

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

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК

В ы п у с к 11

Минск „Вышэйшая школа” 1984

Главный редактор
Ю.А.Малевич, кандидат технических наук, доцент

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

Освещаются вопросы экономичности и надежности современного производства электрической и тепловой энергии, ее распределения и потребления. В отдельный раздел выделены работы, в которых рассматриваются проектирование, рациональное использование и внедрение современных электроприводов переменного и постоянного тока, а также проблемы автоматизации производственных технологических процессов и установок.

Публикуются результаты научно-исследовательских работ, в которых принимали участие студенты.

Сборник предназначен для преподавателей и аспирантов вузов, сотрудников научно-исследовательских и проектно-конструкторских организаций, а также для работников промышленных предприятий.

КОМПЛЕКСНАЯ ЦЕЛЕВАЯ ПРОГРАММА "ЭКОНОМИЯ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ"

В "Основных направлениях экономического и социального развития СССР на 1981—1985 годы и на период до 1990 года", утвержденных XXVI съездом КПСС, большое внимание уделено развитию науки, ускорению технического прогресса и указывается на необходимость обеспечить разработку и реализацию комплексной программы научно-технического прогресса, целевых программ по решению важнейших научно-технических проблем. Здесь же ставится задача всемерной экономии всех видов ресурсов, в том числе и энергетических.

В соответствии с указанными задачами Министерство высшего и среднего специального образования СССР утвердило межвузовскую целевую комплексную программу работ по решению научно-технической проблемы "Разработка методов и средств экономии электроэнергии в электрических системах" (сокращенно "Экономия электроэнергии"). Эта программа способствует повышению эффективности использования научного потенциала высших учебных заведений для решения важной народнохозяйственной задачи.

Рассматриваемая программа направлена на решение научно-технической проблемы разработки методов и средств экономии электроэнергии в электроэнергетических системах. Исследования по этой проблеме и учет их в учебном процессе при подготовке молодых специалистов помогут решить задачи экономного использования энергоресурсов. Выполнение программы способствует выработке рекомендаций по наилучшему ведению режимов в электрических системах, новым типам электропередач, экономичным схемным решениям систем электроснабжения, режимам работы и более совершенным типам компенсирующих и регулирующих устройств, рациональным нормам расхода электроэнергии для потребителей, более оптимальным и экономичным решениям на электротранспорте.

Общая координация работ по проблеме и роль головной организации возложена на Московский энергетический институт; научным руководителем программы назначен д-р техн.наук, проф. В.А.Веников.

Тематика программы подразделена на четыре направления.

1. Разработать технико-экономические мероприятия по снижению потерь электроэнергии. В результате исследований в этом направлении создаются методические и руководящие технические материалы, типовые методики, алгоритмы и промышленные программы расчетов, методики проектирования; результаты работы внедряются в электроэнергетических системах и энергообъединениях. Головной вуз — Белорусский политехнический институт; научный руководитель направления — д-р техн. наук, проф. Г.Е.Поспелов.

2. Разработать методы снижения потерь электроэнергии в условиях автоматизированных систем управления. В работах этого направления создаются методики, алгоритмы и промышленные программы расчетов на ЦВМ в условиях ОАСУ "Энергия" и АСДУ Единой энергосистемы СССР, методики и программы оптимизации развития и прогнозирования энергосистем, технические средства автоматизированного управления, информационно-вычислительные комплексы и т.д. Головной вуз — Уральский политехнический институт; научный руководитель — д-р техн. наук, проф. Д.А.Арзамасцев.

3. Разработать мероприятия по снижению капиталовложений и дефицитного электрооборудования, новые схемные и принципиальные решения в системах передачи и распределения электроэнергии. В этом направлении разрабатываются перспективные схемы систем распределения электроэнергии в городах, методы оптимизации параметров и структур распределительных и промышленных сетей, разрабатываются мероприятия по снижению повреждаемости дефицитного электрооборудования, принципы построения и методы расчета электропередач повышенной пропускной способности, методики оценки применения асинхронизированных электромеханических преобразователей частоты и т.д. Головной вуз — Московский энергетический институт; научный руководитель направления — канд. техн. наук, доц. Н.А.Глазунов.

4. Исследовать и разработать системы тягового привода и оборудование тяговых подстанций электрического и теплоэлектрического транспорта. В этом направлении производится разработка, внедрение и подготовка рекомендаций для использования новых систем управления и привода трамвайных вагонов, троллейбусов, вагонов метрополитена, электропоездов, большегрузных автомобилей и др. Головной вуз — Московский энергетический институт; научный руководитель направления — д-р техн. наук, проф. И.С.Ефремов.

Таким образом, цель программы состоит в разработке методов и средств экономии электроэнергии в электрических системах, новых типов линий электропередач, экономичных схем электроснабжения, компенсирующих и регулирующих устройств, прогрессивных решений, обеспечивающих экономию электроэнергии на транспорте.

Благодаря исследованиям по программе повышается качество и эффективность вузовских научно-исследовательских работ и улучшается подготовка высококвалифицированных специалистов. Результаты работ используются в учебном процессе, обновляются учебные курсы, расширяется круг вопросов, решаемых студентами при курсовом и дипломном проектировании, а также в учебно-исследовательских и научно-исследовательских работах. Повышается также результативность подготовки научных кадров высшей квалификации через аспирантуру.

По результатам работ программы обновляется ряд учебных курсов, в том числе основной профилирующий курс электроэнергетических специальностей "Электрические системы и сети", "Электроснабжение промпредприятий", "Математические задачи энергетики", "Основы электротяги" и др.

Внедрение результатов исследований, производимых на основе хоздоговорных работ, позволяет улучшать технико-экономические показатели электрических систем, снижать расход дефицитных материалов, электрооборудования и технологический расход энергии на передачу и распределение электроэнергии, а также уменьшать затраты и неблагоприятное экологическое влияние электроэнергетических установок, улучшать показатели качества электроэнергии.

Всего программа включает 182 темы общей сметной стоимостью около 20,1 млн.руб.; приблизительно 80 % тем выполняется по хоздоговорам — объем финансирования примерно равен 16,9 млн.руб. Первое направление содержит 70 тем, сметная стоимость — 7,9 млн.руб.; второе — 58 тем — 6,5 млн.руб.; третье — 46 тем — 4,6 млн.руб.; четвертое — 8 тем — 1,1 млн.руб.

В программе участвуют более 60 вузов страны, из них 39 обеспечивают в первом направлении, которое координирует Белорусский политехнический институт.

Исследования по проблеме проводятся в творческом содружестве и по договорам более чем с 70 институтами, предприятиями, энергообъединениями, 48 министерствами и ведомствами. Создан координационный совет по проблеме. Проводятся всесоюзные научные конференции и совещания, на которых рассматриваются основные результаты работы вузов и намечаются пути дальнейшего проведения работ. На этих конференциях и совещаниях выяснилось, что учеными вузов уже получен ряд новых интересных результатов: предложены новые типы линий электропередач, рациональные схемы электроснабжения городов, методы оптимального автоматизированного управления электрических систем и др. Внедрение результатов по проблеме осуществляется на предприятиях Минэнерго, Минэлектротехпрома, Минцветмета, Минавтопрома, Минчермета, Минтяжмаша и др.

ПУТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ СИСТЕМЫ ХОЗРАСЧЕТНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРЕДПРИЯТИЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Современное предприятие электрических сетей (ПЭС) является сложным производственным механизмом, призванным выполнять разнообразные функции по эксплуатации и ремонту электросетевого оборудования. Традиционно основной задачей ПЭС является бесперебойное электроснабжение потребителей. Однако в последнее время перед сетевым предприятием все с большей остротой ставятся такие важные технико-экономические задачи, как снижение потерь электроэнергии в сетях и затрат на их ремонтно-эксплуатационное обслуживание, сокращение численности производственного персонала, повышение качества электроснабжения и эффективности использования основных фондов.

Как известно, в настоящее время сетевым предприятиям устанавливаются три хозрасчетных показателя: плановая потеря в электрических сетях; условно-постоянные эксплуатационные затраты (без амортизации); отсутствие аварий по вине персонала. За выполнение первого показателя начисляется 50 % от общего размера премии, за выполнение двух других — по 25 %. При невыполнении любого из этих показателей премия сокращается в том же размере, в каком она начисляется за их выполнение.

Эти показатели, бесспорно, важны. Однако длительный опыт их применения выявил весьма серьезные недостатки как в планировании, так и в учете их фактических значений. Поэтому они не обеспечивают достаточной заинтересованности персонала ПЭС в повышении эффективности работы сетевых предприятий и энергосистемы в целом, что является важнейшим требованием к системе хозрасчетных показателей ПЭС, несмотря на то что это предприятие с полным хозяйственным расчетом.

Кроме того, существующая система хозрасчетных показателей учитывает далеко не все стороны деятельности персонала ПЭС и его возмощности по снижению народно-хозяйственных затрат на передачу и распределение электроэнергии. Так, в настоящее время практически не контролируется эффективность использования основных фондов, которые в электрических сетях очень велики и ежегодно растут прежде всего за счет сооружения большого количества относительно мелких электросетевых объектов, осуществляемого по инициативе ПЭС. Эти объекты во многих случаях сооружаются только с целью повышения надежности, и степень их загрузки в течение многих лет остается низкой. Как следствие, пропускная способность действующих сетей используется в недостаточной мере.

Возможность содержания значительной части эксплуатационного персонала за счет средств, выделяемых на капитальный ремонт, исключает необходимость изыскания резервов снижения затрат на эксплуатацию.

На сегодняшний день отсутствуют возможности обоснованного планирования потерь энергии сетевым предприятиям. В отчетных потерях, как правило, содержится неопределенная коммерческая составляющая. Не имея возможности влиять на эту составляющую и прогнозировать ее уровень, многие ПЭС не ведут активную работу по снижению потерь электроэнергии, хотя плановые потери являются для них основным фондообразующим показателем, от которого зависит 50 % премии.

Объединение сетевых предприятий с отделениями предприятий "Энергонадзор" не решает проблемы, а лишь создает видимость ее решения. Радикальным выходом из положения является совершенствование учета электроэнергии и составление ее балансов по отдельным распределительным линиям, что в конечном счете позволяет выявить все очаги коммерческих потерь и четко разграничить ответственность за потери между персоналом ПЭС и предприятий "Энергонадзор".

Учитывая, что планирование издержек производства сетевым предприятием осуществляется в настоящее время опытно-статистическим путем (от достигнутого) без должных экономических обоснований, дискретное сокращение размера премии на 25 или 50 % при невыполнении одного из плановых показателей (даже незначительно) представляется неправильным. Степень депремирования персонала должна зависеть от степени невыполнения плановых показателей, причем (по смыслу) указанная зависимость должна быть нелинейной. При существующей точности планирования сокращение размера премии на 25 или 50 % оправдывается лишь в случае невыполнения соответствующего планового показателя не менее чем на 10 %.

С учетом вышеизложенного предлагается следующая формула для расчета фонда материального поощрения инженерно-технического персонала ПЭС:

$$\Phi_{\text{п}} = ((0,5\Phi_{\text{п.м}} - a_1 (\Delta W_{\text{ф}} - \Delta W_{\text{н}})^2) + (0,25\Phi_{\text{п.м}} - a_2 (Z_{\text{эф}} - Z_{\text{эн}})^2) + (0,25\Phi_{\text{п.м}} - a_3 (H_{\text{ф}} - H_{\text{н}})^2), \quad (1)$$

где $\Phi_{\text{п.м}}$ — максимальный размер фонда материального поощрения; $\Delta W_{\text{ф}}$, $\Delta W_{\text{н}}$ — фактические плановые (нормативные) потери энергии; $Z_{\text{эф}}$, $Z_{\text{эн}}$ — фактические и нормативные затраты на эксплуатацию; $H_{\text{ф}}$, $H_{\text{н}}$ — фактические и нормативные значения аварийного недоотпуска электроэнергии; a_1 , a_2 , a_3 — коэффициенты пропорциональности, определяемые по формулам:

$$a_1 = \frac{0,5\Phi_{\text{п.м}}}{(0,1 \cdot \Delta W_{\text{н}})^2}; \quad a_2 = \frac{0,25\Phi_{\text{п.м}}}{(0,1 \cdot Z_{\text{эн}})^2}; \quad a_3 = \frac{0,25\Phi_{\text{п.м}}}{(0,1 \cdot H_{\text{н}})^2}.$$

Особенностью формулы (1) является задание нормативных потерь не в процентах, как это обычно принято, а в абсолютных значениях и суммирование всего учтенного аварийного недоотпуска, независимо от его значения, т.е. без деления на аварии и браки, отказы I и II категории.

Если в формулу (1) вместо Z_3 подставлять общие затраты на ремонтно-эксплуатационное обслуживание сетей Z_{pzo} , включающие затраты на капитальный ремонт, то исключается возможность искусственного снижения Z_3 за счет средств, которые выделяются на капитальный ремонт.

Наряду с формулой для обоснованного расчета фонда материального поощрения необходимо иметь более общий показатель, характеризующий эффективность функционирования предприятия в целом. Такой показатель необходим прежде всего для сравнения между собой различных предприятий или эффективности работы одного и того же предприятия за различные периоды времени.

Несмотря на определенную специфичность электроэнергетики как отрасли народного хозяйства, при выборе хозяйственных показателей для энергопредприятий надо исходить из того, что отрасль должна быть самоокупаемой. Как и другим отраслям промышленности, энергетике планируется прибыль и рентабельность.

В [1] убедительно доказано, что в современных условиях основным и решающим фактором для увеличения прибыли и повышения рентабельности является снижение себестоимости выработки, передачи и распределения электроэнергии.

В настоящее время снижено значение показателя себестоимости как рычага повышения эффективности работы электрических сетей, хотя в [2] показано, что наиболее полным и представительным показателем является именно себестоимость передачи и распределения единицы продукции (1 кВт·ч).

Показатель удельных затрат, предлагаемый в данной работе, как раз характеризует себестоимость единицы продукции, ибо если продукцией электроэнергосистем по общему признанию является полезно отпущенная энергия, а продукцией электростанций — выработанная (отпущенная с шин) электроэнергия, то продукцией электрических сетей является не что иное как переданная энергия. Удельные затраты определяются как отношение суммы всех видов издержек производства, независимо от того, из каких источников они финансируются, к полезной отпущенной энергии, в объем которой включается и полезный отпуск за границу сетевого структурного подразделения:

$$z = \frac{\sum_{i=1}^6 I_i}{W}, \quad (2)$$

где I_1 — составляющие затраты на передачу и распределение электроэнергии; I_2 — годовые амортизационные отчисления, тыс.руб.; I_3 — годовые издержки на текущий ремонт и вспомогательные ма-

териалы, тыс.руб.; I_3 — годовые издержки на возмещение потерь электроэнергии в электрических сетях, тыс.руб.; I_4 — годовая заработная плата, тыс.руб.; I_5 — годовые издержки на капитальный ремонт, тыс.руб.; I_6 — прочие расходы, тыс. руб.; W — полезный отпуск электроэнергии в электрическую сеть, мВт·ч.

Как видно из формулы, ее числитель наряду с условно постоянными затратами, которые планируются для ПЭС в настоящее время, включает в себя и затраты на возмещение потерь электроэнергии в электрических сетях предприятия.

Используя выражение (2), можно решать следующие задачи:

1) сравнивать между собой уровень удельных затрат для разных предприятий электрических сетей, входящих в одну энергосистему;

2) сравнивать удельные затраты для отдельных предприятий со среднесистемными затратами на передачу и распределение электроэнергии;

3) сравнивать между собой уровень затрат на отдельном предприятии за разные годы или одинаковые кварталы, месяцы разных лет;

4) определять тенденции изменения удельных затрат за любой рассматриваемый период времени и выяснять причины этих изменений;

5) исследовать характер и степень влияния различных факторов на удельные затраты и определять возможные пути их снижения.

Следует отметить, что этот показатель отвечает основному требованию, предъявленному к хозяйственным показателям энергопредприятий: он максимально приближен к конечным показателям отрасли — прибыли и рентабельности.

Удельные затраты могут быть использованы и как фондообразующий показатель в сочетании, например с показателем готовности к несению нагрузки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Романов Н.Н., Попова Н.С. Организация финансовой деятельности в энергосистемах. — М.: Энергия, 1975. — 18 с. 2. А в р у х А.Я. Проблемы стоимости и ценообразования в электроэнергетике. — М.: Энергия, 1977. — 175 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ МОДЕЛИ СИСТЕМЫ РЕГУЛИРОВАНИЯ МОЩНОСТИ ЭНЕРГОБЛОКА ОРТОГОНАЛЬНЫМ МЕТОДОМ МОМЕНТОВ

Анализ и синтез автоматических систем регулирования (АСР) на базе операционного метода с использованием преобразования Лапласа удобен при получении результатов в аналитическом виде, однако не может существенно уменьшить объем вычислений из-за сложности изображений отдельных звеньев, сигналов исследуемых контуров и их характеристик. При выполнении практических задач и графических построений в сложных системах перспективным является метод ортогональных спектров, в основе которого лежит обобщенное преобразование Фурье. Так, для линейных АСР различной сложности был предложен [1] метод, использующий ортогональные разложения и классическое понятие моментов. При этом решение интегрального уравнения Лапласа рассматривается как задача восстановления оригинала по значениям изображения (передаточной функции системы) в вещественных точках и представляет собой интегроинтерполяционный многочлен в моментах искомой функции относительно заранее принятого ортогонального базиса.

Пусть для известной пары "вход-выход" исследуемой системы получено изображение

$$W(s) = \int_0^{\infty} e^{-st} \omega(t)h(t)dt \quad (1)$$

функции $h(t)$, которую аппроксимируем многочленом

$$q(t) = \sum_{i=0}^n c_i \varphi_i(t), \quad (2)$$

где коэффициенты Фурье по определению

$$c_i = \int_0^{\infty} \omega(t) h(t) \varphi_i(t) dt.$$

Здесь $\omega(t)$ — функция массы; $\{\varphi_i(t)\}$ — система ортогональных функций.

Выбрав в качестве базиса систему экспоненциальных показательных функций

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_0(t) = a_{00} e^{-\kappa t}; \\ \varphi_1(t) = a_{01} e^{-\kappa t} + a_{11} e^{-3\kappa t}; \\ \dots \\ \varphi_n(t) = a_{0n} e^{-\kappa t} + a_{1n} e^{-3\kappa t} + \dots + a_{nn} e^{-\kappa(2n+1)t}, \end{array} \right. \quad (3)$$

где κ — масштабный коэффициент, определим коэффициенты a_{ji} системы ортогональных функций таким образом, чтобы весовая функция $w(t) = 1$. Рассчитаем коэффициенты как элементы полинома Лежандра

$$a_{ji} = \sqrt{2\kappa(2i+1)} \sum_{j=0}^i (-1)^j (i+j)! / (i-j)! (j!)^2,$$

тогда система e — функции Лежандра $\{\varphi_i(t)\}$ будет обладать свойством ортонормальности, т.е.

$$\int_a^b \varphi_n(t) \varphi_m(t) dt = \delta_{mn},$$

где δ_{mn} — символ Кронекера; $\delta_{mn} = 0$ при $m \neq n$; $\delta_{mn} = 1$ при $m = n$.

