и устранения вредного влияния электростатического поля на человеческий организм.

В настоящий момент, пока не разработаны эффективные меры защиты населения от биологически вредного влияния электрического поля ВЛ СВН, параметры таких линий следует выбирать с учетом снижения напряженности электрического поля в зоне влияния ВЛ до безопасной величины.

Л и т е р а т у р а

1. Гончарик Е.П., Поспелов Г.Е. К оптимизации параметров проводов воздушных линий электропередачи переменного тока с помощью ЦВМ. – В сб.: Применение автоматики и вычислительной техники для повышения надежности и экономичности работы энергосистемы. Минск, 1971. 2. Гончарик Е.П., Тиняков Н.А. Некоторые вопросы проектирования линий электропередачи сверхвысокого напряжения. – "Изв. вузов. Энергетика". 1972, № 7.

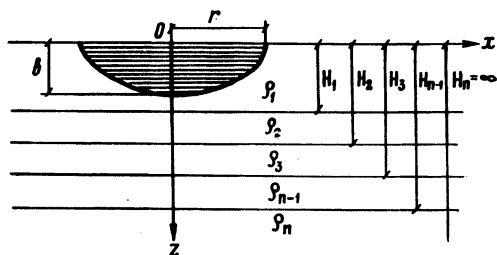
В.И. Глушко

РАСЧЕТ ПРЕДЕЛЬНЫХ МОДЕЛЕЙ ЗАЕМЛИТЕЛЕЙ В НЕОДНОРОДНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СТРУКТУРАХ ЗЕМЛИ

Точное решение задачи расчета заземлений в неоднородном грунте сопряжено с большими математическими трудностями. В связи с этим актуальной становится задача разработки упрощенных методов расчета заземлений в неоднородной среде. В данной работе излагается один из возможных путей решения этой задачи.

Рассмотрим предельную модель заземлителя в виде половины эллипсоида вращения, помещенную в многослойное проводящее полупространство с границами раздела между слоями, па-

Рис. 1. Предельная модель заземлителя в многослойной электрической структуре земли.



параллельными поверхности земли, и постоянными удельными сопротивлениями в пределах каждого слоя (рис. 1). Такое расположение границ раздела между слоями относительно заземлителя не влияет на общность основных положений излагаемого метода расчета, так как слои земли, пересекаемые заземлителем, с достаточным для практических целей приближением могут быть приведены к одному эквивалентному слою [1].

Для сосредоточенного заземлителя, опирающегося малой осью на поверхность земли, b , r есть его длина и радиус. Для сложного заземлителя

$$b = l + t, \quad r = \sqrt{\frac{S}{\pi}},$$

где S - площадь, занимаемая заземлителем; l - длина вертикальных элементов; t - глубина заложения сетки.

Многослойная среда относительно помещенного в нее источника тока может рассматриваться как анизотропная среда, характеризующаяся так называемым эллипсоидом анизотропии, полуоси ρ_x , ρ_y , ρ_z которого представляют собой результат макроскопического усреднения электрической структуры неоднородной среды [2].

Для рассматриваемого случая нормаль к границам раздела слоев совпадает с осью z (рис. 1). Тогда для плотности тока вдоль осей получим

$$j_x = \frac{1}{\rho_x} E_x, \quad j_y = \frac{1}{\rho_y} E_y, \quad j_z = \frac{1}{\rho_z} E_z. \quad (1)$$

С учетом этого дифференциальное уравнение непрерывности, которым описывается поле стекающего с заземлителя тока, запишется в виде

$$\operatorname{div} j = \frac{1}{\rho_x} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \frac{1}{\rho_y} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} + \frac{1}{\rho_z} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} = 0. \quad (2)$$

Полученное потенциальное уравнение может быть приведено к уравнению Лапласа путем введения новых, неравномасштабных координат

$$\varepsilon = x \sqrt{\rho_x}, \quad \xi = y \sqrt{\rho_y}, \quad \eta = z \sqrt{\rho_z}. \quad (3)$$

Получим

$$\nabla^2 \varphi = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \varepsilon^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \eta^2} = 0, \quad (4)$$

т.е. известное уравнение Лапласа для однородной среды. Чтобы получить решение в заданной неоднородной среде необходимо после деформации пространства в соответствии с (3) привести ее к однородной изотропной среде, найти решение обычным путем, после чего, производя деформацию, обратную первоначальной, осуществить решение в исходной неоднородной среде.

Следует заметить, что использование уравнения (4) для расчета сплюснутых предельных моделей наиболее легко осуществляется для моделей в виде круглой пластины. При расчете сплюснутых объемных моделей может быть использовано решение для круглой пластины, если произвести замену объемной модели эквивалентной (в смысле сопротивления) моделью в виде круглой пластины.

Учитывая сказанное и то, что поле в нашем случае симметрично относительно оси z , из (4) для сопротивления предельной модели заземлителя получим:

а) сплюснутый полуэллипсоид вращения

$$R = \frac{\sqrt{\rho_x \rho_z}}{2\pi \sqrt{r^2 - b^2}} \arcsin \frac{\sqrt{r^2 - b^2}}{r}, \quad (5)$$

б) вертикальный вытянутый полуэллипсоид вращения

$$R = \frac{\rho_x}{4\pi \sqrt{b^2 - r^2} \frac{\rho_x}{\rho_z}} \ln \frac{b + \sqrt{b^2 - r^2 \frac{\rho_x}{\rho_z}}}{b - \sqrt{b^2 - r^2 \frac{\rho_x}{\rho_z}}}. \quad (6)$$

Известно [2], что ρ и ρ_x характеризуют анизотропные свойства многослойной структуры земли соответственно по направлению нормали к границам раздела слоев и по направлению вдоль слоев. Это значит, что задача определения ρ_z непосредственно связана с задачей расчета поля заземлителя, помещенного в многослойную структуру, границы раздела слоев которой совпадают с эквипотенциальными поверхностями заземлителя в однородной земле.

Для этого случая потенциальное уравнение имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial u} \left(\frac{1}{\rho} \frac{U^2 - z_0^2}{z_0^2} \frac{\partial \varphi}{\partial U} \right) = 0, \quad (7)$$

где U - естественная координата; z_0 - координата "характерной" точки заземлителя, которая в нашем случае может быть принята равной половине полуфокусного расстояния.

Из решения уравнения (7) для ρ_z и ρ_x получим

$$\rho_z = \rho_1 G_1 + \sum_{i=2}^n \rho_i (G_i - G_{i-1}), \quad (8)$$

$$\rho_x = \frac{G_1}{\frac{\rho_1}{\rho_z} + \sum_{i=2}^n \frac{G_i - G_{i-1}}{\rho_i}}. \quad (9)$$

Функции G_i равны:

а) сплюснутый полуэллипсоид вращения

$$G_i = 1 - \frac{2}{\pi} \arcsin \frac{r_{\text{Э}} \sqrt{\frac{\rho_x}{\rho_z}}}{\sqrt{2H_i^2 + r_{\text{Э}}^2 \frac{\rho_x}{\rho_z}}}, \quad (10)$$

где

$$r_{\text{Э}} = \frac{\pi}{2} \frac{\sqrt{r^2 - b^2}}{\arcsin \sqrt{r^2 - b^2}}; \quad (11)$$

б) вытянутый полуэллипсоид вращения

$$G_i = 1 - \frac{\ln \frac{\sqrt{2H_i + \sqrt{b^2 - r^2}} \frac{\rho_x}{\rho_z}}{\sqrt{2H_i - \sqrt{b^2 - r^2}} \frac{\rho_x}{\rho_z}}}{2 \ln \left(\frac{2b}{r} \sqrt{\frac{\rho_z}{\rho_x}} \right)}. \quad (12)$$

Система уравнений (8), (9) не может быть в явном виде разрешена относительно неизвестных ρ_x и ρ_z , поэтому искомое решение может быть получено при помощи итерационного метода.

Рассмотренный метод расчета проверялся на примерах физического моделирования и реальных объектах. Было установлено хорошее совпадение расчетных и измеренных данных (максимальная погрешность не превышает 20%).

Л и т е р а т у р а

1. Якобс А.И. Приведение многослойной электрической структуры земли и эквивалентной двуслойной при расчете сложных заземлителей. "Электричество", 1970, №8. 2. Бурсиан В.Р. Теория электромагнитных полей, применяемых в электро-разведке. М., 1972.

ВЛИЯНИЕ ГАММА-ОБЛУЧЕНИЯ НА ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТЬ ПОЛИЭТИЛЕНОВОЙ ИЗОЛЯЦИИ

Развитие атомной энергетики обусловило проведение широкого комплекса работ по изучению радиационной устойчивости различных электроизоляционных материалов. К их числу относятся и полиэтилен, в котором удачно сочетаются высокие физико-механические, химические и электрические свойства с хорошей технологичностью. В настоящее время полиэтилен широко применяется в качестве изоляции кабелей связи, радиотехнических, импульсных и постоянного тока на напряжения 500 кВ и выше. Ведутся работы по созданию силовых кабелей с полиэтиленовой изоляцией на напряжения свыше 35 кВ.

Энергия излучения, попадая на поверхность материала, убывает по мере проникновения в глубину диэлектрика по закону

$$P_x = P_0 e^{-\mu x},$$

где P_0 – мощность физической дозы в воздухе у поверхности материала; x – глубина проникновения; μ – эффективный коэффициент ослабления излучения в материале.

Таким образом, количество поглощенной материалом энергии зависит от его природы, интенсивности и длительности облучения.

Рассеивание энергии излучения в полиэтилене происходит за счет ионизации атомов и деструкции молекул, что вызывает резкое изменение электрической проводимости в момент облучения. Малые дозы облучения не приводят к заметным конечным изменениям свойств полиэтилена – после прекращения облучения материал восстанавливает свои первоначальные электрические свойства. По мере роста интенсивности и длительности облучения изменение структуры полиэтилена нарастает, он становится более жестким, повышается теплостойкость. Препятствуют изменения также и электрические свойства.

В процессе проведения исследования провода с изоляцией из полиэтилена ВД подвергались облучению гамма-лучами при различной интенсивности и до определенной величины поглощенной дозы. Измерение сопротивления изоляции производилось тераомметром. Температура в зоне облучения проводов была постоянной.