Если известна передаточная функция (1) системы для рассматриваемого возмущения, целесообразно коэффициенты Фурье определить через моменты μ_i искомого оригинала относительно ортогонального базиса $\{\varphi_i(t)\}$. В соответствии с рекомендациями [2] известную точность вычисления моментов дает выражение (для e — функций Лежандра)

$$\mu_i = \int_0^{\infty} h(t) e^{-st} dt = W(s) \Big|_{s=\kappa(2i+1)}^{i=0 \dots n}, \quad (4)$$

где κ — масштабный коэффициент, после чего получаем коэффициенты Фурье

$$c_n = \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^i [(-1)^j (i+j)! / (i-j)! (j!)^2] \mu_j. \quad (5)$$

Связь моментов с коэффициентами Фурье может быть выражена зависимостью

$$c_n = \sum_{j=0}^n a_{jn} \mu_j / \sqrt{2\kappa(2n+1)},$$

а совокупность коэффициентов разложения $\{c_i\}$ импульсной переходной функции называется ортогональной спектральной характеристикой (ОСХ) сигнала. Для вычисления ОСХ в ряде случаев успешно применяются полиномы и многочлены Лагерра, где $\mu_i = d^i W(s) / ds^i$, $c_n = \kappa \sum_{i=0}^n \sum_{j=0}^i [(-\kappa)^j i! / (i-j)! (j!)^2] \mu_j$, а также экспоненциальные многочлены вида:

$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_0(t) = a_{00} e^{-\kappa t}, \\ \varphi_1(t) = a_{01} e^{-\kappa t} + a_{11} e^{-2\kappa t}, \\ \dots \\ \varphi_n(t) = a_{0n} e^{-\kappa t} + a_{1n} e^{-2\kappa t} + \dots + a_{nn} e^{-n\kappa t}. \end{array} \right.$$

где коэффициенты a_{ji} определяются как

$$a_{ji} = \sqrt{2ki} \sum_{j=1}^i (-1)^{i+j} (i+j-1)! / (i-j)! (j-1)!.$$

Полученная ОСХ может быть использована для [2] оценки устойчивости рассматриваемого сигнала или определения точности ведения режима управляющей системой при заранее заданном виде переходного процесса. При этом обычный квадратичный критерий ошибки приводит к неравенству Бесселя, которое в конечном счете дает определитель вида

$$\sum_{i=1}^{\infty} c_i^2 < \infty, \quad (6)$$

являющийся для конечного числа членов в то же время критерием устойчивости. Оценка временной погрешности выполнения заданного графика может быть произведена с помощью интегрального критерия [3] подобно неравенству Бесселя

$$\int_0^T h(t)f(t)dt \geq \sum_{i=0}^n c_i \xi_i, \quad (7)$$

где $h(t)$ искомая функция (или заданная) ; $f(t) = \frac{1}{t^{h'(t)}}$ — производная вспомогательная функция; $\{\xi_i\}$ — ОСХ функции $f(t)$

Выбор масштабного коэффициента в наибольшей степени зависит от комплексно-сопряженных корней, ближайших к мнимой оси [1] . Поскольку для колебательного звена справедливо равенство $k_0 = 2/T = 2\omega_0$, где ω_0 — частота собственных колебаний звена при расчете сложной системы допустимо коэффициент k определять по наименее инерционному контуру, принимая доминирующую постоянную времени его в качестве масштабной.

Использование изложенного алгоритма при расчете переходных характеристик и показателей качества работы систем предполагает следующие этапы:

- составление матрицы объекта и системы в целом для получения эквивалентной передаточной функции, описывающей систему (сигнал) в анализируемом режиме (и выбор масштабного коэффициента) ;

- выбор ортогонального базиса $\{\varphi_i(t)\}$ и полиномов разложения для определения способа расчета моментов;

- расчет матриц коэффициентов разложений и определение ОСХ сигналов (системы) ;

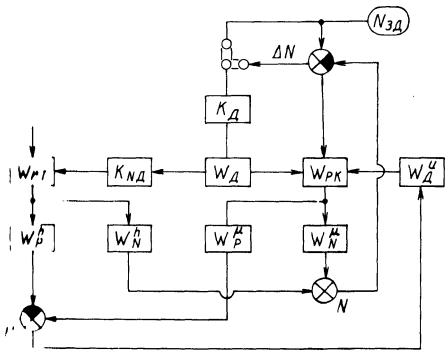


Рис. 1. Расчетная схема АСР мощно-сти энергоблока:

$N_{зд}$ — заданная мощность; $W_p^h, W_N^h, W_P^μ, W_N^μ$ — передаточные функции каналов наблюдения объекта; $W_{PT}, W_{PK}, W_D^h, W_D^μ$ — передаточные функции регуляторов турбины и котла, дифференциаторов связи и инвариантности; K_D и K_{ND} — варьируемые коэффициенты передачи.

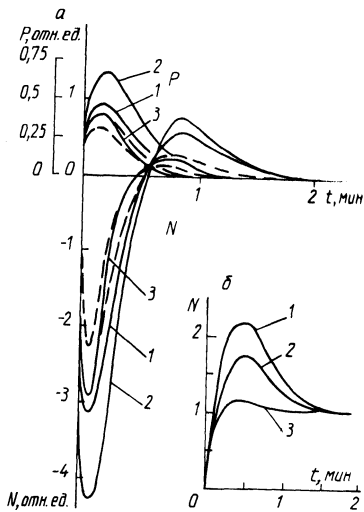


Рис. 2. Импульсные (а) и разгонные (б) кривые по мощности N и давлению пара p для схем с использованием в контуре связи:

1 — производной заданной мощности; 2 — производной рассогласования мощностей ΔN ; 3 — случай второй с коррекцией коэффициента передачи K_{ND}

Таблица 1.

Значения ОСХ рассчитываемых кривых

Номер серии	Параметр	Индексы						
		1	2	3	4	5	6	7
1	$N \quad c_i$	-1,98	3,20	3,48	1,92	1,15	0,76	0,5
	$p \quad c_i$	0,95	0,36	0,20	0,14	0,10	0,08	0,07
2	$N \quad c_i$	-3,31	3,77	5,06	3,05	1,79	1,07	0,62
	$p \quad c_i$	1,14	0,33	-0,19	-0,25	-0,20	-0,15	-0,12
3	$N \quad c_i$	-3,53	1,05	2,40	1,73	1,20	0,87	0,63
	c_i	-3,17	0,10	1,20	0,96	0,72	0,56	0,45
	$p \quad c_i$	0,81	0,31	0,0	-0,07	-0,08	-0,07	-0,06
	c_i	0,61	0,24	0,04	-0,01	-0,03	-0,03	-0,03

— оценка устойчивости режима или точности выполнения задания по имеющимся критериям;

— расчет и построение переходных характеристик анализируемой системы, оценка показателей качества ее работы.

Использование в ходе расчета ортонормированных функций с весом $\omega(t) = 1$ существенно уменьшает объем вычислений и повышает точность полученных характеристик.

Схема расчета предоставляет широкие возможности для оптимизации структуры исходной системы или ее настройки. Используя ОСХ рассмотренных сигналов, критерием оптимизации при заданных условиях управления объектом можно избрать неравенство Бесселя (6) или выражение (7), что в конечном счете определяется требованиями к точности реализации режима. Если более жестко регламентируется качество подавления различного рода z возмущений, целесообразно применить интегральный критерий

$$\int_0^T \sum_1^{z,l} [h_{z1}(t)]^2 dt = > \min, \quad (8)$$

где $h_{z1}(t)$ — импульсная переходная функция для l выходных параметров многомерной системы.

Следуя изложенной методике, выполним расчет переходных характеристик системы, являющейся аналогом промышленной АСР мощности энергоблока [4] тепловой электростанции, приведенной на рис. 1. Отличительной особенностью исследуемой системы считаем общий для регуляторов котла и турбины контур дифференцирования сигнала рассогласования мощностей ΔN (заданной и фактической), в который введено устройство амплитудного снижения сигнала коррекции в зависимости от точности поддержания давления пара p_T . Структурные особенности системы затрудняют применение к ней известных способов упрощения и преобразования схемы, что и обусловило использование изложенного метода.

В соответствии с формулой Мейсона для характерных возмущений получаем передаточные функции интересующих каналов регулирования, после чего по формулам (4) и (5) определяем значения моментов и ОСХ соответствующих им сигналов (табл. 1). При этом масштабный коэффициент получаем в результате оценки высокочастотной постоянной времени котельного контура $T_E = 28-10$ с, т.е. $k \approx 0,2-0,07$. В таблице приведены расчетные данные для мощности N и давления p схем с дифференцированием заданной мощности (первая серия) и рассогласования мощностей (вторая серия), возмущенных заданием.

Рассчитав систему (3) ортогональных функций, по формуле (2) находим импульсные переходные кривые АСР мощности для исследуемых контуров. При оптимизации настройки регуляторов в циклах расчета использовался функционал (8), после чего получены данные третьей серии (табл. 1), выполненной с вариацией коэффициента усиления дифференциатора связности. Импульсные пере-

ходные кривые (рис. 2, а), а также кривые разгона (рис. 2, б), полученные в результате расчета АСР мощности, приведены на рис. 2.

Сопоставление переходных характеристик трех избранных серий расчетов приводит к следующему выводу. Производная заданной мощности повышает скорость изменения нагрузки в форсированных режимах, а дифференцирование сигнала рассогласования мощностей, кроме того, нормирует переходные процессы по качеству отработки задания. Использование импульсных кривых третьей серии позволяет экстраполировать переходный процесс при нелинейном изменении коэффициента усиления дифференциатора связи, что дает основания для дальнейшего усовершенствования схемы.

Таким образом, ортогональный метод моментов позволяет с высокой точностью произвести расчет и оптимизацию многосвязных систем. Затраты машинного времени зависят от сложности системы и для исследуемой АСР не превышают 25—30 мин (на ЕС-1022) при вариации четырех переменных. В результате расчета обосновано применение принципа амплитудного снижения сигнала производной в общем контуре коррекции регуляторов АСР мощности, определены близкие к оптимальным параметры настройки системы, выявлены необходимые условия качественной ее работы при изменяющейся динамике объекта. Основные выводы исследования модели подтверждаются результатами промышленными испытаниями АСР мощности на энергоблоках Лукомльской ГРЭС.

ЛИТЕРАТУРА

1. Солодовников В.В., Дмитриев А.Н., Егупов Н.Д. Ортогональный метод анализа и синтеза САУ на основе понятия моментов. — В кн.: Автоматическое управление и вычислительная техника. М.: Машиностроение, 1968, вып. 8, с. 30—86.
2. Бойков А.Д., Ледяев С.Ф. Спектральный метод исследования динамики автоматических систем управления. — Саранск: Мордов.ун-т им. Н.П.Огарева, 1979. — 55 с.
3. Литвинец В.И., Рубахин В.Б., Назаров В.И. Оценка временной погрешности аппроксимации кривых ортогональным методом моментов. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Выш. шк., 1982, вып. 10, с. 95—98.
4. Система автоматического управления энергоблоком сверхкритических параметров / В.И.Литвинец, Г.Т.Кулаков, В.В.Молев и др. — Изв. вузов. Энергетика, 1980, № 8, с. 40—45.

УДК 621.314.53

В.А.СЕЛИВАНОВ,
В.Н.БАШАРИМОВА (ММИ)

СИНТЕЗ САУ ТИРИСТОРНЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ С УЧЕТОМ ЗОНЫ ПЕРЕРЫВИСТОГО ТОКА

При проектировании тиристорных широкорегулируемых электроприводов с подчиненным регулированием параметров возникает необходимость решения задач, направленных на повышение дина-

мических свойств электропривода в зоне прерывистых токов и малых скоростей.

При переходе электропривода из режима непрерывного тока (РНТ) в режим прерывистого тока (РПТ) качество переходных процессов существенно изменяется ввиду того, что электромагнитный переходный процесс заканчивается с каждым импульсом тока, не сказываясь на последующих импульсах. С уменьшением угла проводимости вентиля увеличивается эквивалентное сопротивление силовой цепи ТП—МПТ в РНТ [1]

$$R_э = m\omega L_T/2\pi + R_\Sigma ,$$

где $m\omega L_T/2\pi$ — эквивалентное сопротивление ТП; L_T — индуктивное сопротивление ТП; R_Σ — суммарное омическое сопротивление всех элементов силовой цепи ТП—МПТ.

Эквивалентное сопротивление силовой цепи ТП—МПТ имеет вид [1]

$$4\pi\omega L_\Sigma A(\psi; \lambda)/m\lambda^2 , \quad (1)$$

где λ — угол проводимости; $A(\psi; \lambda) = \frac{1}{1 - \frac{\lambda \operatorname{ctg} \psi}{3} + \frac{\lambda^2 \operatorname{ctg}^2 \psi}{12} + \dots + \frac{(-1)^n \lambda^{n-2} \operatorname{ctg}^{n-2} \psi}{n!}}$;

$\operatorname{tg} \psi = \frac{\omega L_\Sigma}{R_\Sigma}$ — параметр нагрузки; $n = 3, 4, 5 \dots$

Из выражения (1) следует, что в РПТ индуктивность цепи ТП—МПТ проявляет себя как некоторое "фиктивное" омическое сопротивление, зависящее от угла проводимости. Зависимость фиктивного сопротивления от тока приведена в [2] , рис. 1.

В настоящей работе предлагается коррекция системы в контуре скорости. Структурная схема электропривода с корректирующим устройством показана на рис. 1. В РПТ резко уменьшается электромагнитная постоянная времени, увеличиваются эквивалентное сопротивление и электромеханическая постоянная, а следовательно, изменяются передаточные функции W_4 и W_5 .

Анализ системы электропривода проводим на основе типовых логарифмических амплитудно-частотных характеристик (ЛАЧХ). Передаточная функция разомкнутой системы по управляющему воздействию имеет вид

$$W_p(p) = \frac{W_1 W_2 W_3 W_4 W_5 W_8}{1 + W_2 W_3 W_4 W_7 + W_4 W_5 W_6}$$

В РНТ:

$$W_{pH}(p) = \frac{(k_c T_c p + 1) (T_3 p + 1) k_M k_{TГ}}{k_T T_c} \times$$

$$x \frac{1}{p^2(2T_{\Pi}T_M p(T_{\Pi}p+1)(T_3p+1) + T_M(T_3p+1) + 2T_{\Pi}(T_{\Pi}p+1))}$$

или

$$W_{\text{рп}}(p) = \frac{k(T_1p+1)(T_2p+1)}{p^2(T_3p+1)(T_4^2p^2 + 2T_4\xi p + 1)}$$

Передаточная функция системы в РПТ имеет вид

$$W_{\text{рп}}(p) = \frac{(k_c T_c p + 1)(T_3 p + 1) R_{\phi} k_M k_{\Gamma\Gamma} x}{k_{\Gamma} T_c} \times \frac{1}{p^2((T_{\Pi} p + 1) 2R_{\phi} T_{\Pi} T_M^1 (1 + T_3 p) p + 2T_{\Pi}(T_{\Pi} p + 1))} \quad (2)$$

Из (2) следует, что вид передаточной функции зависит от эквивалентного сопротивления. В зависимости от угла проводимости передаточная функция системы имеет вид

$$W_{\text{рп}}^I(p) = \frac{k(T_1p+1)(T_2p+1)}{p^2(T_3p+1)(T_5p+1)} \quad \text{для } \lambda_1 ;$$

$$W_{\text{рп}}^{II}(p) = \frac{k(T_1p+1)(T_2p+1)}{p^2(T_3p+1)(T_6p+1)} \quad \text{для } \lambda_2 < \lambda_1 .$$

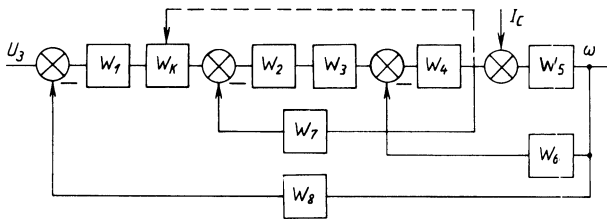


Рис. 1. Структурная схема системы электропривода.

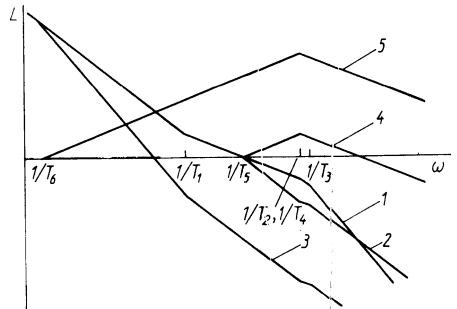


Рис. 2. Логарифмические амплитудно-частотные характеристики системы электропривода.

На рис. 2 приведены ЛАЧХ для РНТ и РПТ системы электропривода. Из ЛАЧХ следует, что с уменьшением угла проводимости увеличивается время переходного процесса, а следовательно, необходима коррекция, которая улучшит качество переходного процесса в РПТ. Передаточная функция системы с последовательной коррекцией имеет вид

$$W_p(p) = W_0(p)W_k(p),$$

и для ЛАЧХ справедливо соотношение

$$L_p(\omega) = L_0(\omega) + L_k(\omega).$$

Следовательно,

$$L_k(\omega) = L_p(\omega) - L_0(\omega).$$

В качестве $L_p(\omega)$ принимаем ЛАЧХ1 (рис. 2) системы в РНТ. Для нахождения ЛАЧХ корректирующего звена (для λ_1 и λ_2) из ЛАЧХ1 вычтем соответственно ЛАЧХ2 и ЛАЧХ3. В связи с этим передаточная функция корректирующего устройства имеет вид

$$W_k(p) = \frac{T_p}{(T_2 p + 1)(T_2 p + 1)}. \quad (3)$$

Из рис. 2 видно, что передаточная функция корректирующего устройства, следовательно, и постоянная времени T и коэффициент усиления изменяются в зависимости от угла проводимости. Для получения требуемого режима работы электропривода с принятой коррекцией необходимо найти зависимость коэффициента корректирующего устройства от угла проводимости. Анализ выражения (3) для различных углов проводимости позволяет получить выражение

$$K_k = b/\lambda^a,$$

где K_k — коэффициент усиления корректирующего устройства; a, b — постоянные значения для рассматриваемого случая.

Выводы. 1) для улучшения динамических свойств системы ТП—МПТ целесообразно использовать коррекцию в контуре скорости; 2) для получения переходных процессов в РПТ аналогичных РНТ необходимо ввести корректирующее устройство в регулятор скорости с переменным коэффициентом усиления в функции длительности тока.

Приложение. При анализе использовалась система ТП—МПТ: ТП — однофазный, мостовой, полууправляемый; МПТ—ПБСТ—33; $P_H = 1,6$ кВт; $U_H = 220$ В; $n_H = 1500$ об/мин.

Передаточные функции (ПФ) звеньев структурной схемы:

$$W_1(p) = \frac{k_c T_c p + 1}{T_c p}, \quad \text{— ПФ регулятора скорости;}$$

$$W_2(p) = \frac{T_3 p + 1}{2T_{пкТ} k_{пp} / R_3} \quad - \text{ ПФ регулятора тока;}$$

$$W_3(p) = \frac{k_{п}}{T_{пp} + 1} \quad - \text{ ПФ тиристорного преобразователя;}$$

$$W_4(p) = \frac{1/R_3}{T_3 p + 1}; \quad W_5(p) = \frac{k_M}{T_M p}; \quad W_6(p) = c \quad - \text{ ПФ МПТ;}$$

$W_7(p) = K_T$ — ПФ датчика тока; $W_B(p) = K_{тг}$ — ПФ датчика скорости; W_K — ПФ корректирующего устройства.

В РПТ передаточные функции имеют вид

$$W_4(p) = 1/R_{ф}; \quad W_5(p) = K_M / T_M p.$$

На рис. 2 приведены: ЛАЧХ1 — разомкнутой системы в РНТ; ЛАЧХ2,3 — разомкнутой системы в РПТ; ЛАЧХ4,5 — корректирующего устройства.

ЛИТЕРАТУРА

1. К а л а ш н и к о в В.П. Эквивалентное сопротивление силовой цепи системы тиристорный преобразователь—двигатель. — Изв.вузов. Электромеханика, 1976, № 4, с. 413—416. 2. С е л и в а н о в В.А., Х р у с т а л е в И.К. Параметрическое регулирование в системе тиристорного привода постоянно-го тока. — В кн.: Вопросы электроснабжения и электропривода. Калинин: Калинин. Гос. ун-т, 1979, с. 94—98.

УДК 621.313.323

В.Н.ГОРБАРУК, А.И.ЛАПИДУС, канд.техн.наук,
В.С.ЛИВШИЦ, канд.техн.наук, О.А.ДЕМЕНТЬЕВ
(БПИ)

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОМПЕНСИРУЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ КОМПРЕССОРНОГО СИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

Компенсация реактивной мощности имеет важное значение для промышленных предприятий с большой индуктивной нагрузкой. При этом целесообразно использовать как конденсаторные батареи, так и мощные синхронные двигатели (СД), работающие с перевозбуждением. Режим перевозбуждения обеспечивает более устойчивую работу двигателя, способствует стабилизации напряжения и ослабляет резонансные механические качания ротора. Конденсаторные батареи регулируют реактивную мощность ступенчато, а СД — плавно. Сочетание обоих способов создает предпосылки для рациональной компенсации реактивной мощности предприятия.

Использование СД в качестве источника реактивной мощности требует знания отдаваемой в сеть реактивной мощности Q , которая зависит от тока возбуждения, напряжения на зажимах двигателя и нагрузки на валу. При определении Q обычно используют относительные значения: так называемую компенсирующую способность СД $q = Q/S_H$ [1] либо коэффициент загрузки по реактивной мощности $\alpha = Q/Q_H$ [2, 3].

Однако до настоящего времени полные сведения о значениях q и α отсутствуют. Так, в [1] на основании опытных данных приведена следующая эмпирическая формула определения компенсирующей способности СД:

$$q_{\max} \% = [\sin \varphi_H + (1 - \beta) \left(\frac{\sin \varphi_H}{48 \sin \varphi_H - 32} + 0,4 \right)] 100 \%, \quad (1)$$

где β — коэффициент загрузки двигателя; φ_H — угол между векторами тока и напряжения статорной цепи в номинальном режиме. В [1–3] приведены таблицы со значениями q и α для нескольких типов СД при различной нагрузке. Однако указанные таблицы и формула дают наилучшие результаты для тех двигателей, применительно к которым они были получены. Для других конкретных типов двигателей эти рекомендации могут приводить к более или менее значительным погрешностям.

В этих условиях экспериментальное исследование СД конкретных типов по-прежнему представляется актуальным, так как позволяет использовать полученные данные, с одной стороны, непосредственно для подобных двигателей, а с другой, — для оценки качества существующих формул и дальнейших теоретических обобщений.

При разработке вопросов компенсации реактивной мощности на Белорусском автомобильном заводе (г.Жодино) нами были проведены исследования компенсирующей способности СД типа ДСК-260/20-32 ($P_H = 625$ кВт, $U_H = 6000$ В, $I_{H.ct} = 74$ А, $I_{H.pot} = 202$ А, $\cos \varphi_H = 0,9$, $\eta_H = 0,91$), установленного на компрессоре. Возбудитель — генератор постоянного тока смешанного возбуждения типа ПН-290 ($P_H = 35$ кВт, $U_H = 115$ В, $I_H = 304$ А).

С помощью переносного стенда, оснащенного трехфазными ваттметрами, фазометром, вольтметром и амперметрами, измерялись реактивная мощность СД (Q_c или Q_L), потребляемая из сети активная мощность P_1 , напряжение и ток статорной цепи, коэффициент мощности $\cos \varphi$ и ток в цепи возбуждения I_B . Измерения производились при различных токах возбуждения двигателя и фиксированных нагрузках компрессора соответственно в 100, 75, 50 %, а также на холостом ходу.

Полученные экспериментальные данные приведены на рис. 1, а, б. Из кривых рис. 1, а видно, что при $I_B > 140$ А двигатель является источником реактивной мощности, а при меньших токах возбуждения — ее потребителем. В режиме источника реактивной мощно-

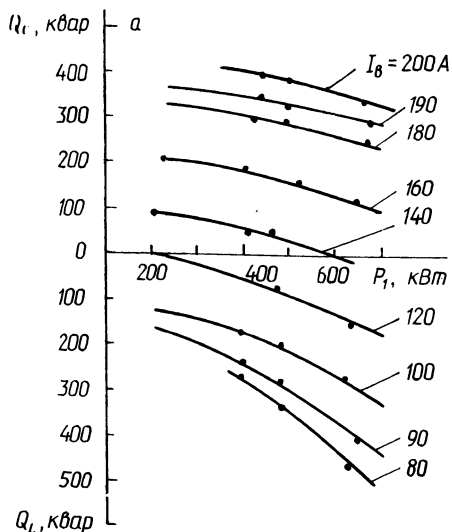


Рис. 1. Изменение реактивной мощности СД:
 а — в зависимости от потребляемой активной мощности при разных токах возбуждения; б — в зависимости от тока возбуждения при разных нагрузках двигателя.

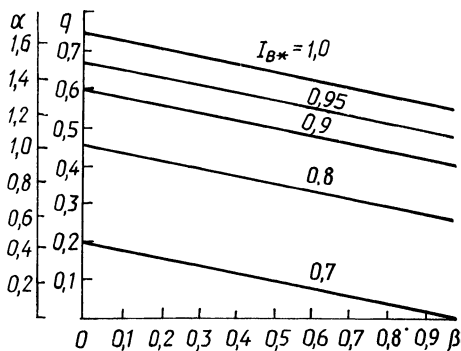
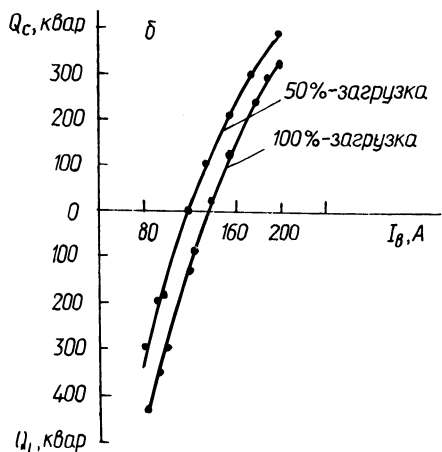


Рис. 2. Зависимость $q = Q/S_{н}$ и $\alpha = Q/Q_{н}$ от коэффициента загрузки β СД.

Таблица 1.
 Зависимость активной и полной мощностей от тока возбуждения

$I_{в}, \text{A}$	200	190	180	160	140	120	100	90
$P_1, \text{кВт}$	676	676	676	647	647	633	633	633
$S, \text{кВА}$	752,6	740,4	719	657,4	647,7	649,2	695,2	750,3

сти и фиксированном I_B снижение загрузки двигателя приводит к возрастанию Q_c . Однако полная мощность S при любой допустимой нагрузке на валу и токе возбуждения, не превышающем номинальный, не превосходит номинальной мощности $S_H = 763$ кВА. Это видно из табл. 1, в которой для СД при 100 %-ной загрузке компрессора приведены значения потребляемой активной мощности P_1 и полной мощности S при изменении тока возбуждения I_B во всем возможном диапазоне. Это показывает необоснованность опасений обслуживающего персонала компрессорных станций устанавливать наибольший допустимый (номинальный) ток возбуждения СД. С целью соблюдения теплового режима двигателя эксплуатационники стремятся уменьшать ток возбуждения СД, занижая тем самым компенсирующие возможности машины.

Из кривых рис. 1,б видно, что реактивная мощность Q в основном определяется током возбуждения I_B . Колебания Q в зависимости от загрузки СД сравнительно невелики и составляют при изменении загрузки компрессора от 50 до 100 % примерно 70 кВар.

В процессе экспериментального исследования измерялась не мощность P_2 на валу двигателя, а потребляемая из сети активная мощность P_1 . Все графики, полученные на основании экспериментальных данных, строились в функции P_1 . При расчетах часто оперируют загрузкой двигателя на валу $\beta = P_2/P_H$. Поэтому на основании полученных экспериментальных данных построены (рис. 2) зависимости $q = f(\beta)$ и $\alpha = f(\beta)$. При переходе от значений P_1 к P_2 использованы обобщенные рабочие характеристики для перевозбужденного СД в относительных единицах [4]. Значения q и α при любых токах возбуждения $I_{B*} = I_B/I_{B.H}$, не указанных на рис. 2, могут быть вычислены по формулам:

$$q = 1,5 I_{B*} - 0,3\beta - 0,75; \quad \alpha = q/\sin \varphi_H = 2,3q,$$

где при $\cos \varphi_H = 0,9$; $\frac{1}{\sin \varphi_H} = 2,3$.

При определении располагаемой реактивной мощности СД $Q_{\max} = q_{\max} S_H$ на стадии проектных расчетов необходим только график $q_{\max} = f(\beta)$ при $I_{B*} = 1$. Учитывая практически прямолинейный характер этой зависимости, она может быть построена по данным двух режимов: номинального и холостого хода. Эти данные в ряде случаев могут быть получены из каталогов, справочных или экспериментальных материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л и т в а к Л.В. Рациональная компенсация реактивных нагрузок на промышленных предприятиях. — М.: ГЭИ, 1963. — 256 с. 2. Карпов Ф.Ф. Компенсация реактивной мощности в распределительных сетях. — М.: Энергия, 1975. — 182 с. 3. Указания по компенсации реактивной мощности в распределительных сетях. — М.: Энергия, 1974. — 72 с. 4. В а ж н о в А.И. Электрические машины. — М.: Энергия, 1969. — 767 с.

М.И.СТРЕЛЮК, И.И.СЕРГЕЙ,
канд-ты техн.наук (БПИ)

РАСЧЕТ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОЙ СТОЙКОСТИ ГИБКОЙ ОШИНОВКИ ОРУ С УЧЕТОМ РАССЕЯНИЯ ЭНЕРГИИ В ПРОВОДАХ

Приведенный в [1] векторно-параметрический метод расчета электродинамической стойкости гибкой ошиновки с учетом конструктивных элементов ОРУ базируется на представлении проводов идеально упругой нитью. В связи с этим возникающие после отключения тока короткого замыкания (к. з.) свободные колебания проводов являются незатухающими. В результате расчет параметров электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ без учета затухания, обусловленного демпфирующими свойствами проводов, производится с погрешностью 25—30 % по сравнению с опытными данными.

Демпфирующие свойства гибкой ошиновки определяются в основном ее способностью поглощать энергию колебаний на необратимые процессы в циклическом деформируемом материале проводов. В результате этого обнаруживается несовпадение зависимостей между тяжением и деформацией при нагрузке и разгрузке проводов во время к. з. Это явление, получившее название механического гистерезиса, обусловлено несовершенной упругостью материала проводов.

В статье излагается метод расчета электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ, основанный на опытной зависимости между тяжением и деформацией, которая отражает наличие петли гистерезиса циклически деформируемого материала проводов. В основу этого метода положены опытные нагрузочно-разгрузочные диаграммы растяжения многопроводочных проводов, полученные в результате большого числа лабораторных испытаний проводов и их компонентов, проведенных во ВНИИЭ [2] . Для расчетной практики наибольший интерес представляет часть нагрузочной ветви этих диаграмм в зоне рабочих напряжений провода, в пределах которой напряжение и деформация связаны практически линейной зависимостью (рис. 1). Разгрузочная ветвь диаграммы растяжения является упругой характеристикой провода, так как при снятии нагрузки его укорочение происходит только за счет упругих сил.

Такие упрощенные диаграммы растяжения, не учитывающие явление текучести материала проводов, которое развивается в основном в нерабочей зоне, широко используются в проектной практике [2]. Опытные значения параметров, характеризующих механические свойства проводов по упрощенным нагрузочно-разгрузочным диаграммам, приведены в [2]. Эти параметры названы: модуль неупругости F , модуль релаксации D и модуль упругости E . Модуль

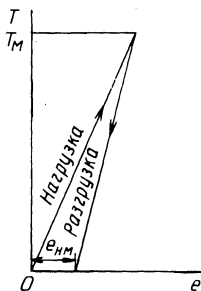


Рис. 1. Упрощенная нагрузочно-разгрузочная диаграмма растяжения провода.

Г учитывает как упругие, так и неупругие свойства материалов многопроволочных проводов, и является характеристикой ветви упрощенной диаграммы при практически мгновенном возрастании тяжения проводов (что имеет место при к. з.). Модуль D учитывает также и пластическое удлинение проводов, обусловленное ползучестью их материала, которая возникает при очень медленном нагружении проводов. Поэтому пластические деформации проводов при к. з. остаются неизменными и равными их значениям, определяемым тяжением проводов в момент времени, предшествующий к. з.

В общем виде относительное удлинение элемента провода при к. з. содержит следующие составляющие:

$$e = (1 + e_y + e_n + e_{п})(1 + e_t) - 1, \quad (1)$$

где e_y — относительная упругая деформация элемента провода; e_n — неупругая деформация провода; $e_{п}$ — пластическая деформация за счет ползучести материала проводов; $e_t = \alpha_t \theta$ (температурное удлинение элемента провода); θ — температура провода при к. з.; α_t — температурный коэффициент линейного расширения провода.

Упругая деформация провода равна

$$e_y = \alpha_y T, \quad (2)$$

где $\alpha_y = \frac{1}{EA}$ (A — поперечное сечение провода).

Неупругая деформация при нагрузке провода составляет определенную часть его упругой деформации [2]:

$$e_n = \tau e_y, \quad (3)$$

где $\tau = (E - F)/F$.

При разгрузке провода e_n остается неизменной и равной значению, определяемому максимумом тяжения на нагрузочной ветви упрощенной диаграммы растяжения. Пластическая деформация проводов составляет определенную часть упругой деформации e_{y0} , имеющей место в момент времени, предшествующий к. з.:

$$e_{п} = \rho e_{y0},$$

где $\rho = [E - D(1 + \tau)]/D$.

Подставляя (2) и (3) в выражение (1), получим формулы для расчета тяжения при нагрузке и разгрузке проводов в режиме к. з. Для i-й нагрузочной ветви циклически деформируемого материала проводов получим

$$T_i = \frac{e_i - e_{\pi}(1 + e_{ti}) - e_{ti}}{\alpha_y(1 + \tau)(1 + e_{ti})}. \quad (4)$$

Тяжение по i -й разгрузочной ветви равно

$$T_i = \frac{e_i - (e_{\pi} + e_{\text{нми}})(1 + e_{ti}) - e_{ti}}{\alpha_y(1 + e_{ti})}, \quad (5)$$

где $e_{\text{нми}}$ — неупругая деформация проводов, соответствующая максимуму тяжения по i -й нагрузочной ветви.

Используя операцию присвоения знака sign , (4) и (5) можно записать одним выражением

$$T_i = \frac{e_i - (1 + e_{ti}) \{ e_{\pi} + 0,5[1 - \text{sign}(\partial T_i / \partial t)] e_{\text{нми}} \} - e_{ti}}{\alpha_y \{ 1 + 0,5\tau [1 + \text{sign}(\partial T_i / \partial t)] \} (1 + e_{ti})}. \quad (6)$$

Выходящая в (6) деформация e_i связана с координатами провода следующим очевидным выражением:

$$e_i = \sqrt{\left(\frac{\partial x_i}{\partial s_0}\right)^2 + \left(\frac{\partial y_i}{\partial s_0}\right)^2 + \left(\frac{\partial z_i}{\partial s_0}\right)^2 - 1}.$$

Значения координат x_i , y_i , z_i для каждого момента времени определяются из решения уравнений движения проводов. В [3] приведены векторно-параметрические уравнения движения проводов, пригодные для расчета динамики гибких проводов при любой форме нагрузочно-разгрузочной диаграммы растяжения, так как коэффициент записан в общем виде

$$a^2 = \frac{1}{m} \frac{\partial T}{\partial e},$$

где m — масса единицы длины провода.

Для принятой упрощенной диаграммы растяжения провода этот коэффициент равен

$$a^2 = \frac{1}{m \alpha_y \{ 1 + 0,5\tau [1 + \text{sign}(\partial T_i / \partial t)] \} (1 + e_{ti})}.$$

По разработанному алгоритму составлена программа расчета на ЦВМ электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ с учетом рассеяния энергии в проводах. На рис. 2 приведено сравнение результатов расчета по этой программе с учетом и без учета механического гистерезиса с полученными за рубежом опытными данными [4]. Это сравнение наглядно показывает влияние учета рассеяния энергии в проводах на точность оценки электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ.

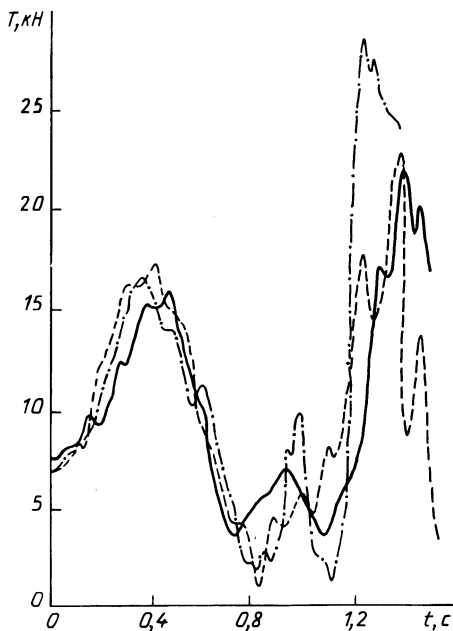


Рис. 2. Динамика тяжения в точке крепления ошиновки к portalу (ток к.з. — 29,7 кА, продолжительность к.з. — 0,8 с, длина пролета — 40 м, междуфазное расстояние — 2,5 м, провод медный — 324 мм², начальное тяжение — 665 даН, гирлянда: длина — 1,54 м, вес — 52,3 дан); сплошная линия — опытная кривая; штриховая — расчетная (с учетом затухания); штрихпунктирная — расчетная (без учета затухания).

ЛИТЕРАТУРА

1. Стрелюк М.И., Сергей И.И. Влияние расщепления фаз гибкой ошиновки ОРУ на динамику ее параметров при коротких замыканиях. — Изв. вузов СССР. Энергетика, 1981, № 4, с. 3—9.
2. Расчет монтажных напряжений и стрел провеса проводов и тросов воздушных линий с учетом остаточных деформаций/А.С.Зеличенко, Л.М.Кесельман, И.М.Коляков, В.Г.Хотинский. — Электрические станции, 1978, № 2, с. 69—71.
3. Стрелюк М.И., Сергей И.И. О численном решении уравнений движения гибких проводов ОРУ под воздействием электродинамических усилий. — Изв. вузов СССР. Энергетика, 1977, № 12, с. 17—22.
4. Lilien I.L., Geradin M., Pirotte P. Sollicitations électrodynamiques dans les postes lors de défauts. — Can. Commun. and Power Conf., Montreal, 1980. — New York, 1980, p. 192—195.

УДК 621.316.35.064.1

М.И.СТРЕЛЮК, канд.техн.наук, Ю.В.БЛАДЬКО,
И.И.СЕРГЕЙ, канд.техн.наук (БПИ)

РАСЧЕТ СТАТИКИ ГИБКОЙ ОШИНОВКИ ОРУ С ОТВЕТВЛЕНИЯМИ К ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ АППАРАТАМ В РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ КЛИМАТИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ

В основу метода расчета электродинамической стойкости гибкой ошиновки с учетом конструктивных элементов ОРУ положены векторно-параметрические уравнения динамики гибкой упругой

нити [1]. Эти уравнения являются нелинейными дифференциальными уравнениями в частных производных, решение которых возможно при известных начальных и краевых условиях.

Расчет начальных условий сводится к численному решению нелинейных дифференциальных уравнений статики гибкой упругой нити, полученных из уравнений динамики при исключении членов, содержащих производные по времени. Применение разностного метода приводит к решению системы нелинейных конечно-разностных уравнений с помощью вложенных друг в друга итераций на ЦВМ. Сходимость этого итерационного процесса зависит от близости начального приближения к решению задачи. Такое приближение можно получить на основе представления проводов и гирлянд изоляторов гибкой нерастяжимой нитью.