В табл. 1 представлены данные об установившейся объемной электрической проводимости полиэтиленовой изоляции проводов γ_v в зависимости от интенсивности облучения I.

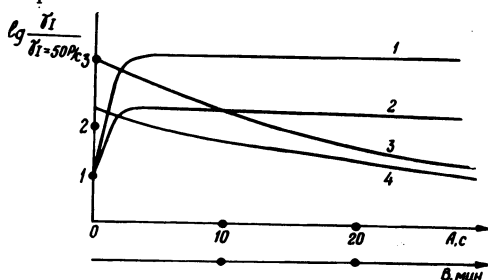
Таблица 1.

I, P/c	50	100	400	1500
γ_v Ом·м ⁻¹	$1 \cdot 10^{-13}$	$0,5 \cdot 10^{-13}$	$0,2 \cdot 10^{-11}$	$1,3 \cdot 10^{-9}$

Как видно, облучение вызывает рост электрической проводимости изоляции, причем тем сильнее, чем выше интенсивность облучения.

Электрическая проводимость полиэтилена наиболее значительно возрастает только в первоначальный момент воздействия облучения (рис. 1, кривые 1,2). Спустя 3 – 5 с после начала облучения значение γ_v устанавливается и, как показывает опыт, не зависит от величины поглощенной дозы до значения 100 – 300 мР. На рис. 1 кривая 1 показывает степень изменения электрической проводимости образца при облучении интенсивностью 1000 P/c; кривая 2 – при облучении интенсивностью 400 P/c; γ_1 – установившаяся электрическая проводимость образца при данной интенсивности облучения; $\gamma_{1=50}$ – установившаяся проводимость при интенсивности 50 P/c.

Рис. 1. Изменение проводимости полиэтилена в зависимости от времени действия гамма-лучей (кривые 1,2) и после действия (кривые 3,4).



Наведенная облучением проводимость изоляции после прекращения облучения снижается до первоначальной величины (если облучение не привело к существенным изменениям в структуре материала). Восстановление электрической проводимости до первоначального значения протекает медленно и зависит от того, при какой интенсивности проводилось облучение. На рис. 1 кривая 3 характеризует характер снижения проводимости изоляции после облучения гамма-лучами интенсивностью 1000 P/c, кривая 4 – после облучения интенсивностью 400 P/c. Время облучения в обоих случаях одинаково.

НАУЧНЫЕ СООБЩЕНИЯ

В.А. Палагин, В.В. Ширшова

РАСЧЕТ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В ЦЕПЯХ С ПОЗИСТОРАМИ НА АВМ

Высокая чувствительность сопротивления позистора к изменению температуры, в десятки раз превышающая чувствительность других терморезисторов, простота устройства и надежность в работе позволяют использовать простые схемы измерительных цепей с этими элементами. Данное обстоятельство обеспечивает позисторам большую перспективность в качестве датчиков температур, уровня, давления, скорости потоков жидкостей и газов и т.д.

Дифференциальное уравнение цепи с позистором. Любые причины, вызывающие изменение условий теплообмена между позистором и окружающей средой, приводят к изменению его температуры и, следовательно, протекающего через него тока. В процессе изменения температуры мощность, потребляемая позистором, частично в виде тепла рассеивается в окружающую среду, частично идет на изменение его теплоемкости:

$$P_{\text{п}} = k(\theta - \theta_0) + C_{\text{п}} \frac{d\theta}{dt}, \quad (1)$$

где $P_{\text{п}}$ — мощность, подводимая к позистору; k , $C_{\text{п}}$ — коэффициент рассеяния и теплоемкость позистора, θ , θ_0 — температура позистора и окружающей среды; t — время переходного процесса.

Зависимость сопротивления позистора от температуры и приложенного напряжения обуславливает сложный характер его температурных характеристик. Если учесть, что в общем случае теплоемкость позистора также нелинейная функция температуры, то решение задач динамики в цепи с позистором при воздействии на него различных возмущающих факторов оказывается достаточно сложным и трудоемким. Эти задачи могут эф-

фактивно решаться с помощью аналоговых вычислительных машин (АВМ), если известны статические законы изменения $R_{\Pi}(\theta)$ и $C_{\Pi}(\theta)$.

Для расчета кривой $R_{\Pi}(\theta)$ необходимо выяснить аналитическую зависимость $R_{\Pi}(\theta, U)$. Согласно [1] сопротивление позистора, обусловленное одновременным действием теплового и варисторного эффектов, определяется выражением

$$\ln R_{\Pi} = \ln R_{\Pi 0} - b(\sqrt{U} - \sqrt{U_{и}}) - b_0, \quad (2)$$

где b — коэффициент нелинейности, обусловленный варисторным эффектом; $U_{и}$ — напряжение излома прямолинейных зависимостей $\ln R_{\Pi}(\sqrt{U})$; $R_{\Pi 0}$ — сопротивление, определяемое по основной температурной характеристике позистора, которая снимается при $U_{\Pi} = \text{const}$ и минимально допустимой мощности рассеяния, когда протекающий ток не вызывает саморазогрева элемента.

Так как зависимость $b = f(\ln R_{\Pi 0})$ аппроксимируется прямой линией [2], то с помощью несложных преобразований уравнение (2) может быть представлено в виде

$$\ln R_{\Pi} = [1 - \gamma(\sqrt{U} - \sqrt{U_{и}})] \ln R_{\Pi 0} + a(\sqrt{U} - \sqrt{U_{и}}) - b_0, \quad (3)$$

где γ — угловой коэффициент прямой $b = f(\ln R_{\Pi 0})$; $a = \gamma \ln R_{\Pi 01} - b_1$; b_0 — постоянные позистора [2].

Для позистора, включенного в измерительную цепь $R_{\Pi} - r_{\text{эвк}}$ ($U_{\Pi} = \text{const}, r_{\text{эвк}} = \text{const}$), подводимая мощность определяется согласно теореме об эквивалентном генераторе выражением

$$P_{\Pi} = \frac{J_{\text{эвк}}^2}{(R_{\Pi} + r_{\text{эвк}})^2} R_{\Pi}, \quad (4)$$

где $U_{\text{эвк}}$ равно напряжению на зажимах, к которым подключается позистор при разрыве его цепи; $r_{\text{эвк}}$ — сопротивление цепи относительно этих зажимов при закорачивании источника питания и отключении позистора.

Рассчитывать зависимость $R_{\Pi}(\theta)$ из выражения (4), задаваясь рядом произвольных значений температуры позистора, не представляется возможным, так как входящий в (4) параметр R_{Π} зависит также и от напряжения. Зависимость $R_{\Pi}(\theta)$ можно рассчитать графически, построив семейство статических вольт-амперных характеристик при θ_0 или k в качестве параметра и определив точки пересечения последних с прямой $U_{\Pi} = U_{\text{эКВ}} - r_{\text{эКВ}} i$. Однако этот способ достаточно громоздок, так как требует построения семейства статических вольт-амперных характеристик.

Предлагаемый аналитический метод определения зависимости $R_{\Pi}(\theta)$ исключает сложные графические построения и достаточно прост по технике расчета. Он состоит из нескольких этапов:

1) выбирая ряд произвольных значений напряжения на зажимах позисторов $U_{\Pi} < U_{\Pi}$, находим соответствующую каждому значению напряжения величину сопротивления позистора:

$$R_{\Pi} = \frac{U_{\Pi}}{U_{\text{эКВ}} - U_{\Pi}} r_{\text{эКВ}} ; \quad (5)$$

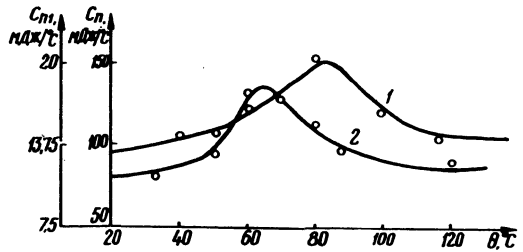
2) подставляя полученные значения R_{Π} в формулу (4), определяем величину подводимой мощности для каждого значения сопротивления;

3) подставив значения $\ln R_{\Pi}$ и U_{Π} в формулу (3), определяем величину $\ln R_{\Pi}$ и по основной температурной характеристике находим температуру позистора для каждого значения R_{Π} (при $U_{\Pi} = \text{const}$ расчет зависимости $R_{\Pi}(\theta)$ значительно упрощается).

Для расчета переходных процессов в цепи с позистором необходимо также располагать сведениями о величине его теплоемкости.

Результаты экспериментального определения теплоемкости позисторов разных типов показывают, что в общем случае она не постоянна, а зависит от температуры элемента. В работе [3] приводится зависимость $C_{\Pi}(\theta)$ для позисторов типа СТ5-1. Эксперименты показали, что теплоемкость позисторов типов СТ6-1А, СТ6-1Б, СТ6-3Б с ростом температуры меняется не так сильно, как для СТ5-1 (рис. 1).

Рис. 1. Зависимость теплоемкости от температуры для позисторов СТ6-1А (кривая 1) и СТ6-3Б (кривая 2).



Путем сопоставления экспериментальных кривых переходного процесса с расчетными установлены максимальные погрешности, возникающие при расчете переходного процесса с допущением, что $C_{\Pi} = C_{\Pi, \text{ср}} = \text{const}$ (5–6% по температуре и 15% по току для позисторов типов СТ6-1А, СТ6-1Б, СТ6-3Б и 20% по температуре и 80% по току для позисторов типа СТ5-1 в диапазоне температур от 20 °С до максимальной рабочей температуры). Поэтому в ряде практических случаев изменением теплоемкости позистора в функции температуры можно пренебречь и считать $C_{\Pi} = C_{\Pi, \text{ср}} = \text{const}$. Решение, согласно которому теплоемкость можно считать постоянной, принимается в зависимости от требований к точности расчета и характера зависимости $C_{\Pi}(\theta)$ для конкретного типа позистора в данном интервале температур.