Известно общее решение в векторной форме дифференциальных уравнений статики произвольно расположенной в пространстве однородной нерастяжимой нити [2]. Частные решения этой задачи могут быть получены путем нахождения по заданным граничным условиям конкретных значений постоянных векторов интегрирования. Эти граничные условия для проводов ОРУ и ЛЭП обычно задаются: 1) модулем минимального тяжения и граничными векторами (рис. 1); 2) длиной провода и этими же граничными векторами. В [2] получено частное решение этой задачи в явном виде для первого случая задания граничных условий, соответствующих монтажным. Однако эти формулы непригодны для расчета пространственного положения проводов в различных режимах климатических воздействий, в которых тяжение является функцией приложенных

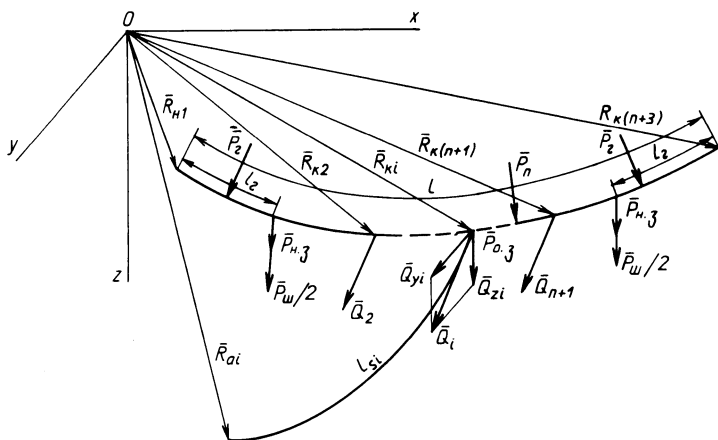


Рис. 1. Расчетная схема гибкой ошиновки с ответвлениями к электрическим аппаратам (\bar{P}_r, \bar{P}_n — погонные нагрузки на гирлянду и провод, l_r — длина гирлянды, $\bar{Q}_{yi}, \bar{Q}_{zi}$ — составляющие усилия \bar{Q}_i в горизонтальной и вертикальной плоскостях).

нагрузок. Кроме того, они не учитывают влияния конструктивных элементов ОРУ и ЛЭП.

Указанные обстоятельства потребовали решения поставленной задачи в общем виде. На основе расчетной модели в виде кусочно-однородной нерастяжимой нити были разработаны алгоритм и программа расчета на ЦВМ статики гибкой ошиновки ОРУ, не имеющей ответвлений в ячейку [3]. В соответствии с этим алгоритмом расчет гибкой ошиновки ОРУ производится в двух режимах климатических воздействий. В монтажном или исходном для проектирования режиме климатических нагрузок по заданному тяжению определяется длина гибкой системы "провод-гирлянды изоляторов". Она является основным исходным параметром для определения тяжения и положения гибкой ошиновки в режимах климатических нагрузок, отличных от монтажных.

В данной статье излагается методика расчета статики гибкой ошиновки ОРУ с ответвлениями к электрическим аппаратам и приводится алгоритм его реализации на ЦВМ. Ответвления разбивают гибкую ошиновку ОРУ на однородные участки с распределенной нагрузкой разной интенсивности, в узлах сочленения которых приложены сосредоточенные силы (рис. 1). Каждый из этих участков описывается уравнениями вида [2]:

$$\left. \begin{aligned} \bar{R}_i &= \bar{R}_{ni} + \bar{a}_{1i} + \bar{A}_{1i} \operatorname{arcsh} \frac{p_i^2 s_i - \bar{a}_{0i} \bar{P}_i}{A_{2i}} - \frac{\bar{P}_i}{p_i^2} / \bar{a}_{0i} - \bar{P}_i s_i / , \\ \bar{T}_i &= \bar{a}_{0i} - \bar{P}_i s_i , \quad i = 1, 2, \dots, (n+3), \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где

$$\bar{A}_{1i} = \frac{1}{\bar{P}_i} (\bar{a}_{0i} - \frac{\bar{a}_{0i} \bar{P}_i}{p_i^2} \bar{P}_i); \quad A_{2i} = \sqrt{a_{0i}^2 p_i^2 - (\bar{a}_{0i} \bar{P}_i)^2}; \quad 0 \leq s_i \leq l_i.$$

Здесь l_i — длина i -го участка гибкой ошиновки; n — количество ответвлений.

Дополним систему (1) уравнениями равновесия ответвительных и натяжных зажимов. Для этого заменим действие проводов и гирлянд изоляторов на зажимы реакциями связей. При принятой расчетной модели проводов и гирлянд в виде абсолютно гибкой нити эти связи равны векторам тяжения в прилегающих к зажимам элементах проводов (рис. 1). Так как зажимы находятся в равновесии, то сумма приложенных к ним сил равна нулю:

$$\left. \begin{aligned} \bar{T}_{n(2)} - \bar{T}_{k(1)} + \bar{P}_{n,3} + \bar{P}_{ш}/2 &= 0, \\ -\bar{T}_{k(i)} + \bar{T}_{n(i+1)} + \bar{P}_{o,3} + \bar{Q}_i &= 0, \quad i = 2, 3, \dots, n+1, \\ -\bar{T}_{k(n+2)} + \bar{T}_{n(n+3)} + \bar{P}_{n,3} + \bar{P}_{ш}/2 &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где $\bar{T}_{n(i)}$ и $\bar{T}_{k(i)}$ — векторы тяжения в прилегающих к зажимам элементах проводов и гирлянд; $\bar{P}_{n,3}$ и $\bar{P}_{o,3}$ — силы тяжести натяж-

ных и ответвительных зажимов; $\bar{P}_{\text{ш}}$ — сила тяжести шлейфа; \bar{Q}_i — сосредоточенные нагрузки, обусловленные действием проводов ответвлений.

Провода ответвлений, как и сборные шины, представляются в расчетах абсолютно гибкой нитью. Поэтому силы Q_i равны тяжести спусков в точках их крепления к сборным шинам. Известным параметром для спуска является его длина, а также координаты крепления его концов к аппарату. Этот факт однозначно определяет выбор граничных условий для ответвления.

Из уравнений (1) следует, что вектор тяжения в начале ответвления равен постоянному вектору интегрирования \bar{a}_0 ($s = 0$). Подставляя последовательно в (1) граничные условия по концам ответвления, после ряда преобразований получим формулу для расчета сосредоточенной нагрузки \bar{Q}_i , которая равна постоянному вектору интегрирования \bar{a}_{0i} :

$$\bar{Q}_i = \frac{\bar{Q}_i \bar{P}_s}{P_s^2} + \frac{P_s [\bar{R}_{ai} - \bar{R}_{ki} - \frac{\bar{P}_s}{P_s^2} (|\bar{Q}_i| - \sqrt{Q_i^2 - 2(\bar{Q}_i \bar{P}_s)_{si} + P_{si}^2})]}{\text{arcsh} \frac{P_{si}^2 - (\bar{Q}_i \bar{P}_s)}{A_{2i}} + \text{arcsh} \frac{\bar{Q}_i \bar{P}_s}{A_{2i}}}, \quad (3)$$

где \bar{P}_s — вектор суммарной распределенной нагрузки на единицу длины ответвления; \bar{R}_{ai} — радиус-векторы, описывающие положение в пространстве точек крепления спусков к электрическим аппаратам (рис. 1); \bar{R}_{ki} — радиус-векторы, описывающие положение точек крепления ответвлений к сборным шинам ОРУ.

Уравнение (3) является трансцендентным и при известных \bar{R}_{ki} решается методом итерации с улучшением сходимости по Вегстейну [4].

Входящие в (3) векторы \bar{R}_{ki} можно определить лишь из расчета сборных шин ОРУ. Будем считать известными длины участков сборных шин и граничные векторы \bar{R}_{n1} и $\bar{R}_{k(n+3)}$ (рис. 1). Запишем систему уравнений (1) для граничных точек каждого участка сборных шин. В результате получим систему $2(n+3)$ векторных уравнений относительно $2(n+3)$ неизвестных постоянных векторов интегрирования \bar{a}_{0i} , \bar{a}_{1i} и $(n+2)$ векторов \bar{R}_{ki} (рис. 1). Учтем также, что векторы тяжения по концам участков равны:

$$T_{ni} = \bar{a}_{0i}; T_{ki} = \bar{a}_{0i} - \bar{P}_i l_i. \quad (4)$$

Подставляя (4) в (2), получим систему из $(n+2)$ уравнений относительно $(n+3)$ постоянных векторов \bar{a}_{0i} . Преобразуем полученную систему уравнений к более удобному для использования метода Вегстейна виду

$$\begin{aligned} \bar{a}_{0i} &= \bar{a}_{0(i+1)} + \bar{Q}_i + \bar{P}_{o,3} + \bar{P}_{i1}, \quad i = (n+1), n, \dots, 2, \\ \bar{a}_{0(n+3)} &= \bar{a}_{0(n+2)} - \bar{P}_{n,3} - \bar{P}_{ш}/2_{(n+2)} l_{(n+2)} l_{(n+2)}, \\ \bar{a}_{0(1)} &= \bar{a}_{0(2)} + \bar{P}_{n,3} + \bar{P}_{ш}/2 + \bar{P}_r l_r, \\ \bar{a}_{1(1)} &= \bar{R}_{n1} - \bar{A}_{1(1)} \operatorname{arcsh} \frac{-\bar{a}_{0(1)} \bar{P}_r}{A_{2(1)}} + \frac{\bar{P}_r}{p_r^2} |\bar{a}_{0(1)}|, \\ \bar{R}_{k1} &= \bar{a}_{1(1)} + \bar{A}_{1(1)} \operatorname{arcsh} \frac{p_r^2 l_r - \bar{a}_{0(1)} \bar{P}_r}{A_{2(1)}} - \frac{\bar{P}_r}{p_r^2} |\bar{T}_{k1}|, \\ &\dots \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{a}_{1i} &= \bar{R}_{k(i-1)} - \bar{A}_{1i} \operatorname{arcsh} \frac{-\bar{a}_{0i} \bar{P}_n}{A_{2i}} + \frac{\bar{P}_n}{p_n^2} |\bar{a}_{0i}|, \quad i = 2, \dots, (n+2); \\ \bar{R}_{ki} &= \bar{a}_{1i} + \bar{A}_{1i} \operatorname{arcsh} \frac{p_n^2 l_i - \bar{a}_{0i} \bar{P}_n}{A_{2i}} - \frac{\bar{P}_n}{p_n^2} |\bar{T}_{ki}|, \quad i = 2, \dots, (n+1), \\ &\dots \\ \bar{a}_{1(n+3)} &= \bar{R}_{k(n+3)} - \bar{A}_{1(n+3)} \operatorname{arcsh} \frac{p_r^2 l_r - \bar{a}_{0(n+3)} \bar{P}_r}{A_{2(n+3)}} + \frac{\bar{P}_r}{p_r^2} |\bar{T}_{k(n+3)}|, \\ \bar{R}_{k(n+2)} &= \bar{a}_{1(n+3)} + \bar{A}_{1(n+3)} \operatorname{arcsh} \frac{-\bar{a}_{0(n+3)} \bar{P}_r}{A_{2(n+3)}} - \frac{\bar{P}_r}{p_r^2} |\bar{a}_{0(n+3)}|, \\ &[\bar{R}_{k(n+2)} - \bar{a}_{1(n+2)} + \frac{\bar{P}_n}{p_n^2} |\bar{T}_{k(n+2)}|] P_n \\ \bar{a}_{0(n+2)} &= \frac{\operatorname{arcsh} \frac{p_n^2 l_{(n+2)} - \bar{a}_{0(n+2)} \bar{P}_n}{A_{2(n+2)}} + \frac{\bar{a}_{0(n+2)} \bar{P}_n}{p_n^2} \bar{P}_n}{\operatorname{arcsh} \frac{p_n^2 l_{(n+2)} - \bar{a}_{0(n+2)} \bar{P}_n}{A_{2(n+2)}}} \end{aligned} \quad (5)$$

При такой последовательной записи уравнений системы (5) достаточно иметь первое приближение $\bar{a}_{0(n+2)}$, которое определяется по монтажному значению тяжения и эксплуатационным нагрузкам.

Подставим значения векторов \bar{R}_{ki} из (5) в (3) и уточним значения сосредоточенных нагрузок \bar{Q}_i . Этот итерационный процесс завершается при достижении заданной точности в определении нагрузок \bar{Q}_i или же векторов \bar{R}_{ki} .

Подставляя последовательно постоянные векторы \bar{a}_{0i} и \bar{a}_{1i} в (1) и изменяя s_i от 0 до l_i с определенным шагом, получим началь-

ные приближения координат и тяжений в виде таблицы чисел в функции заданных климатических нагрузок, граничных векторов и длины гибкой ошиновки ОРУ.

Длина гибкой ошиновки определяется монтажными условиями: тяжением и климатическими нагрузками в этом режиме. Подставим их в (5) и решим эту систему относительно длин участков l_i . Для этого выразим постоянные векторы через монтажное тяжение. Этот вектор для i -го участка провода, содержащего точку с минимальным тяжением, равен

$$\vec{a}_{0i} = T_0 \vec{\tau}' + \vec{P}_i s_0^i,$$

где $\vec{\tau}'$ — единичный вектор направления касательной в точке с минимальным тяжением; s_0^i — дуговое расстояние от начала участка до точки с минимальным тяжением.

Порядок расчета $\vec{\tau}'$ и s_0^i излагается в [2]. Выбор участка провода с минимальным тяжением производится приближенно. Провод представляется в виде балки, для которой записываются урав-

Т а б л и ц а 1.

Сравнение результатов расчета

Тяже- ние в режи- ме макси- маль- ной на- грузки	Режим максимальной нагрузки ($V = 12,5$ м/с, $c = 15$ мм, $\theta = -5$ °С)						Режим максимальной температуры ($V =$ $= 15$ м/с, $c = 0$, $\theta = 70$ °С)		
	стрела про- веса, м		рас- хож- де- ние Δf_z , %	горизонталь- ное отклоне- ние, м		рас- хож- де- ние Δf_y , %	тяжение, даН		расхож- дение ΔT , %
	по про- грам- ме	по ме- тоди- ке * [5]		по про- грам- ме	по ме- тоди- ке * [5]		по про- грамме	по ме- тоди- ке [5]	
2000	2,326	$\frac{2,397}{2,305}$	$\frac{3,1}{-0,90}$	0,696	$\frac{0,476}{0,705}$	$\frac{-32}{1,3}$	1198	1117	-6,7
1500	3,048	$\frac{3,197}{3,028}$	$\frac{4,9}{-0,66}$	0,878	$\frac{0,630}{0,888}$	$\frac{-28}{1,1}$	890	862	-3,1
1000	4,450	$\frac{4,795}{4,447}$	$\frac{7,8}{-0,07}$	1,221	$\frac{0,934}{1,234}$	$\frac{-23}{1,1}$	577	587	1,7
750	5,798	$\frac{6,393}{5,825}$	$\frac{10,3}{0,47}$	1,548	$\frac{1,230}{1,564}$	$\frac{-20}{1,0}$	418	444	6,2

* Для определения отклонений провода расчет усилий Q_y и Q_z выполнялся: в числителе — в соответствии с "Указаниями по механическому расчету проводов гибкой ошиновки ОРУ 35—500 кВ"; в знаменателе — по разработанной программе.

нения моментов, приложенных к гибкой ошиновке сил относительно точек ее крепления к порталам ОРУ. Из этих уравнений определяются опорные реакции, по которым затем можно определить поперечные силы, действующие по концам каждого участка провода. Участок, на котором эти силы меняют знак, и является искомым. В остальном алгоритм расчета длины гибкой ошиновки ОРУ с ответвлениями аналогичен изложенному в [3].

По разработанному алгоритму производится расчет начальных приближений для координат и тяжений при определении начальных условий для уравнений движения гибкой упругой нити.

Достоверность разработанного алгоритма оценивалась путем сравнения результатов расчета по программе и с получившей в проектной практике приближенной методикой расчета [5]. Сравнение полученных результатов показано в табл. 1.

Приведенные в табл. 1 результаты показывают, что разработанный алгоритм может быть использован самостоятельно для расчета пространственного положения гибкой ошиновки и тяжения в различных режимах климатических воздействий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Стрелюк М.И., Сергей И.И. Расчет электродинамических усилий в трехфазной системе гибких проводов. — Изв. вузов СССР. Энергетика, 1975, № 11, с. 110—114.
2. Кесельман Л.М., Денисов Ю.М. Векторный метод расчета тяжелой гибкой нити. — В кн.: Проектирование энергосистем и электрических сетей. Ташкент: УЗИНТИ, 1967, вып. III, с. 3—19.
3. Сергей И.И. Аналитическое решение уравнений статики гибких шин ОРУ с учетом гирлянд изоляторов. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Выш. шк., 1979, вып. 9, с. 75—81.
4. Ланс Дж.Н. Численные методы для быстродействующих вычислительных машин. — М.: Изд-во иностр. лит., 1962. — 208 с.
5. Бошнякович А.Д. Расчет проводов подстанций и больших переходов ЛЭП. — Л.: Энергия. Ленинград. отд-ние, 1975. — 248 с.

УДК 621.315.21:537.312.62

А.В.БЕРЕЖНОЙ,

В.Г.КОРОЛЮК, канд-ты техн.наук (БПИ)

РАСЧЕТ ГЕОМЕТРИИ ТОКОПРОВОДОВ ИЗ ОПЛЕТОК ДЛЯ КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ С ГЛУБОКИМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Криокабельные линии имеют специфические отличия от обычных, поэтому расчет геометрии их токопроводов невозможно осуществить по известным методикам.

При проектировании системы электропередачи обычно известны расчетная нагрузка и номинальное напряжение. Если в качестве исходной информации принять расчетную нагрузку P и номинальное напряжение электропередачи U_n , тогда число проволок n_d диаметром d в оплетке внутренней токовой фазы коаксиала можно наметить с помощью уравнения

$$n_a = \frac{4Pk_M}{jn_\Phi \pi d^2 U_K \cos \varphi}, \quad (1)$$

где k_M — коэффициент запаса по материалу; n_Φ — число токопроводящих фаз криокабеля; $\cos \varphi$ — коэффициент мощности; j — плотность тока; U_K — напряжение коаксиала.

При включении кабеля по схеме с противоположным направлением токов в проводниках коаксиала (схема Кафки) $U_K = U_H / \sqrt{3}$; если кабель включается по схеме электропередачи со спаренными фазами [1], то $U_K = U_H$; при включении кабеля по схеме на режим противофазы токов и напряжений $U_K = 2U_H / \sqrt{3}$.

При выполнении оплеток из меди или алюминия j принимается из условий обеспечения заданных параметров режима хладагента по концам криокабельной линии. В случае использования оплеток из материалов с нулевым омическим сопротивлением при гелиевых температурах плотность тока j принимается равной критической.

Диаметр D токопровода, на который навивается оплетка, выполненная из m пасм и с числом проволок в пасме, равном n , можно определить из условия

$$\pi D = 0,5(nd + b)m \sin^{-1} \psi, \quad (2)$$

где ψ — угол наложения пасм; b — расстояние между пасмами одного направления.

Промышленность выпускает оплетки с плотностью Π (обычно $0,75 \leq \Pi \leq 0,98$ [2]). При выполнении условия

$$n_a = nm, \quad (3)$$

и задаваясь плотностью оплетки Π , расстояние b между пасмами можно оценить с помощью уравнения

$$b = nd \sqrt{1 - \Pi} (1 - \sqrt{1 - \Pi})^{-1}. \quad (4)$$

С учетом уравнений (4), (3) и (1) из условия (2) можно получить выражение для расчета внутреннего диаметра D'_a коаксиала под оплеткой:

$$D'_a = \frac{2Pk_M}{-jn_\Phi \pi^2 d U_K (1 - \sqrt{1 - \Pi}) \sin \psi \cos \varphi}$$

Тогда при наложении оплетки в один слой наружный диаметр внутреннего токопровода коаксиала опишется равенством

$$D_a = D'_a + 4d. \quad (5)$$

Внутренний диаметр D_B внешнего токопровода коаксиала можно определить из условия выбора электроизоляции. Наибольшая напряженность электрического поля имеет место на внешней поверх-

ности внутреннего проводника и определяется известным уравнением

$$E_M = \frac{2\sqrt{2} U_K}{D_a \ln D_B / D_a} \quad (6)$$

При выборе электроизоляции в криокабеле коаксиальной конструкции приходится считаться с такими факторами, как возможность возникновения внутренних перенапряжений, неоднородность изоляции по радиусу и длине коаксиала, с неровностью поверхности токопровода и др. Поэтому расчетная напряженность электрического поля E_p на поверхности внутреннего токопровода коаксиала должна быть не больше пробивной напряженности $E_{пр}$ электроизоляции, т.е.

$$E_p = \frac{2\sqrt{2} U_K k_u}{D_a \ln D_B / D_a} \leq E_{пр}, \quad (7)$$

где k_u — коэффициент запаса по электроизоляции.

Из условия (6) можно найти уравнение внутреннего диаметра внешнего токопровода коаксиала:

$$D_B = D_a \exp \left(\frac{2\sqrt{2} U_K k_u}{D_a E_{пр}} \right).$$

Если предположить, что оплетка внешнего токопровода коаксиала содержит то же число проволок n_a и пасм m , то же число проволок n диаметром d в каждой пасме, что и внутренний токопровод, тогда можно определить ожидаемое расстояние b между пасмами и угол наложения пасм ψ :

$$\psi = \arcsin \left(\frac{2\pi D_B}{mnd} - \frac{\sqrt{1-\Pi}}{1-\sqrt{1-\Pi}} \right); \quad b = \frac{2\pi D_B}{m} - nd \sin \psi.$$

Обычно в оплетках $b \geq 0,73d$. Поэтому толщина оплетки равна $2d$ и внешний диаметр токопровода D'_B круглого профиля может быть оценен с помощью формулы (5), а внешний диаметр коаксиала D — по равенству

$$D = D'_B + 2(\Delta_{II} + \Delta_{И}),$$

где $\Delta_{И}$ — толщина внешнего изоляционного слоя коаксиала,

$$\Delta_{И} = \frac{\sqrt{2} U k_u}{E_{пр}}.$$

Здесь U — напряжение между коаксиалами, зависит от схемы электропередачи и напряжения токовых фаз; Δ_{II} — толщина стабилизирующей подложки. При выполнении оплеток из меди или алюминия $\Delta_{II} = 0$.

Толщину стабилизирующей подложки Δ_{II} как внутреннего, так и внешнего токопроводов коаксиала рекомендуется принимать не

более двойной глубины проникновения δ магнитного поля в материал подложки. Если материал подложки с магнитной проницаемостью μ при температуре T имеет удельное сопротивление $\rho(T)$, то при частоте поля 50 Гц глубина проникновения δ описывается известным уравнением

$$\delta = 71,7 \sqrt{\frac{\rho(T)}{\mu}} .$$

Зная толщину подложки $\Delta_{\text{п}}$, можно определить внешний диаметр каркаса $D_{\text{к}}$, на который наносится подложка внутреннего токопровода коаксиала, $D_{\text{к}} = D_{\text{а}}' - \Delta_{\text{п}}$.

Геометрию шунтирующих подложек следует проверить по условию отвода тепла в режимах возмущений электропередачи

$$j_{\text{п}} \geq \frac{I_{\text{м}}^2 \rho(T)}{a F h (T_{\text{к}} - T_{\text{х}})} . \quad (7)$$

Здесь $I_{\text{м}}$ — максимальный ток, протекающий по токовой фазе в режиме возмущения электропередачи; F — поверхность шунтирующей подложки, омываемая хладагентом с температурой $T_{\text{х}}$; h — эффективный коэффициент теплоотдачи от поверхности подложки к хладагенту; a — кратность повышения температуры оплетки при протекании тока $I_{\text{м}}$ в подложке по отношению к критической температуре $T_{\text{к}}$ при нулевом токе (критерий Стекли). Для полностью стабилизированного токопровода $a < 1$.

В случае невыполнения условия (7) следует внести соответствующую коррекцию в геометрические размеры токовых фаз криокабеля, или принять в качестве шунтирующей подложки материал с меньшим значением $\rho(T)$, или предусмотреть мероприятия на интенсификацию отвода тепла из низкотемпературной зоны кабеля, что приводит к увеличению коэффициента h и разности температур $T_{\text{к}} - T_{\text{х}}$. Условия выбора материалов для шунтирующих подложек рассмотрены в нашей работе [3].

ЛИТЕРАТУРА

1. П о с п е л о в Г.Е., Ф е д и н В.Т. Проектирование электрических сетей и систем. — Минск: Выш. шк., 1978. — 302 с. 2. Б е л о р у с с о в Н.И. Электрические кабели и провода. — М.: Энергия, 1971. — 512 с. 3. Б е р е ж н о й А.В., К о р о л ю к В.Г. Необходимые условия стабилизации сверхпроводящих токопроводов из оплеток с технологическим покрытием. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Выш. шк., 1979, вып. 6, с. 50—52.

РАСЧЕТ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОТЯЖЕННЫХ ЗАЕМЛИТЕЛЕЙ В НЕОДНОРОДНОЙ ЗЕМЛЕ

В данной работе предлагается алгоритм расчета входного сопротивления и постоянной распространения одного или системы параллельно продолженных проводников, находящихся в земле.

Предположим, что один проводник или система проводников длиной l расположены в первом слое многослойной земли с удельными сопротивлениями слоев $\rho_1, \rho_2, \rho_3, \dots, \rho_i, \dots, \rho_n$, мощностями слоев $h_1, h_2, \dots, h_i, \dots, h_{n-1}$ ($h_n = \infty$) и магнитной проницаемостью слоев $\mu_i = \mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$, причем глубина заложения проводников t , а расстояние от осей до поверхности второго слоя h_0 (рис. 1). Расположение проводников в первом слое земли принято с учетом того, что в реальных условиях выходящие из электроустановок коммуникации, как правило, прокладываются в первом слое земли. Ток I с круговой частотой ω вводится в начало проводника.

Волновое сопротивление Z_B и постоянная распространения γ таких проводников определяется по выражениям [4]:

$$\gamma = \sqrt{\frac{Z_{\Pi} + Z_{ВН1} + (m-1)Z_{ВНм}}{R_{пер1} + (m-1)R_{перm}}}; \quad Z_B = \sqrt{\frac{Z_{\Pi} + Z_{ВН1} + (m-1)Z_{ВНм}}{(R_{пер} + (m-1)R_{перm})^{-1}}}, \quad (1)$$

где Z_{Π} — поверхностное сопротивление одного проводника, включающее внутреннее продольное сопротивление и сопротивление, обусловленное его поверхностной индуктивностью; $Z_{ВН1}$ — внешнее сопротивление одного проводника, обусловленное его внешней индуктивностью с учетом конечной проводимости земли; $Z_{ВНм}$ — внешнее эквивалентное сопротивление системы проводников; $R_{пер1}$ — переходное сопротивление одного проводника; $R_{перm}$ —

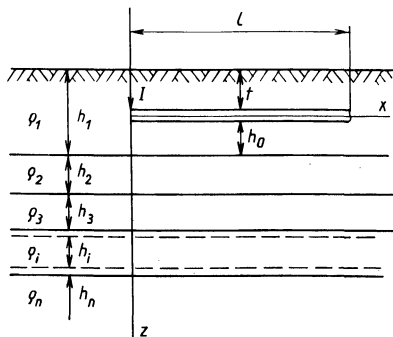


Рис. 1. Расчетная модель протяженного заземлителя в многослойной земле.

переходное эквивалентное сопротивление системы проводников; m — число проводников.

Определение сопротивления Z_{Π} не вызывает особых затруднений. Главная трудность при расчете $Z_{\text{вн}}$ и γ возникает при определении $Z_{\text{вн}1}$, $Z_{\text{вн}m}$ и $R_{\text{пер}1}$, $R_{\text{пер}m}$.

Упростить задачу определения этих параметров можно на основе введения понятия линейного точечного источника тока [1]. В качестве такого источника тока используем электрический диполь, ориентированный по длине проводника. Учитывая то, что с допустимой погрешностью $Z_{\text{вн}}$ и γ могут определяться в предположении бесконечно длинного проводника [1], для $Z_{\text{вн}}$ и $R_{\text{пер}}$ будет иметь

$$Z_{\text{вн}} = \frac{1}{I_{10}} \int_0^{\infty} E_1 dl; \quad R_{\text{пер}} = \frac{1}{I_{\Pi 0}} \int_0^{\infty} U dl, \quad (2)$$

где E_1 , U — продольная напряженность и потенциал диполя в заданной точке; I_{10} , $I_{\Pi 0}$ — продольная и поперечная составляющие тока в заданной точке проводника.

Предполагая, как это делается в подобных случаях, что ток по длине бесконечно длинного проводника изменяется по закону $I_1 = I_{10} e^{-\gamma x}$, на основании (2) с использованием выражения для E_1 и U из [2], для $Z_{\text{вн}}$ и $R_{\text{пер}}$ получим:

$$Z_{\text{вн}} = \gamma \frac{\omega \mu_0}{2\pi} \int_0^{\infty} \left\{ \frac{mR_1^+ R^-}{\eta_1 (R_1^+ + R^-)} \right\} \left[\frac{2\gamma \cos\left(\frac{my}{\sqrt{2}}\right)}{m^2 + 2\gamma^2} + \frac{(\sqrt{m^2 + \gamma^2} - \gamma)^2 \cos(y\sqrt{m^2 + \gamma^2})}{\sqrt{m^2 + \gamma^2} (m^2 + 2\gamma^2)} \right] dm; \quad (3)$$

$$R_{\text{пер}} = \frac{2\rho_1}{\pi} \int_0^{\infty} \left\{ \frac{m(a+1)}{\eta_1 A} + \frac{2(m+\eta_1)a}{\eta B} \left[\frac{(a+1)(R_1^+ + 1)}{A} - R_1^+ \right] + C \right\} x$$

$$x \left[\frac{2\gamma \cos\left(\frac{my}{\sqrt{2}}\right)}{m^2 + 2\gamma^2} + \frac{(\sqrt{m^2 + \gamma^2} - \gamma)^2 \cos(y\sqrt{m^2 + \gamma^2})}{\sqrt{m^2 + \gamma^2} (m^2 + 2\gamma^2)} \right] dm; \quad (4)$$

где

$$R_i^+ = \frac{\frac{\eta_1}{\eta_{i+1}} R_{i+1}^+ + 1 + \left(\frac{\eta_i}{\eta_{i+1}} R_{i+1}^+ - 1 \right) e^{-2\eta_i h_i}}{\frac{\eta_i}{\eta_{i+1}} R_{i+1}^+ + 1 - \left(\frac{\eta_i}{\eta_{i+1}} R_{i+1}^+ - 1 \right) e^{-2\eta_i h_i}}; \quad R_i^- = \frac{a - \frac{m - \eta_1}{m + \eta_1}}{a + \frac{m - \eta_1}{m + \eta_1}};$$

$$\bar{R}_i^+ = \frac{\frac{\rho_i \eta_i}{\rho_{i+1} \eta_{i+1}} \bar{R}_{i+1}^+ + 1 + \left(\frac{\rho_i \eta_i}{\rho_{i+1} \eta_{i+1}} \bar{R}_{i+1}^+ - 1 \right) e^{-2\eta_i h_i}}{\frac{\rho_i \eta_i}{\rho_{i+1} \eta_{i+1}} \bar{R}_{i+1}^+ + 1 - \left(\frac{\rho_i \eta_i}{\rho_{i+1} \eta_{i+1}} \bar{R}_{i+1}^+ - 1 \right) e^{-2\eta_i h_i}}; \quad \bar{R}^- = \frac{a-1}{a+1};$$

$$\eta_i = \sqrt{m^2 + k_i^2}; k_i^2 = j \frac{\omega \mu_0}{\rho_i}; h_1 = h_0; \bar{R}_n^+ = R_n^+ = 1; a = e^{2\eta_1 h_0};$$

$$A = [(\bar{R}_1^+ + 1)a + \bar{R}_1^+ - 1];$$

$$B = \frac{2am(m + \eta_1)(R_1^+ + 1)}{k^2} + [R_1^+(a-1) + a + 1];$$

$$C = \frac{k^2(a+1)}{m\eta_1 A B} \{ [R_1^+(a-1) + a + 1] - AR_1^+ \}$$

при $m = 0$ $C = 0$.

При определении $Z_{\text{вн}1}$ и $R_{\text{пер}1}$ у принимается равным радиусу проводника, а при определении $Z_{\text{вн}m}$ и $R_{\text{пер}m}$ — среднему расстоянию между параллельно проложенными проводниками [4].

Постоянная распространения γ с учетом (1), (3) и (4) определяется методом итераций. В качестве нулевого приближения целесообразно принимать $\gamma = (1 + j)k_1/\sqrt{2}$.

Практическая реализация полученных расчетных соотношений связана с вычислением численными методами интегралов вида

$$I = \int_0^{\infty} \frac{W(m)}{m^2 + 2\gamma^2} \left[2\gamma \cos\left(\frac{my}{\sqrt{2}}\right) + \frac{(\sqrt{m^2 + \gamma^2} - \gamma)^2}{\sqrt{m^2 + \gamma^2}} \cos(y\sqrt{m^2 + \gamma^2}) \right] dm, \quad (5)$$

где $W(m)$ — множитель подынтегральной функции в (3), (4), заключенный в фигурные скобки.

Анализ показывает, что интеграл (5) может быть представлен в виде

$$I = \int_0^{m_n} W(m) \left[\frac{2\gamma \cos\left(\frac{my}{\sqrt{2}}\right)}{m^2 + 2\gamma^2} + \frac{(\sqrt{m^2 + \gamma^2} - \gamma)^2 \cos(y\sqrt{m^2 + \gamma^2})}{(m^2 + 2\gamma^2)\sqrt{m^2 + \gamma^2}} \right] dm + F(m_n, y); \quad (6)$$

$$\text{где для } Z_{\text{вн}} - F(m_n, y) = \frac{1}{2} \int_{m_n}^{\infty} \frac{\cos(my)}{m} dm = -\frac{1}{2} \text{Ci}(m_n y),$$

$$\begin{aligned} \text{а для } R_{\text{пер}} - F(m_n, y) &= \frac{1}{2} \int_{m_n}^{\infty} \frac{(1 + e^{-2h_0 m}) \cos(my)}{m} dm = \\ &= \frac{E_1[m_n(2h_0 - jy)] + E_1[m_n(2h_0 + jy)] - \text{Ci}(m_n y)}{2}. \end{aligned}$$

Здесь m_n выбирается наибольшее из значений $m_n = 5 \sqrt{\frac{\omega \mu_0}{\rho_n}}$,

$m_n = 2,5/h_1$ (ρ_n , h_1 — наименьшее из удельных сопротивлений и мощность первого слоя геоэлектрического разреза земли); $E_1(z)$, $\text{Ci}(z)$ — соответственно интегральная показательная функция и ин-

интегральный косинус (определяются по приближенным формулам [3]).

Первый интеграл в (6) вычисляется численным методом на основе частичной аппроксимации $W(m)$ многочленом p -й степени на заданном интервале $[0, m_n]$ с последующим интегрированием полученного выражения для подынтегральной функции. В этом случае будем иметь

$$\int_0^{m_n} W(m) \left[\frac{2\gamma \cos\left(\frac{my}{\sqrt{2}}\right)}{m^2 + 2\gamma^2} + \frac{(\sqrt{m^2 + \gamma^2} - \gamma)^2 \cos(y\sqrt{m^2 + \gamma^2})}{\sqrt{m^2 + \gamma^2} (m^2 + 2\gamma^2)} \right] dm =$$

$$\sum_{i=0}^{n-1} \sum_{k=0}^p a_{ik} \int_{m_i}^{m_{i+1}} m^k \left[\frac{2\gamma \cos\left(\frac{my}{\sqrt{2}}\right)}{m^2 + 2\gamma^2} + \frac{(\sqrt{m^2 + \gamma^2} - \gamma)^2 \cos(y\sqrt{m^2 + \gamma^2})}{\sqrt{m^2 + \gamma^2} (m^2 + 2\gamma^2)} \right] dm, \quad (7)$$

где n — число промежутков интегрирования на интервале $[0, m_n]$; i, k — текущие индексы соответственно промежутков интегрирования и степени членов многочлена; m_i, m_{i+1} — координаты начала и конца промежутков интегрирования; a_{ik} — коэффициенты многочлена.

Коэффициенты a_{ik} определяются известными методами по значениям функции $W(m)$. Интегралы в (7) берутся в явном виде, причем функции $\sqrt{m^2 + \gamma^2}$ и $1/(m^2 + 2\gamma^2)$ аппроксимируются на каждом подинтервале многочленом первой степени.

Предложенный алгоритм реализован в программе, написанной на языке ФОРТРАН-IV ДЭС ЕС, и позволяет рассчитать входное сопротивление проводника или системы проводников, проложенных в первом слое многослойной земли с учетом зависимости электрических параметров проводника от постоянной распространения и напряженности магнитного поля. Время счета на ЭВМ-1020 не превышает 10 с.

ЛИТЕРАТУРА

1. Стрижевский И.В., Дмитриев В.И. Теория и расчет влияния электрифицированной железной дороги на подземные металлические сооружения. — М.: Стройиздат, 1967. — 247 с.
2. Давыдов В.М. Электромагнитное поле наклонного электрического диполя. — Тр. АН СССР Сиб. отделение "Электромагнитные поля в геофизических методах исследования", М.: Наука, 1970. — 52 с.
3. Справочник по специальным функциям. — М.: Наука, 1979. — 832 с.
4. Михайлов М.И. Защита кабельных линий связи от влияния внешних электромагнитных полей. — М.: Связь, 1967. — 248 с.

О ПОТЕРЯХ ЭНЕРГИИ ПРИ МОДУЛЯЦИИ ЭЛЕКТРОННОГО ПОТОКА ПО СКОРОСТИ

При анализе взаимодействия электронного пучка с высокочастотным полем с учетом изменения амплитуды этого поля за время пролета электронов через ВЧ-зазор в работах [1, 2] действующее напряжение между обкладками резонатора усредняется по времени пролета электронов

$$U_{\text{cp}} = \frac{2U_1}{\omega\tau} \sin\omega t \sin \frac{\omega t}{2} = MU_1 \sin\omega t, \quad (1)$$

где U_1 — амплитуда высокочастотного напряжения на зазоре резонатора; ω — круговая резонансная частота электромагнитных колебаний.

Следовательно, учет конечного угла пролета электронов сводится к уменьшению амплитуды модулирующего ВЧ-напряжения в M раз. Как показано в [3], за время полета электронов поле, действующее на электронный поток, изменяется и угол пролета уже нельзя считать невозмущенным ψ_0 , т.е. истинный пролетный угол ψ выражается в виде степенного ряда:

$$\psi = \psi_0 + \mu \frac{\partial \psi}{\partial \mu} + \frac{\mu^2}{2} \cdot \frac{\partial^2 \psi}{\partial \mu^2} + \dots, \quad (2)$$

где ψ — угол пролета электронов между сетками резонатора; μ — коэффициент использования постоянного ускоряющего напряжения.

При разложении же функции энергии влияние конечного угла пролета приводит как к снижению первого члена ряда, так и к возрастанию последующих членов.

С учетом этих замечаний нами получено выражение, учитывающее мощность, которая затрачивается на модуляцию электронного потока высокочастотным полем в следующем виде:

$$W = 4\mu I_0 V_0 \sin \psi_0 / 2f(2\mu \vartheta_0 \sin \psi_0 / 2) - \\ - 2 I_0 V_0 \mu^2 [2(1 - \cos \psi_0 \sin \psi_0) - 4\mu^2 I_0 V_0 \psi_0 (1 - \cos \psi_0)], \quad (3)$$

где V_0 — ускоряющее напряжение резонатора; I_0 — рабочий ток, т.е. возвращающийся ток в пространство взаимодействия со стороны отражателя; ϑ_0 — суммарный оптимальный угол пролета электронов в пространстве группировки.

Из выражения [3] видно, что при конечном угле пролета электронов через зазор резонатора колебательная мощность в ВЧ-генера-

горе снижается на удвоенное значение модуляционных потерь при прямом прохождении электронов и плюс некоторые дополнительные выражения, пропорциональные углу пролета.