Структурные схемы и модели измерительной цепи с позистором при возмущающем воздействии вида $\theta_0(t)$ при ($U_{\Pi} = \text{const}, k = \text{const}$). Для облегчения задачи построения структурной схемы введем следующие обозначения:

$$f_1(\theta) = \frac{U_{\text{эКВ}}}{[R_{\Pi}(\theta) + r_{\text{эКВ}}]^2} R_{\Pi}(\theta), \quad (6)$$

$$f_2(\theta) = \frac{1}{C_{\Pi}(\theta)}.$$

В зависимости от способа учета теплоемкости d позистора уравнение переходного процесса (1) при замене $\frac{d}{dt} = p$ запишется так:

$$\text{при } C_{\Pi} = f(\theta)$$

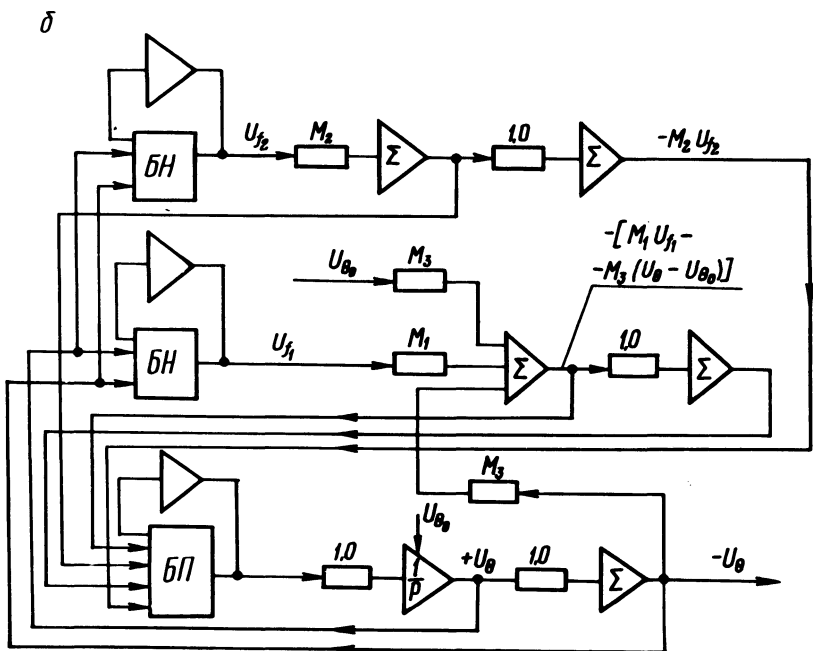
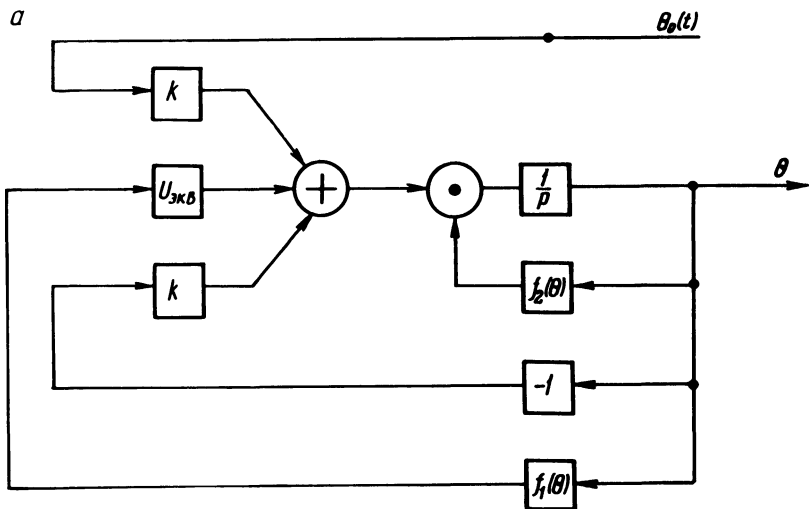


Рис. 2. Структурная схема (а) и модель (б) цепи с позистором при воздействии входного сигнала $\theta_0(t)$ с учетом зависимости $C_{\Pi}(\theta)$.

$$p \theta = f_2 (\theta) \left\{ U_{\text{эКВ}} f_1 (\theta) - k [\theta - \theta_0 (t)] \right\}; \quad (7)$$

при $C_{\Pi} = C_{\Pi, \text{ср}} = \text{const}$

$$p \theta = \frac{U_{\text{эКВ}}}{C_{\Pi, \text{ср}}} f_1 (\theta) - \frac{k}{C_{\Pi, \text{ср}}} [\theta - \theta_0 (t)]. \quad (8)$$

Структурная схема, составленная по уравнению (7), приведена на рис. 2, а. В левой части показано получение элементарных слагаемых, создаваемых входным воздействием $\theta_0(t)$ и двумя обратными связями. Полученная сумма проходит через интегратор и на его выходе дает искомую величину θ .

От структурной схемы, отражающей все операции над выходной и входной величинами в функции времени, легко перейти к схеме электронной модели для решения уравнения переходного процесса на АВМ.

Подставив в уравнения (7) и (8) значения физических переменных, выраженных через машинные переменные, получим машинные уравнения:

при $C_{\Pi} = f(\theta)$

$$p_M U_{\theta} = M_2 U_{f_2} [M_1 U_{f_1} - M_3 (U_{\theta} - U_{\theta_0})], \quad (9)$$

где m — масштабы соответствующих величин;

$$M_1 = U_{\text{эКВ}} \frac{m_t m_{f_1}}{m_{\theta}}, \quad M_2 = 100 m_{f_2}, \quad M_3 = k m_t;$$

при $C_{\Pi} = C_{\Pi, \text{ср}} = \text{const}$

$$p_M U_{\theta} = M_4 U_{f_1} - M_5 (U_{\theta} - U_{\theta_0}), \quad (10)$$

$$\text{где } M_4 = \frac{U_{\text{эКВ}}}{C_{\Pi, \text{ср}}} \frac{m_t m_{f_1}}{m_{\theta}}, \quad M_5 = \frac{k}{C_{\Pi, \text{ср}}} m_t.$$

На основе структурных схем и машинных уравнений составлены модели применительно к машине МН-7 (рис. 2, б). Вместо символов структурного изображения на рис. 2, б вводится

реальная аппаратура моделей: интегрирующие, суммирующие, масштабные и инвертирующие усилители, блоки нелинейности и перемножения.

На машине МН-7 было получено множество осциллограмм переходных процессов $\theta(t)$, возникающих при изменении температуры окружающей среды. Машинные кривые $\theta(t)$ сопоставлены с экспериментальными и расчетными зависимостями. Расхождение результатов не превышает 10%.

Анализ осциллограмм переходных процессов позволяет сделать выводы о пригодности позистора как датчика в системах автоматического контроля и регулирования температур.

Л и т е р а т у р а

1. Волошин И.Ф., Сериков В.К. Влияние варисторного эффекта на переходный процесс в цепи с позистором. — "Изв. вузов. Энергетика", 1968, №12.
2. Сериков В.К. О взаимосвязи коэффициента нелинейности с температурными характеристиками позистора. — "Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук", 1969, № 2.
3. Ширшова В.В., Сериков В.К. Определение теплоемкости позисторов. — ИФЖ, 1968, т.15, №3.

А.А. Полищук

ОБ ОДНОЙ АППРОКСИМАЦИИ ПОТЕНЦИАЛА ПРИ НАЛИЧИИ ОБЪЕМНОГО ЗАРЯДА

При движении электронов в области отрицательного поля обычно предполагают, что градиент изменения потенциала линейный [1, 2]. Однако при значительных плотностях электронного потока объемный заряд приводит к нелинейному распределению потенциала в пространстве отражателя.

В общем случае время пролета электрона определяется уравнением

$$\tau_1 = \frac{2}{v_0} \int_0^{x'_0} \frac{dx}{\sqrt{\varphi(x)+q}} \quad (1)$$

Однако вычисление интеграла в выражении (1) представляет большие трудности. Дело в том, что в точке поворота электрона потенциал $\varphi(x)$, создающийся пространственным зарядом, равен нулю, в результате чего производная от времени по энергии превращается в бесконечность. В то же время разложение подынтегральной функции в ряд по степеням φ приводит к расходящемуся ряду, члены которого обращаются в бесконечность вблизи точки поворота.

Для решения уравнения вида (1) можно истинную кривую распределения потенциала между ускоряющим электродом и отражателем при наличии объемного заряда заменить ломаной кривой (рис. 1). Кривые 1 и 2 показывают распределения потенциала в поле отражателя при отсутствии и наличии объемного заряда, линия 3 — аппроксимация кривой 2. Как видно из рис. 1, аппроксимация вполне допустима, так как точка пересечения ломаной линии с осью абсцисс x_0 и угол наклона в этой точке совпадают с таковыми для истинной кривой распределения потенциала и определяется следующим уравнением Пуассона:

$$\frac{d^2V}{dx^2} = \frac{2i}{\epsilon A V} \quad (2)$$

Введем следующие величины, используя обозначения рис. 1:

$$V = V_0 \varphi; \quad dx = \xi; \quad \alpha = \frac{V_0}{V_1} \quad (3)$$

С учетом (3) уравнение (2) переписывается в такой форме:

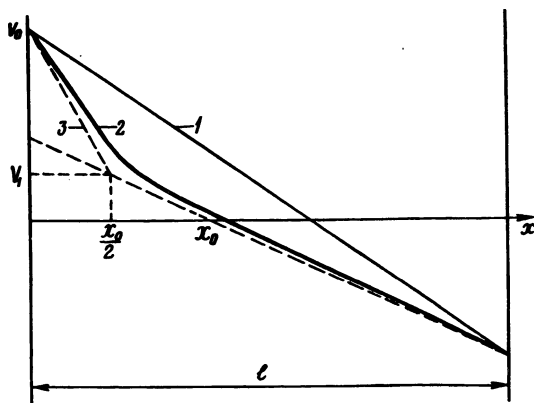


Рис. 1. Кривые распределения потенциала в поле отражателя.

$$-\frac{d^2\varphi}{d\xi^2} = \frac{1}{\varphi^{1/2}}. \quad (4)$$

Решение уравнения (4) имеет вид

$$\frac{d\varphi}{d\xi_1} \frac{d^2\varphi}{d\xi_1^2} = \frac{1}{\varphi^{1/2}} \frac{d\varphi}{d\xi_1}. \quad (5)$$