Таким образом, при обратном пролете электронов через зазор резонатора потери на модуляцию в центре зон колебаний больше, чем при прямом. Анализируя соотношение [3] и сравнивая его с аналогичными выражениями для полной колебательной мощности [1, 2], где не учитываются члены разложения в ряд, вплоть до квадратных, мы видим, что выражение (3) становится эквивалентным для полной колебательной мощности нагруженного клистронного генератора с эквивалентной проводимостью

$$g_e = g_0 M^2 (\psi_0 + 1 - \psi_0 / 2 \operatorname{ctg} \psi_0 / 2). \quad (4)$$

В данном случае учет мощности, идущей на модуляцию электронного потока высокочастотным полем, приводит к значительному увеличению собственной активной проводимости резонатора. Даже в простейшем случае, например при ускоряющемся напряжении $V_0 = 200$ В, g_e может почти в 2 раза превышать внутреннюю проводимость $g_0 = I_0 / V_0$ и в рабочих условиях достиг значений 10^{-4} .

Так как в реальных клистронах 3-сантиметрового диапазона проводимость тепловых потерь обычно составляет $2-4 \cdot 10^{-5}$, а в клистронах 10-сантиметрового диапазона $5-8 \cdot 10^{-5}$, то очевидно, что электронная проводимость при учете модуляционных потерь может быть сравнима, а в некоторых случаях превосходить проводимости тепловых потерь и таким образом определять значение и ход кривых, характеризующих основные параметры клистронного генератора в зависимости от угла пролета в зазор резонатора.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шевчик В.Н. Электронные приборы СВЧ. — Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1980. — 241 с. 2. Дж. Е. Роу. Теория нелинейных явлений в приборах СВЧ: Пер. с англ. — М.: Сов. радио, 1977. — 325 с. 3. Полщук А.А., Савельев В.Я. Новые разработки элементов и схем радиотехнических устройств. — Минск: Выш. шк., 1973, с. 43—52.

УДК 661.5:697.326:662.994.001.5

В.С.СЕВЕРЯНИН, канд.техн.наук,
М.Г.ГОРБАЧЕВА (БИСИ)

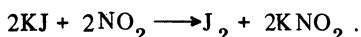
ПРИБОР ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОКИСЛОВ АЗОТА В ПРОДУКТАХ СГОРАНИЯ

В условиях повышенных требований к чистоте воздушного бассейна первостепенное значение имеют вопросы разработки надежных, быстродействующих и достаточно точных методов и прибо-

ров для измерения содержания вредных выбросов (окислов азота) в дымовых газах топливосжигающих установок.

Из известных методов измерения содержания окислов азота (газохроматографический, электрохимический, физико-химический, линейно-колористический, колориметрический) в нашей стране наибольшее распространение получили линейно-колористический (газоанализаторы УГ-2 и ГХ-4) и фотоколориметрический (ФЭК-56м, ФЭК-60) методы. Газоанализаторы УГ-2 и ГХ-4 выгодно отличаются быстротой и наглядностью получаемого результата, простотой и компактностью, уступая в чувствительности и точности фотоколориметрическому методу.

Колориметрический метод определения окислов азота основан на реакции поглощения окислов азота иодистым калием:



Содержание двуокиси азота определяется колориметрически по реакции образования азокрасителя с реактивом Грисса. Обладая высокой точностью, чувствительностью и универсальностью, колориметрические методы имеют и недостатки: трудоемкость приготовления жидкостных стандартных шкал при малых сроках (до 10 дней) пригодности их и определенном дефиците реактивов, построение градуировочного графика (при применении ФЭК), необходимость в оборудовании для фотоколориметрии [1—2].

При исследовании устройств пульсирующего горения, принципиально отличных по эмиссии окислов азота от обычных устройств со стационарным горением, возникла необходимость в быстродействующем портативном анализаторе.

В основу работы созданного авторами прибора положен колориметрический метод с реактивом Грисса (окислитель—перманганат калия).

С целью ускорения газовых анализов процентный раствор иодистого калия мелко распыливается с помощью распылителя самой же исследуемой газовой пробой, что резко увеличивает площадь контакта газа и поглотителя, коэффициент диффузии и позволяет ускорить реакцию поглощения. Для упрощения и удешевления прибора вместо жидкостной шкалы стандартов используется протарированная цветовая шкала.

Прибор (рис. 1) состоит из корпуса 1, в котором расположены две полости а и б. В полости а расположены элементы схемы взаимодействия газа с поглотительным раствором (рис. 2) — емкость 2 с исследуемым газом, сосуд 3 с поглотительным раствором, распылитель 4 типа пульверизатора, расположенный в пробке емкости 2, насос 5, соединительные трубки 6 и 7 с зажимами, фильтр 8, доокислительный сосуд 9. При работе насоса исследуемый газ из емкости 2 проходит по трубке 6 через фильтр 8 и доокислительный сосуд, вытесняет и подсасывает поглотительный раствор из сосуда 3, переносит его в емкость 2 и там распыливает в виде мельчай-

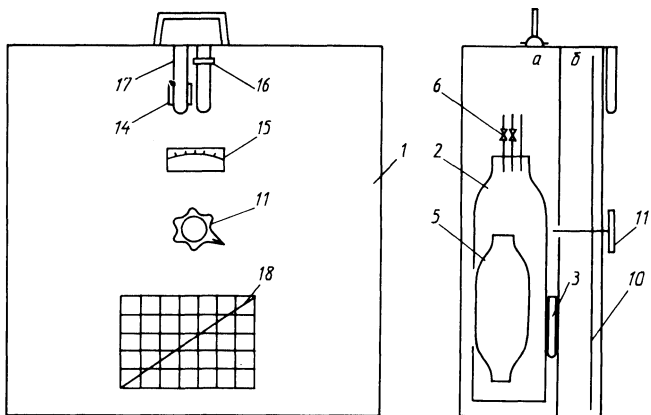


Рис. 1. Устройство прибора.

Рис. 2. Схема взаимодействия исследуемого газа с поглотительным раствором.

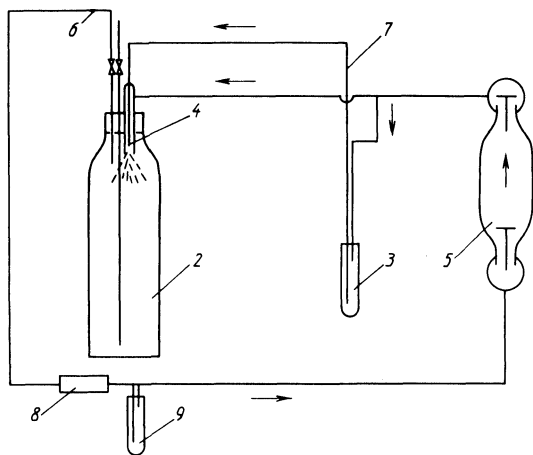
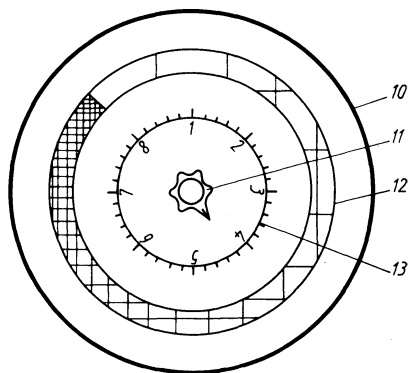


Рис. 3. Диск с цифровой и цветовой шкалами.



ших капелек. Полость а (рис. 1) имеет открывающуюся заднюю стенку.

В полости б корпуса прибора вращается плоский диск 10 (рис. 3) с рукояткой 11 и с нанесенной на него круговой цветовой шкалой 12 — полосой непрерывно меняющейся плотности от белого фона до некоторого максимума, а также с цифровой шкалой 13.

На передней панели (рис. 1) корпуса перед диском 10 расположены окна 14 и 15 для выделения участков цветовой и цифровой шкал соответственно, хомутик 16 для пробирки с исследуемой жидкостью пробой, имеющей определенную степень окраски после взаимодействия с реактивами. Для идентичности колориметрирования перед окном 14 устанавливается пробирка 17 с чистой водой.

Тарировка цветовой и цифровой шкал производилась по стандартной жидкостной шкале путем последовательной установки пробирок стандартной шкалы в позицию 16 и вращения диска 10 до совпадения цветов жидкости в пробирке и цветовой полосы в окне 14.

Работа прибора заключается в следующем. Емкость 2 заполняется исследуемым дымовым газом. При отборе газа использовались стеклянные трубки. В пробку емкости 2 вставляется распылитель 4 и собирается устройство по схеме рис. 2. В сосуд 3 наливается поглотительный раствор (8 % KI). При работе насоса 5 газ из емкости 2 поступает по трубке 6 к насосу, проходя через фильтр 8 и доокислительный сосуд 9, под напором подается к распылителю 4 и в сосуд 3, вытесняет из него поглотительный раствор по трубке 7 в емкость 2 в распыленном состоянии. Далее из емкости 2 отбирают в пробирку 1—2 мл жидкой пробы и обрабатывают ее реактивами Грисса с сульфаниловой кислотой.

Для сравнения цветов отобранной пробы и круговой цветовой шкалы пробирку с пробой помещают в позицию 16, вращением диска 10 добиваются совпадения плотности цветов в пробирке и в окне 14, отсчет в производят по цифровой шкале в окне 15. Расчет концентрации окислов азота в газе ведется по формуле

$$\text{NO}_2 = \frac{ab}{cv} ,$$

где а — общее содержание раствора в поглотительном сосуде, мл; в — содержание двуокиси азота NO_2 , найденное по протарированной цифровой шкале, мкг; с — количество реактива, отобранного на анализ, мл; v — объем пропущенного через поглотитель газа, приведенного к нормальным физическим условиям, л.

При постоянных а, с, v можно пользоваться графиком 18.

Прибор используется для определения концентрации окислов азота в газообразных продуктах сгорания [3] .

Результаты измерения содержания окислов азота удовлетворительно согласуются с результатами анализов по обычному колориметрическому методу с применением жидкостной шкалы стандартов.

Достоинства приборов заключаются в простоте конструкции, быстродействии, экономии реактивов, соизмеримой точности анализа. Прибор имеет малые габариты и вес.

ЛИТЕРАТУРА

1. Булатов М.И., Калинин И.П. Практическое руководство по фотометрическим и спектрометрическим методам анализа. — Л.: Химия, 1968. — 325 с. 2. Внуков А.К., Стриха И.И., Мурзо В.П. Усовершенствование аппаратуры для определения окислов азота в дымовых газах парогенераторов. — Изв. вузов. Энергетика, 1975, № 10, с. 67—72. 3. Северянин В.С., Горбачева М.Г. Об эмиссии окислов азота при пульсирующем горении. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Выш. шк., 1982, вып. 9, с. 122—127.

УДК 621.311.1.016.351.001

С.М.РАТМАНОВ (БПИ)

ЭКВИВАЛЕНТИРОВАНИЕ ПО ЧАСТОТНЫМ ХАРАКТЕРИСТИКАМ ПРИ РАСЧЕТАХ СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ СЛОЖНЫХ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

При исследовании статической устойчивости сложных регулируемых электроэнергетических систем (ЭЭС) неизбежно возникает задача эквивалентирования. В соответствии с этим может быть выполнено разделение сложной ЭЭС на совокупность эквивалентных подсистем, статическую устойчивость режима которых возможно определить по каждой подсистеме. Выделение эквивалентных подсистем производится по условию инвариантности показателя устойчивости [1].

При построении эквивалентных подсистем узлы примыкания к вышестоящим подсистемам моделируются в виде шин бесконечной мощности, а связи по линиям электропередачи и через систему автоматического регулирования частоты и активной мощности (при учете ее влияния) с нижестоящими по иерархии расчетными подсистемами отражаются эквивалентами. При функциональном представлении элементов ЭЭС амплитудно-фазовыми частотными характеристиками, устанавливаемыми по векторным отклонениям режимных параметров, эквивалент преобразуемой части системы моделируется результирующими частотными характеристиками.

В развитие положений [2] в статье рассматривается методика определения результирующих частотных характеристик преобразуемой части сложной ЭЭС с учетом изменения и регулирования частоты.

Рассмотрим электроэнергетическую систему, в которой выделяется исследуемый район a и связанная с ним по шинам примы-

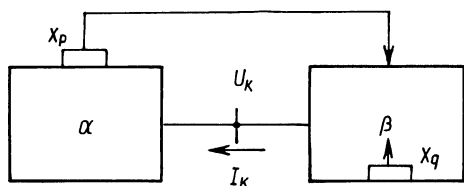


Рис. 1. Схема связей исследуемого района α с преобразуемой частью системы β .

канию k эквивалентируемая часть β (рис. 1), для которой известен состав образующих ее активных узлов, их уравнения и связи между ними. Под активными узлами здесь понимаются узлы присоединения генераторов, синхронных компенсаторов, комплексной нагрузки (или отдельных крупных синхронных и асинхронных двигателей), статических компенсирующих устройств, заданных соответствующими частотными характеристиками (узлы типа m). Электрическая сеть связи части β при пренебрежении ее электромагнитной инерцией моделируется матрицей собственных и взаимных проводимостей.

Активные узлы преобразуемой части β связаны с исследуемым районом α также через контур автоматического регулирования частоты и активной мощности (АРЧМ) по координатам (например, отклонению частоты, электрического времени, параметрам регулирования обменных потоков мощности на линиях) вектора внешнего регулирования \bar{X}_p . Кроме того, в самой эквивалентируемой части β учитывается регулирование АРЧМ по q ее параметрам, определяющим вектор \bar{X}_q внутреннего регулирования (рис. 1).

Режим гармонических колебаний эквивалентируемой части системы в матричной форме записи определяется уравнениями:

$$\bar{I}_k = \bar{Y}_{kk} \bar{U}_k + \bar{Y}_{km} \bar{U}_m; \quad (1)$$

$$\bar{I}_m = \bar{Y}_{mm} \bar{U}_m + \bar{Y}_{mk} \bar{U}_k; \quad (2)$$

$$\bar{I}_m = \bar{Y}_m(j\gamma) \bar{U}_m + \bar{Y}_p(j\gamma) \bar{X}_p + \bar{Y}_q(j\gamma) \bar{X}_q; \quad (3)$$

$$\bar{C}_{qk} \bar{U}_k + \bar{C}_{qm} \bar{U}_m + \bar{C}_q \bar{X}_q = 0, \quad (4)$$

где \bar{Y}_{ij} ; ($i = k, m; j = k, m$) — матрицы собственных и взаимных проводимостей; $\bar{Y}_m(j\gamma)$ — квадратная матрица частотных характеристик активных узлов преобразуемой части β ; $\bar{Y}_p(j\gamma)$, $\bar{Y}_q(j\gamma)$ — прямоугольные матрицы частотных характеристик регулирования соответственно по векторам \bar{X}_p и \bar{X}_q ; \bar{U}_k , \bar{U}_m , \bar{I}_k , \bar{I}_m — векторы-столбцы отклонений прямой и обратной последовательной напряжения и тока на шинах k и m .

Уравнение (4) является определением координат вектора \bar{X}_q .

Вводя матрицу отклонений входных параметров эквивалентируемой части системы

$$\bar{Z}_k = \left(\frac{\bar{U}_k}{\bar{X}_p} \right),$$

уравнения (2)–(4) можно записать в виде

$$\begin{pmatrix} \bar{Y}_{mk} & -\bar{Y}_p(j\gamma) \\ \dots & \dots \\ -\bar{C}_{qk} & \bar{0} \end{pmatrix} \bar{Z}_k = \begin{pmatrix} \bar{Y}_m(j\gamma) - \bar{Y}_{mm} & \bar{Y}_q(j\gamma) \\ \dots & \dots \\ \bar{C}_{qm} & \bar{C}_q \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \bar{U}_m \\ \dots \\ \bar{X}_q \end{pmatrix} \quad (5)$$

Полагая, что

$$\begin{pmatrix} \bar{Y}_m(j\gamma) - \bar{Y}_{mm} & \bar{Y}_q(j\gamma) \\ \dots & \dots \\ \bar{C}_{qm} & \bar{C}_q \end{pmatrix}^{-1} = \begin{pmatrix} \bar{A}_{11}(j\gamma) & \bar{A}_{12}(j\gamma) \\ \dots & \dots \\ \bar{A}_{21}(j\gamma) & \bar{A}_{22}(j\gamma) \end{pmatrix},$$

по выражениям (1) и (5) получим уравнение эквивалента преобразуемой части β относительно шин примыкания k :

$$\bar{I}_k = \bar{W}_3(j\gamma) \bar{Z}_k. \quad \text{Здесь} \quad \bar{W}_3(j\gamma) = \begin{pmatrix} \bar{Y}_3(j\gamma) \\ \dots \\ \bar{C}_3(j\gamma) \end{pmatrix} -$$

матрица результирующих амплитудно-фазовых частотных характеристик эквивалента относительно его шин примыкания с учетом изменения и регулирования частоты;

$$\left. \begin{aligned} \bar{Y}_3(j\gamma) &= \bar{Y}_{kk} + \bar{Y}_{km} (\bar{A}_{11}(j\gamma) \bar{Y}_{mk} - \bar{A}_{12}(j\gamma) \bar{C}_{qk}), \\ \bar{C}_3(j\gamma) &= -\bar{Y}_{km} \bar{A}_{11}(j\gamma) \bar{Y}_p(j\gamma). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Проведенные расчеты показали, что данные частотные характеристики, имея достаточно сложную форму, в значительной мере определяются параметрами установившегося режима эквивалентруемого участка, числом и типом входящих в него активных узлов и настройкой систем регулирования. Результирующие частотные характеристики (6) отражают усредненное движение преобразуемой части системы, они полностью характеризуют влияние преобразуемой части β на условия статической устойчивости исследуемого района α . Однако при неполной управляемости и наблюдаемости относительно шин примыкания в преобразуемом участке β выделяется изолированная часть [2], что требует в общем случае про-

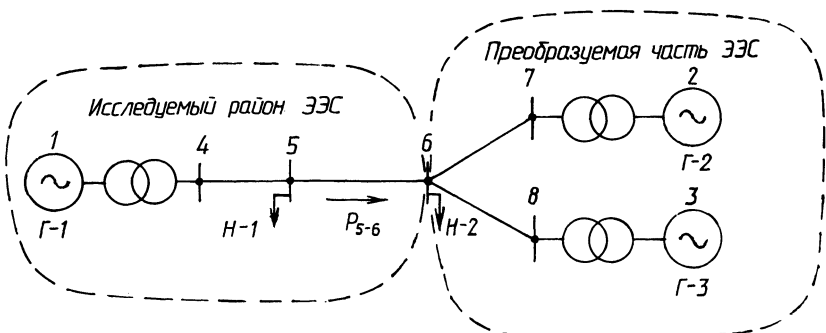


Рис. 2. Схема исследуемой электроэнергетической системы.

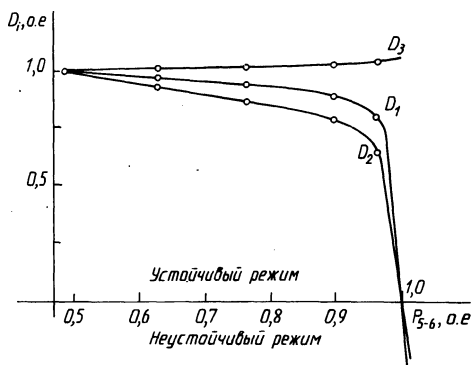


Рис. 3. Изменение показателей аperiodической устойчивости при утяжелении режима.

верки устойчивости относительного движения преобразуемого участка.

Для иллюстрации рассмотренных положений на рис. 3 приведены графики изменения показателей аperiodической устойчивости трехмашинной ЭЭС (рис. 2) в процессе утяжеления режима вплоть до нарушения устойчивости. Рассматриваемая ЭЭС содержит три эквивалентных генераторных и два нагрузочных узла (пять активных узлов), связанных между собой линиями электропередачи 220 кВ. В табл. 1 приведены параметры исходного (числитель) и предельного (знаменатель) режимов в относительных единицах ($S_{\text{баз}} = 353$ МВА, $U_{\text{баз}} = 230$ кВ). В процессе утяжеления режима выявляется предельное по аperiodической статической устойчивости значение перетока по линии связи 5—6 в исследуемом районе ЭЭС ($P_{56}(\text{пред}) = 0,478$).

Таблица 1.

Параметры исходного и предельного режимов работы исследуемой ЭЭС

Параметры	Узлы исследуемой ЭЭС				
	Г-1	Г-2	Г-3	Н-1	Н-2
$P, \text{ о.е.}$	<u>0,453</u>	<u>0,679</u>	<u>0,679</u>	<u>0,17</u>	<u>1,542</u>
	0,691	0,585	0,577	0,17	1,542
$Q, \text{ о.е.}$	<u>0,267</u>	<u>0,457</u>	<u>0,53</u>	<u>0,223</u>	<u>0,617</u>
	0,381	0,509	0,598	0,223	0,617
$U, \text{ о.е.}$	<u>1,052</u>	<u>1,053</u>	<u>1,053</u>	<u>0,916</u>	<u>0,862</u>
	1,049	1,049	1,052	0,874	0,837
$\arg \dot{U}, \text{ рад}$	<u>0,111</u>	<u>0,0298</u>	0	<u>-0,0587</u>	<u>-0,220</u>
	0,425	0,0298	0	0,147	-0,184

Показатель D_1 определяет условия устойчивости для преобразованной схемы, в то время как показатель D_2 соответствует замещению преобразуемой части ЭЭС результирующими частотными характеристиками. Из рис. 3 хорошо видно полное совпадение расчетных пределов устойчивости в обоих случаях. Для оценки относительной устойчивости преобразуемого участка системы используется показатель D_3 , вычисленный в предположении введения в узле примыкания (узел 6) шин неизменного напряжения и частоты.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ледянкин Д.П., Ратманов С.М. Разделение сложной электроэнергетической системы на эквивалентные подсистемы для исследования статической устойчивости. — Изв. вузов СССР. Энергетика, 1980, № 11, с. 8—13.
2. Ледянкин Д.П., Рыжов О.И. Управляемость и наблюдаемость при эквивалентировании участка электрической системы по частотным характеристикам. — Изв. АН СССР. Сер. Энергетика и транспорт, 1973, № 5, с. 93—102.

УДК 621.315.1.004.6

В.И.НОВАШ, д-р техн.наук,
Н.Н.БОБКО (БПИ)

ВЫБОР АЛГОРИТМА ОПРЕДЕЛЕНИЯ МЕСТА ПОВРЕЖДЕНИЯ ПРИ ОДНОФАЗНЫХ ЗАМЫКАНИЯХ В СЕТИ С ИЗОЛИРОВАННОЙ НЕЙТРАЛЬЮ

Устройства для определения места повреждения (ОМП) по параметрам аварийного режима (ПАР) широко используются в сетях с глухозаземленной нейтралью при междуфазных и однофазных коротких замыканиях [1]. Однако эффективные способы ОМП при однофазных замыканиях в сетях с изолированной нейтралью в настоящее время отсутствуют. Между тем автоматизация процесса ОМП при таких повреждениях позволит значительно сократить время перерыва в электроснабжении потребителей сельскохозяйственного назначения.

В работе [2] предлагается производить ОМП при однофазных замыканиях с использованием тока и напряжения, зафиксированных в петле искусственного двойного замыкания (ИДЗ). Одной из точек такого ИДЗ является место естественного повреждения изоляции одной из фаз сети, а вторая создается искусственно путем замыкания на землю одной из неповрежденных фаз сети на шинах питающей подстанции.

Для получения формул, позволяющих производить ОПМ на отходящей от шин линии описанным способом, необходимо иметь выражения для токов и напряжений при двойных замыканиях в сети с изолированной нейтралью (рис. 1, а) в общем виде. Распределительная сеть получает питание через трансформатор Т от источни-

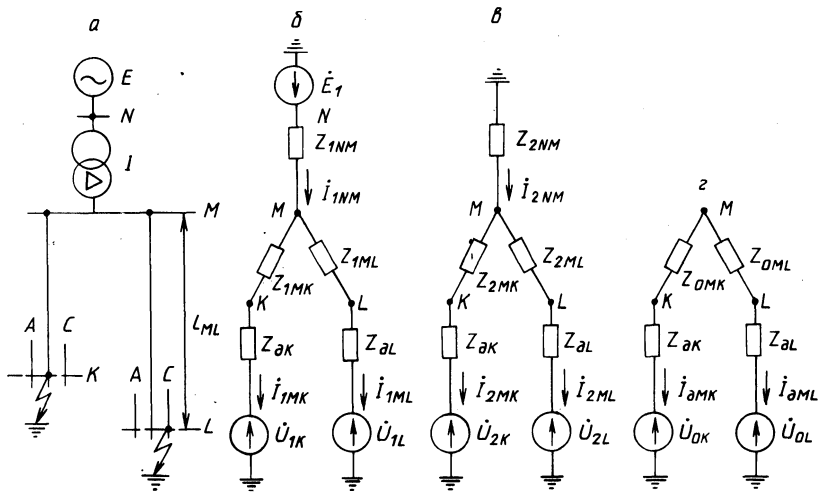


Рис. 1. Исходная схема сети (а) и схемы замещения для составляющих прямой (б), обратной (в) и нулевой (г) последовательностей.

ка с неизменным напряжением на шинах N . Предполагается, что двойное замыкание произошло на разных присоединениях, причем на линии MK повреждена фаза B , а на линии ML — фаза C .

Формулы для токов и напряжений при двойном замыкании могут быть получены на основе метода симметричных составляющих [3, 4]. Для этого составляют схемы замещения прямой, обратной и нулевой последовательностей (рис. 1, б, в, г). В качестве особой принимают фазу A . Для трех схем замещения записывают уравнения Кирхгофа:

$$\left. \begin{aligned}
 \dot{i}_{1NM} Z_{1NM} + \dot{i}_{1MK} (Z_{1MK} + Z_{\partial K}) + \dot{U}_{1K} &= \dot{E}_1, \\
 \dot{i}_{1NM} Z_{1NM} + \dot{i}_{1ML} (Z_{1ML} + Z_{\partial L}) + \dot{U}_{1L} &= \dot{E}_1, \\
 \dot{i}_{2NM} Z_{2NM} + \dot{i}_{2MK} (Z_{2MK} + Z_{\partial K}) + \dot{U}_{2K} &= 0, \\
 \dot{i}_{2NM} Z_{2NM} + \dot{i}_{2ML} (Z_{2ML} + Z_{\partial L}) + \dot{U}_{2L} &= 0, \\
 \dot{i}_{0MK} (Z_{0MK} + Z_{\partial K}) - \dot{i}_{0ML} (Z_{0ML} + Z_{\partial L}) + \dot{U}_{0K} - \dot{U}_{0L} &= 0, \\
 \dot{i}_{1MK} + \dot{i}_{1ML} &= \dot{i}_{1NM}, \\
 \dot{i}_{2MK} + \dot{i}_{2ML} &= \dot{i}_{2NM}, \\
 \dot{i}_{0MK} + \dot{i}_{0ML} &= 0.
 \end{aligned} \right\} (1)$$

Систему уравнений (1) дополняют граничными условиями для фаз A, B, C в точках K, L :

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_{MKA} = 0, & \quad \dot{I}_{MKC} = 0, & \quad \dot{U}_{KB} = 0, \\ \dot{I}_{MLA} = 0, & \quad \dot{I}_{MLB} = 0, & \quad U_{LC} = 0. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Выражая в (2) все переменные через симметричные составляющие фазы А, получают совместно с (1) систему алгебраических уравнений для симметричных составляющих токов и напряжений особой фазы. Систему решают методом исключения неизвестных.

Выражения для токов на различных участках расчетной схемы приведены в табл. 1.

Выражения для симметричных составляющих напряжений фазы А в узле М, а также полных напряжений в узле М при двойном замыкании в узлах К, L имеют вид

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{0MA} = A(3Z_{2NM} - Ba - Ca^2), \quad \dot{U}_{1MA} = A(3Z_{2NM} + B + C), \\ \dot{U}_{2MA} = 3AZ_{2NM}, \quad \dot{U}_{MA} = A[9Z_{2NM} + B(1-a) + C(1-a^2)], \\ \dot{U}_{MB} = AB(a^2 - a), \quad \dot{U}_{MC} = AC(a - a^2). \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

В табл. 1 и в (3) приняты обозначения:

$$\left. \begin{aligned} A = \frac{\dot{E}_A}{3(Z_{1NM} + Z_{2NM}) + B + C}, \\ B = Z_{1MK} + Z_{2MK} + Z_{0MK} + 3Z_{\partial K}, \\ C = Z_{1ML} + Z_{2ML} + Z_{0ML} + 3Z_{\partial L}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Для получения выражений токов и напряжений, соответствующих условиям ИДЗ, устремим одну из точек повреждения, например точку К, к шинам М. Тогда в (4) Z_{1MK} , Z_{2MK} , Z_{0MK} окажутся равны нулю. Фазное напряжение U_{MB} фазы В на шинах М также

Т а б л и ц а 1.

Симметричные составляющие токов фазы А и полные токи фаз В, С при двойном замыкании

Токи	Участок схемы по рис. 1		
	NM	MK	ML
\dot{I}_{1A}	3A	$A(1-a^2)$	$A(1-a)$
\dot{I}_{2A}	-3A	$A(a-1)$	$A(a^2-1)$
\dot{I}_{0A}	0	$A(a^2-a)$	$A(a-a^2)$
\dot{I}_B	$3A(a^2-a)$	$3A(a^2-a)$	0
\dot{I}_C	$3A(a-a^2)$	0	$3A(a-a^2)$

станет равным нулю. Точка К будет соответствовать месту искусственного замыкания. Точка L второго повреждения будет соответствовать естественному однофазному замыканию в сети.

Как известно [1], для одностороннего ОМП по ПАР могут быть использованы различные сочетания симметричных составляющих тока и напряжения или их линейные комбинации. Параметры, которые могут быть выбраны для ОМП по ПАР при ИДЗ, должны удовлетворять следующим требованиям: обеспечению возможности выделения ПАР имеющимися в схеме измерительными трансформаторами, независимости результатов ОМП от сопротивления предвключенных элементов энергосистемы, обеспечению максимальной точности и простоты алгоритма ОМП.

Выбор требуемого вида составляющих токов и напряжений, приведенных в табл. 1 и в выражениях (3), был сделан на основе численного расчета и сравнения этих составляющих при различных расстояниях l_{ML} до точки повреждения L. В результате проведенного анализа установлено, что наиболее полно предъявленным требованиям удовлетворяют значения тока $\dot{I}_{МКВ}$ и напряжения $\dot{U}_{МС}$, действующие в петле ИДЗ.

Напряжения прямой $\dot{U}_{1МА}$ и нулевой $\dot{U}_{0М}$ последовательно-стей, а также полное напряжение $\dot{U}_{МА}$ фазы А не могут быть использованы из-за зависимости их от сопротивления понижающего трансформатора. Полный ток $\dot{I}_{МКВ}$ выбран с целью обеспечения точности измерения при больших значениях $Z_{\partial L}$.

Взяв отношение напряжения $\dot{U}_{МС}$ к току $\dot{I}_{МКВ}$, действующих в петле ИДЗ, получим выражение

$$\sim \frac{\dot{U}_{МС}}{\dot{I}_{МКВ}} = \frac{Z_{1ML} + Z_{2ML} + Z_{0ML} + 3Z_{\partial K} + 3Z_{\partial L}}{3} \quad (5)$$

Таким образом, ток в петле ИДЗ определяется фазным напряжением поврежденной фазы, суммой сопротивлений прямой, обратной и нулевой последовательностей линии и сопротивлениями $Z_{\partial K}$, $Z_{\partial L}$ (под $Z_{\partial K}$ в случае ИДЗ следует понимать сопротивление заземляющего контура подстанции, через которое протекает ток $\dot{I}_{МКВ}$).

Известны выражения [3]

$$Z_1 = Z_2 = Z_{П-3} - Z_{M_{cp}}; \quad Z_0 = Z_{П-3} + 2Z_{M_{cp}}, \quad (6)$$

где Z_1 , Z_2 , Z_0 — сопротивления трехфазной линии электропередачи токам прямой, обратной и нулевой последовательностей; $Z_{П-3}$ — сопротивление петли провод—земля для однопроводной линии при возврате тока по земле; $Z_{M_{cp}}$ — сопротивление взаимной индукции между фазами при представлении каждой фазы в виде петли провод—земля.

При подстановке (6) в правую часть (5) оказывается, что отношение напряжения к току в петле ИДЗ равно сопротивлению петли

провод—земля (при $Z_{\partial K} = Z_{\partial L} = 0$), что соответствует физической сущности процессов в петле ИДЗ и подтверждает правильность полученного выражения (5).

Предполагая, что удельные сопротивления линии $Z_{1уд}$, $Z_{2уд}$, $Z_{0уд}$ равномерно распределены по длине l_{ML} участка ML , и записав выражение (5) для реактивных удельных сопротивлений $X_{1уд}$, $X_{2уд}$, $X_{0уд}$, получим формулу для ОМП по ПАР при ИДЗ:

$$I_{ML} = \frac{3U_{MC} \sin \varphi}{I_{MB} (X_{1уд} + X_{2уд} + X_{0уд})}, \quad (7)$$

где φ — угол между током и напряжением в петле ИДЗ. Сумму $X_{1уд} + X_{2уд} + X_{0уд}$ можно назвать расчетным удельным сопротивлением линии при ОМП по ПАР при ИДЗ. Расчет расстояния по индуктивным сопротивлениям линии позволяет исключить влияние активных сопротивлений линий, а также сопротивлений $Z_{\partial K}$, $Z_{\partial L}$, которые можно считать активными, на результат ОМП.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ш а л ы т Г.М. Определение мест повреждений в электрических сетях. — М.: Энергоиздат, 1982. — 312 с. 2. П е к л е р В.Н. Определение места однофазного замыкания в воздушных сетях с изолированной нейтралью. — Промышл. энергетика, 1973, № 5, с.24—27. 3. Ч е р н и н А.Б., Л о с е в С.Б. Основы вычислений электрических величин для релейной защиты при сложных повреждениях в электрических системах. — М.: Энергия, 1971. — 440 с. 4. У л ь я н о в С.А. Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. — М.—Л.: Энергия, 1964. — 704 с.

УДК 621.311.22(088.8)

В.А.ЧИЖ, В.К.БАЛАБАНОВИЧ, канд.техн.наук,
Н.И.ШКОДА, канд.техн.наук (БПИ)

К ВЫБОРУ СПОСОБА ГЛУБОКОЙ РАЗГРУЗКИ ТЕПЛОФИКАЦИОННЫХ ТУРБИН

Возрастающая доля АЭС приводит к необходимости полной или частичной разгрузки всего генерирующего оборудования ТЭС на органическом топливе. Поэтому актуальной становится задача превращения энергоблоков, включая энергоблоки ТЭЦ, в полупиковые. Сложная проблема маневренности паровых турбин — это не только повреждаемость деталей вследствие малоциклового усталости, но и ухудшение вибрационной надежности облопачивания, надежности работы последних лопаток и др. [1].

Для достаточно эффективного с технической и экономической точек зрения прохождения провалов электрических нагрузок на ТЭС разработан ряд технических решений [2—4]. Применительно

к ТЭЦ заслуживает внимания способ разгрузки теплофикационных паротурбинных установок, разработанный Белорусским отделением ВНИПИЭнергопрома [3]. Основными достоинствами этого проекта являются то, что он позволяет обеспечить тепловых потребителей и технологические нужды электростанции, а также исключает остановы котлоагрегатов на период сниженной электрической нагрузки. В этом случае снижается расход свежего пара на турбину до 20 % от номинального и соответственно из ее отборов на сетевые подогреватели, и свежий пар через редукиционно-охладительные установки направляется в дополнительные сетевые подогреватели, включенные по сетевой воде с основными подогревателями последовательно.

Вместе с тем следует отметить, что при малых расходах пара на турбину исключается возможность использования встроенных в конденсатор турбины теплофикационных пучков для подогрева сетевой воды, так как на таких режимах из-за значительного дросселирования потока пара в турбине и его перегрева потребуются открытие регулирующих органов части низкого давления и значительный пропуск пара через последние ступени турбины в конденсатор. В конечном итоге это приводит к повышению удельных расходов топлива на выработку электроэнергии.

В БПИ разработан способ разгрузки теплофикационных турбин, повышающий эффективность и надежность их за счет сохранения в работе на всех режимах теплофикационных пучков без изменения условий работы части низкого давления. При этом обеспечивается более глубокая разгрузка турбин. Основу способа составляет использование редукиционно-охладительной установки (РОУ) для байпасирования по свежему пару отдельных частей турбины. Причем целесообразно перевести в беспаровой режим части высокого (ЧВД) и среднего (ЧСД) давлений турбины вплоть до промежуточного отсека (ПО). При обеспаривании ЧВД и ЧСД редуцированный и охлажденный пар после РОУ направляют на дополнительный подогреватель сетевой воды и в камеру верхнего отопительного отбора, что позволяет использовать ПО в турбинном режиме, а поддержание объемного пропуска пара через него на уровне расчетного обеспечит высокий КПД проточной части. По аналогии с принятыми в [5] сокращениями назовем такой режим частично беспаровым режимом (ЧБПР).

Тепловая схема турбоустановки, обеспечивающая работу турбины в ЧБПР, представлена на рис. 1. При снижении электрической нагрузки тепловой электростанции котел 1 разгружается по свежему пару на значение, определяемое уменьшением выработки электроэнергии и количеством охлаждающей воды, которая впрыскивается в парохладитель редукиционно-охладительной установки 2, уменьшается расход свежего пара в часть высокого давления 3 турбины и соответственно из ее отборов на верхний 4 и нижний 5 сетевые подогреватели, что приводит к снижению температуры прямой сетевой воды. По импульсу начала снижения температуры сетевой

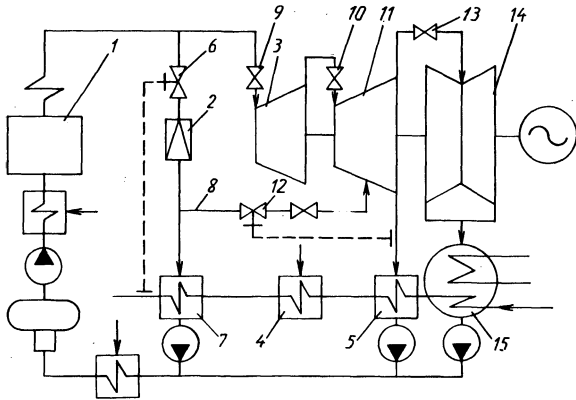


Рис. 1. Схема разгрузки теплофикационной турбоустановки.

воды открывается регулирующий клапан 6, свежий пар через редукционно-охладительную установку 2 направляется в дополнительную сетевую подогревательную установку 7 и по линии 8 в камеру верхнего отбора. При этом часть высокого давления 3 турбины переводят в беспаровой режим закрытием запорных устройств 9 и 10. Постоянный (расчетный) объемный пропуск пара через промежуточный отсек части среднего давления 11 обеспечивается регулирующим клапаном 12 по импульсу давления в линии отбора пара на подогреватель 5. При повышении давления в нижнем отборе и соответствующем уменьшении удельного объема пара расход последнего по линии 8 через регулирующий клапан 12 увеличится и наоборот, обеспечивая таким образом постоянный объемный пропуск пара через промежуточный отсек и его максимальный внутренний относительный кпд. Регулирующая диафрагма 13 части низкого давления 14 находится в закрытом состоянии и обеспечивает минимально-вентиляционный пропуск пара в конденсатор на всех режимах работы турбоустановки. Утилизация теплоты вентиляционного пропуска пара осуществляется во встроенном трубном пучке 15.