Уравнение (5) можно записать через производные от потенциала так:

$$(\varphi')^2 = 4\varphi^{1/2} + 4\beta, \quad (6)$$

откуда

$$\varphi' = \pm 2 \sqrt{\varphi^{1/2} + \beta}. \quad (7)$$

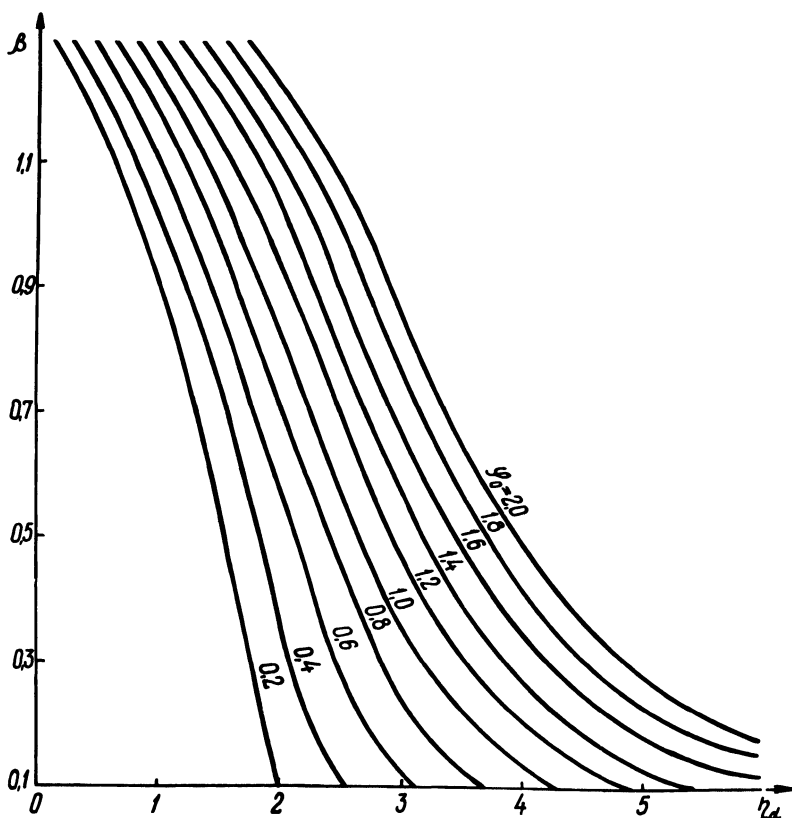


Рис. 2. Кривые зависимости параметра пространственного заряда B от первеанса η_d для различных значений φ_0 .

Мысленно разобьем пространство между ускоряющим электродом (резонатором) на две области, где первая область между резонатором и плоскостью поворота электронов имеет нелинейный градиент потенциала и зависит от плотности объемного заряда, а вторая область между плоскостью поворота электронов и отражателем имеет линейный градиент потенциала с изменением расстояния и зависит только от величины приложенного отрицательного напряжения отражателя, так как в этой плоскости нет электронов.

Приравнявая в точке возврата электронов потенциалы первой и второй областей, из соотношения (7) найдем производную и, используя соотношения для напряженности поля, получим выражения для параметра пространственного заряда и первеанса:

$$\beta^{\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \frac{\varphi}{\xi_d - \xi_0}, \quad \eta_d = 10^3 \sqrt{\frac{i}{V^{\frac{1}{2}}}} \frac{1}{d}. \quad (8)$$

Выражение (7) после введения новой переменной $\varphi = V^2$ и соответствующих преобразований переписывается в виде

$$\sqrt{\beta + VdV} - \frac{\beta dV}{\sqrt{\beta + V}} = -d\xi_1. \quad (9)$$

После интегрирования (9) и соответствующих преобразований получим уравнение, связывающее между собой потенциал и расстояние в первой области в безразмерных величинах:

$$(\varphi_0^{\frac{1}{2}} - 2\beta)(\varphi_0^{\frac{1}{2}} + \beta)^{\frac{1}{2}} = (1 - 2\beta)(1 + \beta)^{\frac{1}{2}} - \eta_d, \quad (10)$$

где φ_0 — относительный потенциал отражателя.

Установлено (рис. 2), что при неизменном первеансе η_d уменьшение относительного отрицательного потенциала φ_0 приводит к увеличению действия объемного пространственного заряда за счет смещения точек поворота электронов в сторону отражателя.

Л и т е р а т у р а

1. Гвоздовер С.Д. Теория электронных приборов сверхвысоких частот. М., 1956. 2. Шевчик В.Н., Трубецков Д.Н. Аналитические методы расчета в электронике СВЧ. М., 1970.

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТА ЗАРУБЕЖНОГО ВЗРЫВОЗАЩИЩЕННОГО ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ

В настоящее время на предприятиях химической, нефтегазовой и других отраслей промышленности страны широкое распространение получают импортные взрывозащищенные электродвигатели, изготовленные по стандартам зарубежных стран.

Разработка ремонтной документации для импортных взрывозащищенных электродвигателей представляет определенные трудности и требует изучения национальных стандартов, эскизирования всех узлов и деталей конкретных электродвигателей.

Организационная разработка ремонтной технической документации включала два этапа: первоначально, непосредственно на предприятии производится снятие эскизов узлов и деталей электродвигателя при полной его разборке, а на втором этапе разрабатываются рабочие чертежи деталей и узлов электродвигателя и производится расчет обмотки электродвигателя.

Выбор конструктивных материалов при ремонте электродвигателя производится из условий эксплуатации данного электродвигателя.

При сдаче в ремонт импортного электрооборудования на нем должны быть фирменные таблички. Заказчиком представляются в ремонтную организацию данные, в помещении какого класса и с какой взрывоопасной средой эксплуатируется электрооборудование.

Ремонт взрывозащищенного электрооборудования состоит из следующих основных этапов:

а) прием электрооборудования и его дефектация для выяснения объема ремонта; б) восстановление дефектных или изготовление новых деталей; в) сборка электрооборудования; г) испытание электрооборудования.

Предварительная приемка электрооборудования в ремонт производится на месте его установки с целью исключения повреждений при демонтаже и транспортировке в электроремонтный цех.

Все дефекты, выявленные в процессе ремонта, регистрируются в ведомостях дефектации, после чего узлы и детали электрооборудования передаются на восстановительные участки для производства ремонта либо делается новый заказ.

Отремонтированные, вновь изготовленные детали и узлы взрывозащищенного электрооборудования принимаются ОТК.

Взрывозащищенное электрооборудование, прошедшее ремонт, в обязательном порядке подвергается испытанию. Испытания проводятся в соответствии с ГОСТ 183--66, ГОСТ 11828--66. При положительных результатах типовых испытаний первого электродвигателя последующие электродвигатели допускается подвергать только контрольным испытаниям в соответствии с существующими стандартами. При этом проверяется соответствие электрооборудования чертежам технической документации с обязательными замерами всех параметров, обеспечивающих взрывозащиту.

СО Д Е Р Ж А Н И Е

Теплоэнергетика

Леонков А.М., Балабанович В.К. Исследование потерь холостого вращения турбинной ступени	3
Леонков А.М., Качан А.Д., Ковшик И.И. К выбору расчетного режима ступеней части низкого давления теплофикационных турбин	6
Золотарева В.А. К вопросу об отложении солей в проточной части паровых турбин	11
Яковлев Б.В., Золотарева В.А. Исследование возможности использования основных деаэраторов в режиме скользящего давления пара	16
Качан А.Д., Рубахин В.Б. Исследование оптимальных характеристик и типов турбоприводов питательных насосов мощных блоков	22
Каханович В.С., Кернога Н.П. Влияние начальных параметров пара на экономичность работы конденсационных турбин	25
Толчинский Е.Н., Дунский В.Д., Ашейчик В.В. Исследование процесса размола в пылесистемах с мельницами-вентиляторами	28
Щербич В.И., Ходырев В.Л. Выбор уравнений состояния для расчета параметров воды и пара в системе автоматизированного анализа экономичности турбоагрегатов	33
Плисан Ы.Г., Шнайдерман Ю.М., Васильева Г.В. Пути повышения экономической эффективности предварительного подгрева воздуха для мазутных котлов	38
Малевич Ю.А., Шило А.Ф. Расчет температуры теплоносителей при перекрестном токе	43
Бицютко И.Я., Заватко А.М., Тарасевич Л.И., Фатеев Г.А. Тепловая эффективность обработки продуваемого слоя распределенными источниками тепла	48
Козлов А.И., Крамник Б.И., Скалабан В.Ф., Андреев А.А. Особенности теплового расчета теплообменников из ребристо-зубчатых элементов в печах для нагрева металла под ковку и штамповку	51
Несенчук А.П., Шкляр А.А., Каган В.А., Ривкин А.М. Нагрев штанг в камерных печах горизонтально-ковочных машин	55

Емельянчиков В.И., Олейник Е.И. Об одном способе измерения локального коэффициента теплоотдачи конвекцией при нестационарном тепловом режиме 59

Электроэнергетика

Поспелова Т.Г. О выборе компенсирующих устройств электропередачи с учетом качества электроэнергии	64
Запатрин Р.И. Учет показателей качества электрической энергии при совместной работе энергетических систем с дальней электропередачей	67
Поспелов Г.Е., Сыч Н.М. К вопросу рациональных потерь напряжения в линиях электропередачи	71
Широчин С.П. К определению структуры и величины потерь электроэнергии в электрических сетях	73
Федин В.Т., Белянчев Ю.В. Собственный расход мощности и к.п.д. криогенных линий электропередач	77
Птицына Л.И. Влияние эксплуатационных переключений распределительных сетей на качество напряжения	80
Касьянов А.А. К анализу потерь электроэнергии в элементах схем отбора мощности от электропередач	82
Кривушкин Л.Ф., Горазеева Г.Ф. О некоторых особенностях оценки эффективности регулирования напряжения электропередачи 500—750—1150 кВ	86
Гурский С.К., Шур Е.В. Алгоритм построения переключательной функции схемы электроснабжения реальной сложности методом выделения путей	88
Боровой Б.В., Леках М.Н. Синтез структуры связанной системы автоматического регулирования напряжения генераторов	93
Поспелов Е.Г. Прохождение блуждающих волн через установки продольной компенсации	98
Гончарик Е.П., Шульга А.Н. Задачи поиска оптимальных параметров линий электропередачи сверхвысоких напряжений	102
Калентионюк Е.В., Файбисович В.А. Определение запаса статической устойчивости нагрузки в действующей энергосистеме	104
Прусс В.Л., Пиперов Г.В., Церлюкевич И.В. К определению численности оперативного персонала в электрических сетях	108

Электрификация промышленных предприятий

Ничипорович Л.В., Радкевич В.Н. Использование гра-

фов для построения в памяти ЭЦВМ конфигурационных моделей электрических сетей	112
Олешкевич М.М., Прима В.М., Гончар А.А., Королев О.П. Некоторые вопросы применения электроподогрева на распределительных нефтебазах	116
Степанов А.М., Прокопенко Л.В. Исследование распределения тепловых потоков в обмотках трансформаторов из алюминиевой фольги	121
Гринберг Б.В. Определение групповых нагрузок при расчете энергобаланса	124
Полунин А.В., Тюшкевич Н.И. Зависимость угла отпирания тиристоров в регуляторе напряжения ламп накаливания от естественной освещенности производственных помещений . .	128

Электропривод промышленных установок

Ильин О.П., Варакса А.П. Структура и характеристики частотнорегулируемого электропривода для механизмов главного движения тяжелых станков фрезерной группы	132
Анхимюк В.Л., Караульная Л.Ф., Новицкая В.А. Применение метода обобщенных функций к исследованию переходных процессов тиристорного электропривода при сложном законе изменения угла открывания вентилей	137
Фираго Б.И. Сопоставление силовых схем тиристорных циклоконверторов с нулевыми и без нулевого провода для режима непрерывного тока нагрузки	143
Напалков А.Я., Гринберг Б.В. Технологические требования к регулируемому электроприводу роликовой сушки шпона	151
Петренко Ю.Н., Шейна Г.П. О применении многофазных двигателей в частотном электроприводе	154
Новицкая В.А. Исследование переходных процессов в тиристорном электроприводе с учетом зоны коммутации . .	158
Михеев Н.Н., Раткевич Е.П., Романов В.В. Тиристорные преобразователи постоянного тока с несколькими выходными напряжениями для электроприводов малой мощности . . .	164
Опейко О.Ф. К расчету позиционного электропривода с переменной структурой	169
Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Сацкевич В.Н. Тиристорный электропривод оптикообрабатывающих станков с реверсом в цепи возбуждения двигателя	174
Писарик Л.С., Романов В.В. Контроль заданной области работы генератора	181

Беляев В.П., Сидоров В.Г., Фираго Б.И. Система управления трехфазно-трехфазным однополупериодным тиристорным циклоконвертором для реверсивного асинхронного электропривода	186
Сидоров В.Г., Примшиц П.П., Шейна Г.П. Нагрузочное устройство для исследования электропривода пассажирского лифта	191
Павлович С.Н. Анализ электромагнитного момента асинхронного двигателя с помощью АВМ	195
Беляев В.П., Мишурная М.В., Петренко Ю.Н. Расчет переходных процессов частотноуправляемого асинхронного двигателя на ЦВМ	199
Плакс А.И. Быстродействие тиристорных возбудителей синхронных электродвигателей	203
Шафранский В.И., Боровой Б.В. Обобщенный метод построения кривой момента сопротивления механизма по моменту электродвигателя	208
Яковичкий Э.Ф. Расчет токов намагничивания магнитного усилителя с самонасыщением при работе на противо-э.д.с.	214
Кузьмицкий И.Ф., Ползик П.В. Аналитический расчет оптимальных параметров системы управления электроприводом одного класса объектов	221
Ильин О.П., Нисенбаум Б.И., Познякова С.С. Позиционный электропривод с управляющей моделью, формирующей предельную диаграмму движения	225
Лapidус А.И. Исследование схемы несимметричного включения асинхронного двигателя в электромеханическом ключе	230
Хопова М.П. Упрощенная схема замещения электрического вала для расчета статических режимов	235
Кузнецов В.П., Кузнецов А.П. Динамические модели электродвигателя постоянного тока при дискретном управлении	239

Экономика и АСУ в энергетике

Харкевич А.А. Оптимальное функционирование диспетчера энергосистемы в условиях АСДУ	245
Гурский С.К., Керного В.П. Автоматизация аналитического представления схем в памяти ЭВМ	247
Короткевич М.А., Поспелова Т.Г. Об учете качества электроэнергии в условиях автоматизированной системы управления энергосистемами	251
Воротницкий В.Э. Об учете фактора времени при оценке сравнительной эффективности мероприятий по повышению про-	

пускной способности электрических сетей	253
Короткевич М.А. Методика изучения загрузки технических средств АСУ предприятием электрических сетей	261

Техника безопасности в энергетике

Иванова С.Н., Коткова Т.А., Гончарик Е.П. Об учете явлений электростатической индукции при выборе конструктивных параметров воздушных линий сверхвысокого напряжения	265
--	-----

Глушко В.И. Расчет предельных моделей заземлителей в неоднородных электрических структурах земли	268
--	-----

Гордеев Г.М., Коваленко Л.А. Влияние гамма-облучения на электропроводность полиэтиленовой изоляции	272
--	-----

Научные сообщения

Палагин В.А., Ширшова В.В. Расчет переходных процессов в цепях с позисторами на АВМ	274
---	-----

Полищук А.А. Об одной аппроксимации потенциала при наличии объемного заряда	280
---	-----

Парфенович О.Н., Баханович Г.А. Некоторые вопросы эксплуатации и ремонта зарубежного взрывозащищенного электрооборудования	284
--	-----

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ
ВЫП. 2

Редактор Н.М. Латышева
Худож. редактор В.Т. Лапицкий
Техн. редактор Л.И. Жук
Корректоры З.Б. Боборыко, Т.И. Досаева
Операторы А.И. Маль, И.В. Прохорова
График Н.В. Журавлева

АТ 11673. Подписано к печати 25/IV-1975 г.
Бумага 60x90 1/16 иллюстр. Печ. л. 19,5. Уч.-изд. л. 18,87 л.
Изд. №74-53. Тип. зак. 6083. Тираж 500 экз. Цена 1р. 90к.

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 Мини-
стров БССР по делам издательств, полиграфии и книжной тор-
говли. Молодечно, Привокзальный пер., 11.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.165

Исследование потерь холостого вращения турбинной ступени. Леонков А.М., Балабанович В.К. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с.3--6.

Приводится описание экспериментальной установки и данные по влиянию наклона сопловых лопаток на величину потерь холостого вращения турбинной ступени. —Ил.2. Библ.4.

УДК 621.165.6

К выбору расчетного режима ступеней части низкого давления теплофикационных турбин. Леонков А.М., Качан А.Д., Ковшик И.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 6--11.

Излагаются основы выбора отдельного расчетного режима последней и первых ступеней ЧНД турбин типа Т. Приведены некоторые результаты определения расчетных характеристик ЧНД турбин этого типа для условий их работы в климатическом районе Центра. — Ил. 1. Библ. 3.

УДК 621.187.3

К вопросу оботложении солей в проточной части паровых турбин. Золотарева В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 11--16.

Отмечены причины образования солевых отложений, указывается состав и распределение их по проточной части турбин. Приведены результаты обследования состояния проточной части турбины К-300-240 и данные по влиянию солевого заноса проточной части на экономичность работы турбин различных типов. — Ил. 2. Табл. 1. Библ. 6.

УДК 621.311.22/23

Исследование возможности использования основных деаэра -

торов в режиме скользящего давления пара. Яковлев Б.В., Золотарева В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с.16—21.

Рассмотрена возможность работы основных деаэраторов питательной воды в режиме скользящего давления при пониженных нагрузках блока К-300-240. Исследованы условия и качество деаэрации питательной воды на таких режимах, надежность работы деаэрационно-питательной установки и экономическая эффективность мероприятия. —Ил.4. Библ. 1.

УДК 621.165

Исследование оптимальных характеристик и типов турбоприводов питательных насосов мощных блоков. Качан А.Д., Рубахин В.Б. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 22—25.

Исследована эффективность различных типов приводных турбин (противодавленческих, конденсационных и двух давлений с регенеративными отборами пара) при работе мощных блоков на частичных нагрузках со скользящим давлением пара. — Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.165.53.003.1

Влияние начальных параметров пара на экономичность работы конденсационных турбин. Каханович В.С., Кернога Н.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 25—28.

Отклонение начальных параметров пара от их номинальных значений вызывает измерение удельного расхода тепла на турбину. Приведенный метод расчета влияния начальных параметров на примере турбины К-160-130 определяет изменение удельного расхода тепла по каждому параметру с учетом давления отработанного пара и нагрузки турбины, т.е. с учетом действительных условий работы в анализируемый период. Результаты расчета представлены в виде аналитических выражений.

УДК 621.165

Исследование процесса размола в пылесистемах с мельницами-вентиляторами. Толчинский Е.Н., Дунский В.Д., Ашейчик В.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с.28—33.

Приводятся результаты экспериментального исследования измельчения фрезерного торфа в пылесистеме с мельницей-вентилятором в изотермических и неизотермических условиях. Определена доля измельчения топлива в сушильной шахте и полости мельницы в зависимости от влажности, расхода и окружной скорости колеса. -- Ил.4. Библ. 2.

УДК 621.311.22-52:65.012.122

Выбор уравнений состояния для расчета параметров воды и пара в системе автоматизированного анализа экономичности турбоагрегатов. Шербич В.И., Ходырев В.Л. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с.33--38.

Рассмотрены вопросы выбора уравнений состояния воды и водяного пара при составлении алгоритмов автоматизированного анализа экономичности турбоагрегатов ТЭС. --Табл.1. Библ.4.

УДК 621.165

Пути повышения экономической эффективности предварительного подогрева воздуха для мазутных котлов. Плисан И. Г., Шнайдерман Ю.М., Васильева Г.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с.38--42.

Рассматривается возможность использования тепла сетевой воды и низкопотенциальных отборов пара турбин для предварительного подогрева воздуха перед котлами, работающими на высокосернистом мазуте. Предложен новый тип калорифера, в котором при наличии фазового перехода пленочная конденсация заменена капельной, что позволяет значительно увеличить коэффициент теплопередачи и, в конечном счете, повысить экономичность работы котлов. -- Ил.1. Библ. 4.

УДК 621.036.536.248.2

Расчет температуры теплоносителей при перекрестном токе. Малевич Ю.А., Шило А.Ф. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 43--47.

Дано аналитическое решение для определения температуры теплоносителей на выходе из рекуперативного теплообменника. Потоки теплоносителей рассмотрены при стационарном режиме без перемешивания теплоносителей при условии строго перекрестного движения. -- Ил. 1. Библ. 5.

УДК 536.244

Тепловая эффективность обработки продуваемого слоя рас-
пределенными источниками тепла. Бицютко И.Я., Заватко А.М.,
Тарасевич Л.И., Фатеев Г.А. "Научные и прикладные про-
блемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 48—51.

Теоретическим путем показана эффективность тепловой об-
работки дисперсного слоя в условиях волнового переноса тепла
с регулируемым подводом энергии в слой. Экспериментальные
результаты, полученные для слоя цеолита, хорошо согласуются с
теоретическими прогнозами . -- Ил. 2.

УДК 536.244

Особенности теплового расчета теплообменников из ребрис-
то-зубчатых элементов в печах для нагрева металла под ков-
ку и штамповку. Козлов А.И., Крамник Б.И., Скалабан
В.Ф., Андреев А. А. "Научные и прикладные проблемы
энергетики", 1975, вып. 2, с. 51—55.

Методом светового моделирования произведена оценка доли
лучистого теплообмена путем определения углового коэффициента
на элементы ребристо-зубчатого регулятора. —Ил.3.

УДК 621.78.01

Нагрев штанг в камерных печах горизонтально-ковочных ма-
шин. Несенчук А.П., Шкляр А.А., Каган В.А., Рив-
кин А.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975,
вып. 2, с. 55—59.

Рассмотрена задача о нагреве штанг в камерных печах при
граничных условиях третьего рода. Исследование выполнено с
использованием ЭВМ "Минск-32". — Ил.2. Библ.1.

УДК 536.24:536.2.01

Об одном способе измерения локального коэффициента теп-
лоотдачи конвекцией при нестационарном тепловом режиме.
Емедыянчиков В.И., Олейник Е.И. "Научные и приклад-
ные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 59—63.

Приведен вывод зависимости, позволяющий определить ло-
кальный коэффициент теплоотдачи конвекцией при нестационар-

ном тепловом режиме как функцию временного интервала. Вывод указанной зависимости основывается на закономерностях регулярного режима первого рода, реализуемого в нагреваемой пластине датчика. Полученная зависимость позволяет осуществить аппаратную реализацию измерения локального коэффициента теплоотдачи. – Ил.2. Библ. 2.

УДК 621.315.1:002.1

О выборе компенсирующих устройств электропередачи с учетом качества электроэнергии. Пospelова Т.Г. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 64 – 67.

Показано, что современные тенденции развития электроэнергетики приводят к непосредственной зависимости обеспечения необходимого качества электроэнергии от режимов и параметров сетей высокого напряжения, межсистемных линий электропередач.

Предлагается алгоритм выбора необходимой мощности регулируемой компенсирующей установки для сохранения желаемых уровней напряжения и обеспечения устойчивости. Разработаны также алгоритм и программа выбора параметров компенсирующих устройств с учетом режима напряжений электропередачи. – Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.311

Учет показателей качества электрической энергии при совместной работе энергетических систем с дальней электропередачей. Запaтрин Р.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 67 – 71.

Устанавливается зависимость режимов распределения напряжения вдоль линии, стоимости передачи электрической энергии на каждую из приемных энергосистем от величины промежуточных отборов мощности. Это позволяет оптимизировать режим напряжения в линии от стоимости передачи электрической энергии в дальних электропередачах с промежуточными отборами мощности. – Ил. 2.

УДК 621.315.05.003.1

К вопросу рациональных потерь напряжения в линиях электропередачи. Пospelов Г.Е., Сыч Н.М. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 71 – 73.

Потери напряжения, как режимный показатель линии электропередачи, имеют два критериальных значения: технически допустимое и экономически целесообразное.

Приводится аналитическое выражение для определения экономически целесообразного значения потерь напряжения заданной электропередачи. Даются рекомендации по использованию критериальных потерь напряжения при синтезе и анализе систем электропередач. – Библ. 2.

УДК 621.316.13.017

К определению структуры и величины потерь электроэнергии в электрических сетях. Широкин С.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 73 – 76.

Приведены результаты расчета потерь электроэнергии в распределительных сетях 10 и 0,38 кВ предприятия электрических сетей. Даны некоторые выводы и рекомендации по результатам расчета потерь энергии и произведена оценка технико-экономической эффективности внедрения предложенных мероприятий по снижению потерь. – Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.315.2.05:537.312.62

Собственный расход мощности и к.п.д. криогенных линий электропередач. Федин В.Т., Белянчев Ю.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 77 – 80.

Описана специфика определения собственного расхода мощности в криогенных линиях электропередач, в том числе расхода мощности на рефрижераторные установки. Определен к.п.д. такой линии в зависимости от эффективности работы рефрижераторных установок. – Библ. 1.

УДК 621.316.13:518.5

Влияние эксплуатационных переключений распределительных сетей на качество напряжения. Птицына Л.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 80 – 82.

Предлагается методика, позволяющая определять математическое ожидание увеличения потерь напряжения в сети в связи с текущими эксплуатационными переключениями. Приводятся результаты исследования некоторых схем сети крупного города на основе разработанной методики оценки дополнительных

потерь напряжения, возникающих в связи с изменением конфигурации схемы сети в период ее эксплуатации. – Библ. 3.

УДК 621.311.1.003

К анализу потерь электроэнергии в элементах схем отбора мощности от электропередач. Касьянов А.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 82 – 85.

Приведены расчетные соотношения, характеризующие структуру потерь мощности и электроэнергии в элементах схем отбора мощности. Показано влияние стоимости потерянной электроэнергии на основные технико-экономические показатели отборов мощности от высоковольтных электропередач. – Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.315.2.05:537.312.62

О некоторых особенностях оценки эффективности регулирования напряжения электропередачи 500 – 750 – 1150 кВ. Горазеева Т.Ф., Кривушкин Л.Ф. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 86 – 87.

Изложены особенности методического подхода для оценки экономического эффекта регулирования напряжения линий 500 – 750 – 1150 кВ.

УДК 621.310

Алгоритм построения переключательной функции схемы электроснабжения реальной сложности методом выделения путей. Гурский С.К., Шур Е.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 88 – 92.

Предлагается алгоритм построения логической функции состояния сети методом выделения путей от всех источников к рассматриваемому узлу с учетом "поглощаемости" путей, содержащих в качестве промежуточных вершин узлы-источники. Приводится операторная схема алгоритма. Предлагаемый алгоритм иллюстрируется примером. – Ил. 2. Табл. 2. Библ. 1.

УДК 621.3.078

Синтез структуры связанной системы автоматического регулирования напряжения генераторов. Боровой Б.В., Лекаш М.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 93 – 98.

Выполненное исследование показало возможность автоматиз-

ческого инвариантного регулирования генераторных напряжений с отрицательным статизмом. Синтезированы перекрестные корректирующие связи. – Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.315

Прохождение блуждающих волн через установки продольной компенсации. Пospelов Е.Г. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 98 – 102.

Рассматривается прохождение волн через установки продольной компенсации электропередач. Получены соотношения, определяющие напряжения отраженной и преломленной волн, а также напряжения на зажимах конденсаторных батарей. Показано, что скорость нарастания переходного сопротивления незначительна по сравнению со скоростью электромагнитных процессов, поэтому блуждающие волны, проходя через конденсаторы, не претерпевают сколь-либо значительных изменений и не вызывают повышения напряжения на зажимах конденсаторов. – Библ. 2.

УДК 621.310

Задачи поиска оптимальных параметров линий электропередачи сверхвысоких напряжений. Гончарик Е.П., Шульга А.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 102–104.

Сформулирована задача построения целевой функции для определения оптимальных параметров линии электропередачи переменного тока и ограничена область технически приемлемых решений. – Библ. 2.

УДК 621.3.016.351

Определение запаса статической устойчивости нагрузки в действующей энергосистеме. Калентионок Е.В., Файбисович В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 104 – 108.

Установлено, что в простейшей расчетной схеме, используемой для анализа устойчивости нагрузки, применение практического критерия устойчивости (ПКУ) дает необходимые и достаточные условия устойчивости. Найдена зависимость, связывающая ПКУ с доступными измерению значениями реактивной мощности нагрузки и напряжением на ее зажимах. Разработана ме-

тодика определения запаса устойчивости, основанная на измерении ПКУ при ряде значений утяжеляемого параметра. – Ил.1.

УДК 621.311.17.003.1.008

К определению численности оперативного персонала в электрических сетях. Прусс В.Л., Пиперов В.Г., Церлюкевич И.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 108 – 112.

Излагается методика технико-экономических расчетов по определению и обоснованию численности оперативного персонала в электрических сетях. – Ил. 1. Библ. 1.

УДК 621.316.1:681.3.06

Использование графов для построения в памяти ЭЦВМ конфигурационных моделей электрических сетей. Ничипорович Л.В., Радкевич В.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 112 – 116.

Рассматривается метод записи в памяти ЭЦВМ информации о конфигурации разомкнутой электрической сети на основе теории графов. Приводятся алгоритмы решения некоторых часто встречающихся электросетевых задач с использованием предлагаемой конфигурационной модели. – Ил. 1. Табл. 1. Библ. 1.

УДК 621.365.036.6

Некоторые вопросы применения электроподогрева на распределительных нефтебазах. Олешкевич М.М., Прима В. М., Гончар А.А., Королев О.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 116 – 121.

Показано, что подогрев всего объема нефтепродуктов в резервуарах хранения ($100 - 200 \text{ м}^3$) нецелесообразен, если суточный отпуск составляет $8 - 10 \text{ м}^3$. Обосновано применение дополнительного резервуара.

Даны рекомендации по использованию электронагревателей различных типов в зависимости от мощности и напряжения нагревателя. – Ил. 2. Библ. 1.

УДК 732.451.175.4

Исследование распределения тепловых потоков в обмотках трансформаторов из алюминиевой фольги. Степанов А. М.,

Прокопенко Л.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 121 - 123.

Проведены экспериментальные исследования, направленные на изучение распределения тепловых потоков по площади алюминиевой фольги в обмотках трансформаторов. Получены зависимости распределения температур в обмотке при различных условиях охлаждения. Дано сопоставление полученных зависимостей с аналогичными для трансформаторных обмоток из медного и алюминиевого проводов, применяемых в настоящее время. Обоснованы полученные зависимости распределения тепловых потоков с использованием существующей теории теплопередачи в твердых и жидких средах. На основании полученных результатов показано преимущество обмоток из алюминиевой фольги. - Ил. 3. Библ. 1.

УДК 621.3.016.3

Определение групповых нагрузок при расчете электробаланса. Гринберг Б.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 124 - 128.

Описана и обоснована методика определения групповых нагрузок в РП при составлении электробаланса с помощью коэффициента включения. Приведена формула для определения величины коэффициента включения в зависимости от количества электроприемников, присоединенных к шинам РП, и от количества одинаковых токоприемников рассматриваемого типа, даны пояснения к этой формуле, построены расчетные номограммы. - Ил. 1. Библ. 2.

УДК 628.978.72:621.316.72

Зависимость угла отпирания тиристоров в регуляторе напряжения ламп накаливания от естественной освещенности производственных помещений. Полунин А.В., Тюшкевич Н.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 128 - 131.

Приведена блок-схема системы автоматического регулирования освещенностью с помощью тиристорного регулятора напряжения. На основании законов изменения светового потока ламп в зависимости от напряжения и закона изменения действующего напряжения при импульсно-фазовом регулировании получена зависимость угла отпирания тиристоров и действующего зна-

чения напряжения на лампах накаливания от естественной освещенности. С помощью полученных выражений построены кривые и дан их анализ. – Ил. 3.

УДК 62-83:621.941

Структура и характеристики частотно-регулируемого электропривода для механизмов главного движения тяжелых станков фрезерной группы. Ильин О.П., Варакса А.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 132 – 137.

Рассматривается структура системы регулируемого электропривода с частотным управлением из условий получения заданных характеристик работы механизма главного движения тяжелых фрезерных станков. Анализируются вопросы реализации мягких режимов пуска и торможения привода с помощью формирователей с экспоненциальной зависимостью изменения частоты преобразователя. – Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.314.53

Применение метода обобщенных функций к исследованию переходных процессов тиристорного электропривода при сложном законе изменения угла открывания вентилей. Анхимюк В. Л., Караульная Л.Ф., Новицкая В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 137 – 143.

На базе метода обобщенных функций определяются зависимости скорости и тока двигателя в виде явных функций времени с учетом дискретности преобразователя и изменения э.д.с. двигателя за период питающего напряжения при сложном законе изменения угла открывания вентилей, который аппроксимируется кусочно-линейной функцией, определяемой несколькими отрезками прямых.

Приводится графический анализ переходных процессов скорости и тока, рассчитанных по средним значениям и на базе полученных формул. – Ил. 3. Библ. 1.

УДК 62-83:621.313.333.072.9

Сопоставление силовых схем тиристорных циклоконверторов с нулевым и без нулевого провода для режима непрерывного тока нагрузки. Фираго Б.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 143 – 150.

Дается сравнение схем тиристорных циклоконверторов с нулевым и без нулевого провода по основным электрическим показателям при трехфазном выходе и m_1 -фазном входе. Рассматриваются циклоконверторы без уравнивающих токов в системе управления, обеспечивающей прямоугольную модуляцию угла открывания вентилей. Показано, что при $m_1 \leq 3$ и одинаковой мощности нагрузки циклоконверторы без нулевого провода имеют преимущества по сравнению с циклоконверторами с нулевым проводом. Если же $m_1 > 3$, то предпочтение следует отдавать схемам с нулевым проводом. – Ил. 2. Библ. 2.
УДК 621.316.71

Технологические требования к регулируемому электроприводу роликовой сушки шпона. Напалков А.Я., Гринберг Б.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 151 – 153.

Определены статические характеристики роликовой сушилки шпона СУР-4, по которым получены частные диапазоны по отдельным возмущающим факторам и общий диапазон регулирования скорости. Приведены экспериментальные механические характеристики, даны уравнения этих характеристик. Рассчитана электромеханическая постоянная времени привода.

Полученные результаты могут быть использованы при разработке автоматизированного электропривода роликового транспортера сушилки шпона. – Ил. 1. Библ. 1.

УДК 62-83:621.313.333.077:621.314.632

О применении многофазных двигателей в частотном электроприводе. Петренко Ю.Н., Шейна Г.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 154 – 157.

В отраслях промышленности, где мощность единичных двигателей исчисляется сотнями и даже тысячами киловатт, определенную трудность представляет изготовление статических преобразователей частоты. Для таких электроприводов предлагается применение многофазных (с числом трехфазных обмоток более одной) двигателей так, чтобы каждая фаза двигателя получала питание от фазы преобразователя. При этом улучшается использование двигателя по меди (на 3,5 – 4,4%) по сравнению с трехфазной машиной. Кроме того, в случае применения непосредственных преобразователей частоты такие схемы обладают улучшенными характеристиками в отношении влияния на питающую сеть. – Табл. 1. Библ. 3.

УДК 621.314.53

Исследование переходных процессов в тиристорном электроприводе с учетом зоны коммутации. Новицкая В.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 158 - 163.

Методом обобщенных функций получены аналитические зависимости скорости (э.д.с.) и тока двигателя в переходном режиме с учетом зоны коммутации и изменения э.д.с. двигателя за период питающего напряжения в виде явных функций времени.

Приведен сравнительный анализ графиков переходных процессов с учетом и без учета коммутации, полученных расчетным путем по выведенным в работе формулам на ЦВМ "Минск-22". - Ил. 3. Библ. 3.

УДК 621.313.2

Тиристорные преобразователи постоянного тока с несколькими выходными напряжениями для электроприводов малой мощности. Михеев Н.Н., Раткевич Е.П., Романов В.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 164 - 169.

Рассматривается тиристорный преобразователь с минимальным числом управляемых вентилях для независимого регулирования скорости вращения нескольких электродвигателей постоянного тока. Анализируются регулировочные свойства, дополнительные потери в цепи нагрузки, граничные режимы. Преобразователь рекомендуется для приводов малой мощности. - Ил. 5. Табл. 1. Библ. 5.

УДК 62-52

К расчету позиционного электропривода с переменной структурой. Опейко О.Ф. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 169 - 174.

Показано, каким образом должны быть выбраны параметры управляющего устройства, чтобы при наличии только одной коммутируемой обратной связи (по сигналу ошибки) выполнялись заданные требования к процессу регулирования. - Ил. 2. Библ. 1.

УДК 621.313.2-544

Тиристорный электропривод оптикообрабатывающих станков с реверсором в цепи возбуждения двигателя. Анхимюк В. Л.,

Михеев Н.Н., Садукевич В.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 174 – 181.

Рассматривается реверсивный тиристорный электропривод шлифовально-полировальных и полировочно-доводочных станков, позволяющий осуществлять независимое регулирование скорости нескольких электродвигателей шпинделей и механизмов качания. Якорные цепи электродвигателей питаются от базового выпрямителя через индивидуальные вентильные цепочки, а обмотки возбуждения – через тиристорные реверсоры с емкостным отключением.

Получены зависимости изменения тока якоря и частоты вращения в функции времени с учетом статического момента на валу электродвигателя при реверсе. Рассмотрена работа узла ограничения тока динамического торможения. Выполненный анализ электромагнитных процессов в тиристорном реверсоре позволяет определить его основные параметры. – Ил. 4. Библ. 2.

УДК 621.313.2:629.113:621.355.2

Контроль заданной области работы генератора. Писарик Л.С., Романов В.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 181 – 186.

Рассматривается способ контроля работы генератора в области, ограничиваемой заданными токами и напряжениями (в координатах внешней характеристики). Описывается устройство контроля области работы тягового генератора автомобиля и указываются факторы, влияющие на точность положения границ контролируемой области. – Ил. 3.

УДК 621.373.213.3

Система управления трехфазно-трехфазным однополупериодным тиристорным циклоконвертором для реверсивного асинхронного электропривода. Беляев В.П., Сидоров В.Г., Фираго Б.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 186 – 191.

Рассматривается система управления трехфазно-трехфазным однополупериодным циклоконвертором для реверсивного асинхронного электропривода, обеспечивающая работу двигателя в режиме квазичастотного регулирования скорости, а также пере-

вод двигателя в режим фазового управления. Система управления выполнена на серийных элементах промышленной автоматики. - Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.314.63

Нагрузочное устройство для исследования электропривода пассажирского лифта. Сидоров В.Г., Примшиц П.П., Шейна Г.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 191 -194.

Рассматривается устройство на основе тиристорного выпрямителя и машины постоянного тока. Нагрузочное устройство обеспечивает неизменный от скорости момент, как положительного, так и отрицательного знака. - Ил. 2. Библ. 2.

УДК 62-83

Анализ электромагнитного момента асинхронного двигателя с помощью АВМ. Павлович С.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 195-199.

Исследуется электромагнитный момент асинхронного двигателя (АД), питаемого от однофазно-трехфазного преобразователя частоты с непосредственной связью, с учетом реальных форм кривых напряжения и тока статора АД при различных режимах работы системы преобразователь - двигатель.

Установлено, что электромагнитный момент АД в режиме прерывистого тока имеет импульсный характер, при этом на изменение амплитуд импульсов момента существенное влияние оказывает э.д.с. вращения двигателя. - Ил. 2. Библ. 4.

УДК 62-83:621.313.3

Расчет переходных процессов частотно-управляемого асинхронного двигателя на ЦВМ. Беляев В.П., Мишурная М.В., Петренко Ю.Н. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 199 - 203.

Рассматривается решение системы дифференциальных уравнений асинхронного двигателя на ЦВМ. При несинусоидальном питающем напряжении, а также при исследовании электромагнитных процессов в двигателе при частотном пуске целесообразно использование уравнений в неподвижной системе координат. Описан алгоритм решения и блок-схема программы. В качестве примера приведены фазовые портреты частотного пуска асин-

хронного короткозамкнутого двигателя. — Ил. 2. Библ. 3.

УДК 621.316.

Быстродействие тиристорных возбуждателей синхронных электродвигателей. Плакс А.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 203 — 207.

Приводится методика расчета времени нарастания тока возбуждения тиристорных возбуждателей синхронных электродвигателей при форсировке. Произведено сравнение быстродействия при форсировке возбуждателей с преобразователями, выполненными по различным схемам. Приведены результаты экспериментального исследования. — Ил. 1. Табл. 1. Библ. 2.

УДК К62.83.621

Обобщенный метод построения кривой момента сопротивления механизма по моменту электродвигателя. Шафранский В.И., Боровой Б.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 208 — 213.

Изложен графо-аналитический метод построения кривой момента сопротивления механизмов, имеющих значительный момент инерции, изменяющийся от угла поворота или от времени, по осциллограмме мощности или тока приводного двигателя. — Ил. 1.

УДК 62-83:621.313.2.077.7

Расчет токов намагничивания магнитного усилителя с самонасыщением при работе на противо-э.д.с. Яковицкий Э.Ф. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 214 — 221.

Производится расчет токов намагничивания трехфазного мостового магнитного усилителя с самонасыщением при работе на противо-э.д.с. Расчет осуществляется на основании динамических кривых размагничивания сердечников магнитных усилителей.

Зависимости среднего тока намагничивания в нагрузке от величины противо-э.д.с. определяются для различных режимов работы при холостом ходе магнитного усилителя. Результаты расчетов представлены в виде графиков в относительных единицах, которые могут использоваться при расчете механических характеристик приводов постоянного тока с магнитными усилителями. — Ил. 5.

Аналитический расчет оптимальных параметров системы управления электроприводом одного класса объектов. Кузьмицкий И.Ф., Ползик П.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 221 - 224.

Рассматривается синтез системы управления электроприводом постоянного тока, обеспечивающим стабилизацию параметров объекта. Как электропривод, так и объект описываются линейными дифференциальными уравнениями второго порядка.

На основании современных методов аналитического конструирования регуляторов и учета особенностей математической модели электропривода и объектов данного класса получены формулы, не требующие использования ЭЦВМ, для численного определения оптимальных коэффициентов передачи состояния параметров электропривода и объекта в устройство формирования управляющего сигнала электроприводом. Приводится пример их практического использования. -- Библ. 2.

Позиционный электропривод с управляющей моделью, формирующей предельную диаграмму движения. Ильин О.П., Нисенбаум Б.И., Познякова С.С. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 225 - 229.

Рассмотрен метод формирования предельной диаграммы движения объекта управления с помощью талонной модели. Задав на модели желаемый процесс, можно добиться его точного воспроизведения объектом управления как при полном, так и при уменьшенном числе обратных связей. Теоретические выводы подтверждаются экспериментальными данными. -- Ил. 2. Табл. 1.

Исследование схемы несимметричного включения асинхронного двигателя в электромеханическом ключе. Лапидус А.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 230 - 235.

Показано, что при зажиме электромеханическим ключом тонкостенных деталей и при закручивании болтов возникает необходимость регулирования усилия зажима в сторону его уменьшения. Рассматривается схема получения электрическим методом (несимметричным питанием обмоток статора) пониженной в три раза скорости асинхронного короткозамкнутого двигателя.

Схема позволяет регулировать усилие зажима и обеспечивать его стабильность.

Представлены экспериментальные характеристики двигателей и осциллограммы. Приведены значения крутящих моментов, усилий зажима и установившейся температуры перегрева, полученные при испытании электромеханического ключа с различными двигателями. — Ил. 4. Табл. 2. Библ. 2.

УДК 62.83:621.313.333.1.076.5

Упрощенная схема замещения электрического вала для расчета статических режимов. Хопова М.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 235 - 238.

Рассматривается упрощенная схема замещения системы электрического вала, параметры которой могут быть определены из опытов холостого хода и короткого замыкания.

Зависимости тока, вращающих моментов и потоков мощности в установившемся режиме при различных значениях нагрузки могут быть легко получены по такой схеме замещения и использованы для предварительного расчета и выбора параметров привода по системе электрического вала. — Ил. 3. Библ. 2.

УДК 621.34.001.24:621.316.718

Динамические модели электродвигателя постоянного тока при дискретном управлении. Кузнецов В.П., Кузнецов А.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 239-245.

Исследуется динамика электродвигателя постоянного тока при якорном управлении и дискретном управляющем сигнале. Рассмотрен общий случай одновременной амплитудной, широтной и частотной модуляций управляющего сигнала. Получены нелинейные разностные управления динамики электродвигателя и проведена их линеаризация. Найдены статические регулировочные характеристики электродвигателя при различных способах управления. Приводится пример анализа динамики электропривода на базе полученных динамических моделей двигателя. - Ил.4. Библ. 3.

УДК 621.311.161.007

Оптимальное функционирование диспетчера энергосистемы в условиях АСДУ. Харкевич А.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 245-246.

Показано, что при внедрении АСДУ требуется комплексное исследование функционирования диспетчера системы с точки зрения эргономики. Это позволит оптимально использовать новые средства информации для работы дежурного диспетчера как в нормальных, так и в аварийных ситуациях. Для оптимального же функционирования дежурного диспетчера в стохастической ситуации надо определить правила принятия решений, построить структурную схему событий. -- Библ. 4.

УДК 621.311.004.1

Автоматизация аналитического представления схем в памяти ЭВМ. Гурский С.К., Керного В.П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 247 - 251.

Предлагается простой алгоритм автоматического формирования матрицы соединений графа, используемой для его аналитического представления в памяти ЭВМ. Описание алгоритма ведется применительно к возможной его машинной реализации на ЭВМ БЭСМ-4, при которой ненулевые элементы матрицы записываются в парах разрядов ячеек. Однако принципиальная логическая структура алгоритма сохраняется и при другом способе записи матрицы, когда запоминаются порядковые номера ненулевых элементов строк или столбцов матрицы. -- Библ. 2.

УДК 621.311.

Об учете качества электроэнергии в условиях автоматизированной системы управления энергосистемами. Короткевич М.А., Поспелова Т.Г. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 251 - 255.

Приведены условия решения задачи учета качества электроэнергии при функционировании автоматизированной системы управления энергосистемой.

Составлен алгоритм и программа формирования сигналов воздействия на регулирующие и компенсирующие устройства с целью получения требуемого уровня напряжения в контрольных точках сети. Ил. 2. Библ. 2.

УДК 621.311

Об учете фактора времени при оценке сравнительной эффективности мероприятий по повышению пропускной способности электрических сетей. Воротницкий В.Э. "Научные и прикладные проблемы электроэнергетики", 1975, вып. 3, с. 255-261.

Исследовано влияние нормативного коэффициента приведения одновременных капитальных затрат на коэффициент динамики при различных законах изменения нагрузки, различных коэффициентах годового прироста нагрузки и длительности расчетного периода. Приведены полученные зависимости коэффициента динамики от указанных факторов. — Ил. 2, Библ. 2.

УДК 621.311.1

Методика изучения загрузки технических средств АСУ предприятием электрических сетей. Короткевич М.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 261–265.

На основе методов теории массового обслуживания предложена методика изучения загрузки технических средств автоматизированной системы управления предприятием электрических сетей в течение года. — Ил. 1. Библ. 5.

УДК 621.315.1

Об учете явлений электростатической индукции при выборе конструктивных параметров воздушных линий сверхвысокого напряжения. Иванова С.Н., Коткова Т.А., Гончарик Е. П. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 266–268.

Излагаются вопросы учета явлений электростатической индукции при выборе конструктивных параметров воздушных линий (ВЛ) сверхвысокого напряжения. Показано, что основным фактором при выборе конструктивных параметров ВЛ является напряженность электрического поля. — Библ. 2.

УДК 621.316.99.001.24

Расчет предельных моделей заземлителей в неоднородных электрических структурах земли. Глушко В.И. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып.2, с. 268–271.

Изложен метод расчета предельных моделей заземлителей в грунтах с плоскопараллельной электрической структурой, основанный на использовании анизотропных свойств неоднородной земли. — Ил. 1. Библ. 2.

УДК 621.315. 612

Влияние гамма-облучения на электропроводность полиэтиленовой изоляции. Гордеев Г.М., Коваленко Л.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 272–274.

Изложены экспериментальные данные по электропроводности полиэтиленовых проводов во время облучения гамма-лучами и после облучения. -- Ил. 1. Табл. 1.

УДК 621.316.825

Расчет переходных процессов в цепях с позисторами на АВМ. Палагин В.А., Ширшова В.В. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 274 - 280.

Предлагается методика построения зависимости мощности, рассеиваемой в сопротивлении позистора, от его температуры с учетом влияния напряжения для позисторов, включаемых в измерительные цепи и реагирующих на изменения условий теплообмена их с окружающей средой.

Показано, что задачу исследования динамики в цепях с позисторами можно достаточно просто решить на основе структурных схем с помощью аналоговых вычислительных машин (АВМ). Предлагаемый метод исследования переходных процессов может быть весьма эффективен для цепей с позисторами при одновременном воздействии на них различных возмущающих факторов. -- Ил. 2. Библ. 3.

УДК 621.385.6

Об одной аппроксимации потенциала при наличии объемного заряда. Полищук А.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 280 - 283.

Дана аппроксимация истинного потенциала в области электрода, находящегося под отрицательным потенциалом, ломаной кривой. Получены уравнения для пространственного заряда. Приведено соотношение для поля в безразмерных величинах в области отражателя при наличии объемного заряда. -- Ил.2. Библ. 2.

УДК 621.312/313+621.313.3

Некоторые вопросы эксплуатации и ремонта зарубежного взрывозащищенного электрооборудования. Парфенович О.Н., Баханович Г.А. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1975, вып. 2, с. 284 - 285.

Разработка ремонтной документации для импортных взрывозащищенных электродвигателей представляет определенные трудности. Рассмотрены этапы ремонта взрывозащищенного электрооборудования. Даны рекомендации.