Важным фактором является возможность изменения с помощью РОУ не только давления пара в верхнем отборе, но и температуры этого пара. Последнее важно для обеспечения охлаждения ЧНД. Управление впрыском РОУ должно вестись по импульсу температуры пара за последней ступенью, которая должна поддерживаться на допустимом уровне за счет поддержания соответствующего состояния пара после РОУ. Такой способ регулирования температуры охлаждающего пара перед ЧНД позволит отказаться от впрыска конденсата в выхлопной патрубков турбины, что важно для обеспечения надежной ее работы [6]. Очевидно, что режим и условия работы отсеков турбины от верхнего теплофикационного отбора до конденсатора на период разгрузки не ухудшаются. Рабо-

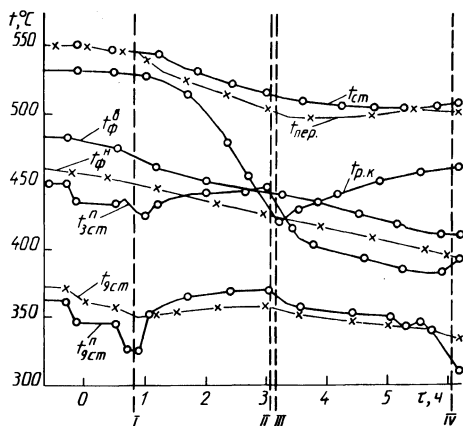


Рис. 2. Температурное состояние паровыпускных органов и проточной части ЦВД турбины Т-100-130 при работе в беспаровом режиме (по данным [4]): I — начало моторного режима; II — открытие стопорного клапана; III — открытие поворотных диафрагм в ЦВД; IV — конец моторного режима.

ту отсеков турбины выше камеры верхнего теплофикационного отбора можно организовать и рассматривать как их работу в моторном режиме (МР) с той лишь разницей, что вращение ротора турбины происходит не за счет потребления мощности из сети, а за счет работы ступеней промежуточного отсека в активном режиме.

Известно, что МР обеспечивает температурное состояние элементов турбины, позволяющее быстро, в течение 20—25 мин, переводить турбину в активный режим работы [4]. При работе турбины в ЧБПР расход пара через промежуточный отсек может регулироваться автоматически по давлению в линии подвода пара к нижнему сетевому подогревателю, обеспечивая на всех режимах постоянный объемный расход пара через отсек и его максимальный кпд. Задачу обеспечения надежной работы отсеков турбины в беспаровом режиме рассмотрим применительно к турбине Т-100-130 по аналогии со схемой перевода турбины в МР, разработанной ВТИ совместно с ПО ТМЗ и Мосэнерго [4]. Для этого требуется предусмотреть подвод свежего пара в первую камеру переднего концевого уплотнения ЦВД из 1 отбора соседней работающей турбины в первую камеру переднего концевого уплотнения ЦСД.

Анализ результатов исследований [4] показывает, что при описанной выше схеме охлаждения отсеков турбины до верхнего теплофикационного отбора обеспечивается оптимальное тепловое состояние турбины в период работы ее в ЧБПР. Однако за период разгрузки и последующей работы турбины в ЧБПР будет происходить расхолаживание стопорного и регулирующего клапанов. В течение 6—7 ч работы в ЧБПР, также как и в МР (рис. 2 по данным [4]), при закрытом стопорном клапане расхолаживание его достигает 40—50 °С, а перепускных труб — 80—90 °С. На рис. 2 представлены графики изменения следующих значений: $t_{\phi}^в$, $t_{\phi}^н$ — температура внутренней и наружной поверхности фланца в районе регулирующей ступени; $t_{ст}$, $t_{пер}$ и $t_{рк}$ — температуры внутренней поверхности корпуса стопорного клапана, перепускной трубы

и крышки первого регулирующего клапана; $t_{3\text{ст}}^{\text{п}}$ и $t_{9\text{ст}}^{\text{п}}$ — температура пара в 3-й и 9-й ступенях соответственно; $t_{9\text{ст}}$ — температура металла диафрагмы 9-й ступени. Тепловое состояние стопорного клапана, перепускных труб и регулирующих клапанов можно поддерживать на более высоком уровне, близком к номинальному, если оставить открытыми ГПЗ или байпас ГПЗ и стопорный клапан при открытых дренажах перепускных труб. Дренажные протечки свежего пара можно подавать в первую камеру переднего концевого уплотнения ЦВД, что уменьшит расхолаживание ротора высокого давления. Для предупреждения расхолаживания регулирующих клапанов необходимо использовать подачу острого пара по схеме, предусмотренной заводом для данного типа турбин.

За время загрузки и работы в МР в течение ночи наблюдается снижение температуры верха ЦВД с 510 до 440 °С и наружной поверхности фланцев в зоне регулирующей ступени с 450 до 400 °С. Разности температур по высоте корпуса и ширине фланцев ЦВД составляют 20—25 °С. Проточная часть ЦВД при переходе в МР расхолаживается на 20—40 °С, а при работе в МР постепенно нагревается до уровня, наблюдаемого при работе под нагрузкой. При открытых стопорных клапанах и ГПЗ существенное влияние оказывают протечки пара. Как видно из рис. 2, после открытия стопорного клапана температура пара в 3-й ступени ЦВД за 3 ч снизилась с 445 до 375 °С. Такое снижение температуры может привести к появлению дополнительных термических напряжений в роторе высокого давления. Поэтому при переводе турбины в МР стопорный клапан необходимо закрывать, а продувку и прогрев перепускных труб выполнять перед выходом в активный режим.

Приведенный анализ показывает, что для обеспечения надежной работы переднего уплотнения ЦВД и ротора высокого давления необходима подача свежего пара в первую камеру переднего уплотнения ЦВД с температурой 450—480 °С, что позволяет поддерживать температуру в ней на уровне 425—450 °С. При этом изменение вакуума в широких пределах практически не влияет на температуру проточной части ЦВД. Поэтому при работе турбины в МР специального охлаждения проточной части ЦВД не требуется.

Надежная работа переднего уплотнения ЦВД обеспечивается подачей пара из первого отбора соседней турбины с температурой 325—330 °С в первую камеру уплотнения ЦВД, что гарантирует стабильное температурное их состояние на уровне номинальной температуры (300—320 °С).

Как показано выше, основной лимитирующий фактор — нагрев проточной части ЦВД, имеющий место в МР — при ЧБПР отпадает и не требуется организации подачи охлаждающего пара в этот цилиндр. Причем в предложенной схеме возможно использование обратного потока пара из камеры верхнего отбора для регулирования температурного уровня всего ЦВД.

Таким образом, проточная часть турбины будет работать в температурных условиях, близких к номинальным, что даст возмож-

ность быстро переводить турбину в режим нагружения с подачей пара в ЧВД. При работе в ЧБПР обеспечивается утилизация теплоты вентиляционного пропуска пара в теплофикационном пучке и снижение минимальной мощности турбины.

Следует отметить, что работа теплофикационных турбин за счет осуществления подвода пара непосредственно в камеру теплофикационного отбора другой турбины этого же типа при беспаровом режиме работы ступеней высокого и среднего давлений экспериментально проверена на турбинах Т-50-130 и ПТ-60-130 [5].

Для базового варианта перевода энергоблока Т-100-130 в маневренный режим работы по сравнению с прототипом за счет использования теплофикационных пучков и повышения кпд турбоустановки обеспечивается экономия до двух процентов годового расхода топлива, что составляет 3000 т у. т. Минимальная мощность турбины по сравнению с проектом [3] снизится на 15 %, что соответствует дополнительной экономии расчетных затрат (по данным ВНИПИэнергопрома [3]) порядка 40 тыс.руб.

Предложен высокоэффективный способ разгрузки ТЭЦ, позволяющий расширить регулировочный диапазон турбин до 90—95 % при одновременном повышении надежности работы ступеней ЧНД и выходного патрубка турбины за счет улучшения их охлаждения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Т р о я н о в с к и й Б.М. Паровые турбины. Успехи, нерешенные проблемы. — Теплоэнергетика, 1983, № 1, с. 6—11.
2. Развитие теплоэлектроцентралей на новом этапе/В.П.Корытников, М.И.Гитман, Я.А.Ковылянский и др. — Электрические станции, 1979, № 11, с. 16—22.
3. К н о т ь к о П.Н., Р о в е к И.И., Я к о в л е в Б.В. Технические решения использования ТЭЦ в маневренном режиме. — В кн.: ВНИПИэнергопром: Перспективы развития систем централизованного теплоснабжения в СССР. М., 1981, с. 100—105.
4. Применение моторного режима на тепловых электрических станциях/А.А.Мадоян, Б.Л.Левченко, Э.К.Аракелян и др./Под ред. А.А.Мадояна. — М.: Энергия, 1980. — 256 с.
5. Ш а п и р о Г.А. Повышение эффективности работы ТЭЦ. — М.: Энергоиздат, 1981. — 200 с.
6. Предотвращение повреждений рабочих лопаток последних ступеней паровых турбин из-за эрозии их выходных кромок: Эксплуатац. циркуляр Главтехуправления Минэнерго СССР и Техуправления Минэнергомашина № Т-4/80. — М.: СПО Союзтехэнерго, 1980. — 10 с.

С.Н.ИВАНОВА, С.П.РЖЕВСКАЯ,
К.Г.СКАЧКО, канд.техн.наук (БПИ)

О РАСЧЕТЕ МАГНИТНЫХ ШУНТОВ ДЛЯ РЕАКТОРОВ С ИНДУКЦИОННЫМ НАГРЕВОМ

Для синтеза изоляционных смол и других жидких диэлектриков повсеместно используются реакторы — стальные сосуды с комплектом индукционных катушек. Протекающий по индуктору переменный ток (обычно промышленной частоты) вызывает в стенке корпуса вихревые токи, нагревающие сам аппарат и его содержимое [1].

Для локализации электромагнитной энергии в стенке реактора предусматриваются магнитные шунты — пакеты различной формы из шихтованной электротехнической стали [2]. Боковые цилиндрические катушки охватываются радиально магнитопроводами П-образного типа, а донные конические катушки — накладками трапецидального профиля по форме установленных индукторов. Замыкание магнитной системы (рис. 1) позволяет облегчить режим работы индукционных катушек, повысить их коэффициент мощности и электрический КПД, а также снизить влияние теплового зазора на энергетические параметры реактора в целом [3].

Поскольку в настоящее время нет достаточно обоснованных рекомендаций по выбору и расчету магнитных шунтов, то авторы попытались восполнить этот пробел. В отличие от других электрических аппаратов магнитные системы установок индукционного нагрева работают в тяжелых условиях эксплуатации — большие вибрационные нагрузки, высокие рабочие температуры (до 600 К), влияние агрессивных сред и т.п. В отдельных случаях эти системы выполняют функции элементов механического крепления индукционных катушек [4]. Так как шунты имеют контактную поверхность со стенкой корпуса, то их нагрев зависит от многих факторов. Чтобы повысить тепловой КПД реактора, необходимо предусмотреть тепловую изоляцию каждого пакета и, естественно, уменьшить поверхность охлаждения. Однако с другой стороны, снижение металлоемкости шунтов может вызвать их перегрев за счет магнитного насыщения стали, а также повышенные потоки рассеивания и как следствие взаимное влияние питающих фаз друг на друга.

При расчете магнитных шунтов в качестве исходных значений выбираются электрофизические параметры стальной стенки корпуса: относительная магнитная проницаемость μ_c и удельное сопротивление ρ_c при требуемой напряженности магнитного поля $H_{ст}$. Для замкнутых систем амплитуда магнитного потока на единицу длины [2]

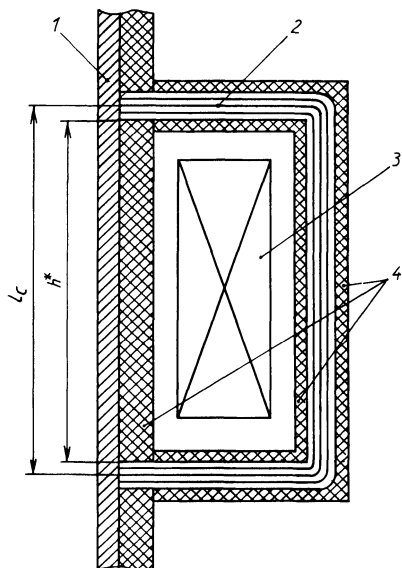


Рис. 1. Схематическое изображение магнитного шунта: 1 — стенка корпуса реактора; 2 — магнитный шунт; 3 — индукционная катушка; 4 — тепловая изоляция.

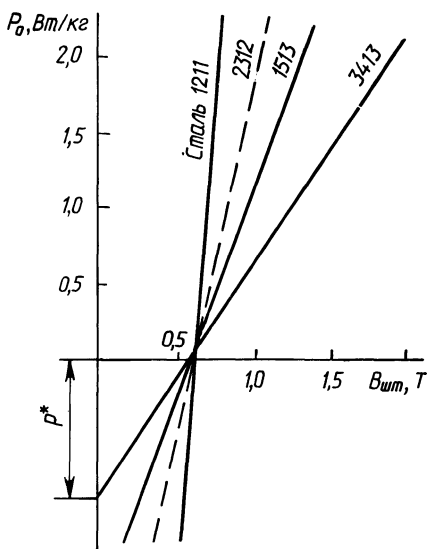


Рис. 2. Линеаризация зависимости удельных потерь от магнитной индукции.

$$\Phi_{mI} = \sqrt{\frac{\mu_0 \mu_c \rho_c}{\omega}} H_{cm} ,$$

а расчетное значение полного магнитного потока в зоне боковых цилиндрических катушек [3]

$$\Phi_m = \Phi_{mI} A / h^* , \quad (1)$$

где A — активная поверхность нагреваемой зоны; h^* — эквивалентная высота индукционной катушки (рис. 1).

Так как для зоны донных катушек с поверхностью нагрева A_d

$$\Phi_m = \Phi_{mI} A_d / l_c ,$$

то формулу (1) можно считать универсальной, принимая в расчетах эквивалентную высоту равной средней длине силовой линии, $h^* = l_c$.

В соответствии с теоремой о единственности поля ($\Phi_m = \text{const}$) суммарное поперечное сечение магнитных шунтов $Q_{ш}$ для каждой индукционной катушки зависит от принятого значения магнитной индукции $B_{шm}$:

Зависимость удельных потерь p и коэффициента прямой k от марки стали

Тип стали	p_* , Вт/кг	k , Вт/(кг·Т)
1211	5,5	8,8
2312	2,75	4,5
1513	1,7	2,9
3413	0,8	1,4

$$Q_{\text{ш}} = \Phi_m / B_{\text{ш}m}$$

Толщина набора каждого пакета и длина его П-образной части в основном зависят от конструкции и геометрических размеров индукционной катушки, а ширина полок (для принятого числа пакетов на фазу) ограничивается условиями отвода тепла джоулевых потерь катушки через вентиляционные окна между пакетами. В свою очередь эти конструктивные размеры предопределяют массу G и потери ΔP для каждой магнитной системы, $\Delta P = GP_0$. Как правило, в справочниках задаются удельные потери p_0 для двух значений магнитной индукции, $B_m' = 1\text{Т}$ и $B_m'' = 1,5\text{Т}$. Зависимость удельных потерь от индукции (рис. 2) можно линеаризовать с помощью выражения

$$p = k B_{\text{ш}m} - p_*$$

где k — коэффициент наклона прямой, Вт/(кг·Т); p_* — отсекаемый отрезок на оси потерь, Вт/кг.

Нетрудно показать, что суммарные потери в шунтах каждой фазы

$$\Delta P \equiv k - p_*/B_{\text{ш}m}$$

в основном зависят от качественных характеристик электротехнической стали и выбранного значения магнитной индукции.

Для анализа и сравнительной оценки различных типов стали значения их расчетных параметров сведены в табл. 1.

Расчеты показывают, что при заданных размерах магнитной системы ее потери и, конечно, температуру перегрева можно изменять в 3—6 раз в зависимости от типа стали и толщины ее листа. С другой стороны, можно изменять металлоемкость магнитных шунтов при постоянных потерях.

Так как с ростом потерь в магнитной системе электрический и тепловой КПД реактора незначительно увеличиваются, то единственным критерием ее выбора остается допустимый поток рассеивания на уровне 1—5 % от основного потока. В этом случае амплитудное значение магнитной индукции $B_{\text{ш}m}$ необходимо выбирать в точке перегиба соответствующей кривой намагничивания, с тем чтобы сохранить условие $\mu_{\text{ш}} Q_{\text{ш}} \gg \mu_{\text{с}} Q_{\text{с}}$, где $Q_{\text{с}}$ — площадь поперечного сечения нагреваемой стенки на глубине проникновения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Химическая аппаратура с индукционным обогревом/Е.А.Буянов, Л.В.Папунырова, Е.Б.Манусов. — М.: ЦИНТИХИМНЕФТЕМАШ, сер. ХМ-1, 1971. — 32 с. 2. Туровский Я. Техническая электродинамика: Пер. с польск. — М.: Энергия, 1974. — 488 с. 3. Об инженерной методике расчета индукторов/С.Н.Иванова, С.П.Ржевская, К.Г.Скачко, Е.П.Тимохов. — Изв.вузов. Энергетика, 1981, № 12, с. 75—77. 4. А.с. 965030 (СССР). Индукционный нагреватель емкостей/К.Г.Скачко, В.А.Сычик и др. — Оpubл. в Б.И., 1982, № 37:

УДК 621.315

Т.Н.СТРЕЛОВА (БПИ)

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТРЕХМАШИННЫХ АС ЭМПЧ В РАСЧЕТАХ РЕЖИМОВ ЭНЕРГОСИСТЕМ

При объединении энергосистем используется асинхронизированный синхронный электромеханический преобразователь частоты (АС ЭМПЧ).

Необходимость двойного преобразования энергии в АС ЭМПЧ, включаемых в расщелку межсистемных связей и связанные с этим дополнительные потери мощности и энергии, снижают эффективность применения АС ЭМПЧ в электроэнергетических системах. Поэтому в соответствии с [1] перспективным представляется использование АС ЭМПЧ на электрических станциях, где машины преобразователя устанавливаются на валу турбины и подключаются к межсистемным связям объединяемых энергосистем (рис. 1). При необходимости обеспечения большого диапазона выдачи и регулирования обменной мощности между энергосистемами устанавливается третья электрическая машина, жестко связанная с валом турбины, которая посредством коммутационных аппаратов подклю-

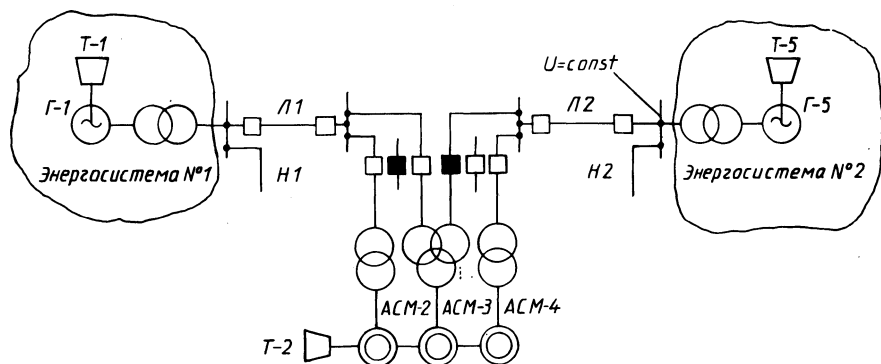


Рис. 1. Схема энергосистемы.

диняется к обоим энергосистемам в зависимости от режима работы энергообъединения.

Для расчетов режимов энергосистем с установкой трехмашинных АС ЭМПЧ на электростанциях составлены математические описания движения вала АС ЭМПЧ, роторов эквивалентных синхронных машин связываемых энергосистем. Уравнения, описывающие переходные процессы для обмоток статоров и роторов синхронных и асинхронизированных синхронных машин, аналогичны ранее полученным уравнениям в ряде вузов СССР.

В качестве исходной математической модели использовалась упрощенная модель уравнений Парка-Горева, при этом не учитываются активные сопротивления всех элементов системы передачи, принимается неизменным результирующее потокосцепление синхронной машины.

Для асинхронизированной синхронной машины (АСМ) рассмотрен закон регулирования возбуждения с полной компенсацией запаздывания в цепи ротора.

В соответствии с [2] уравнение движения ротора синхронной машины (СМ) имеет вид

$$T_{II} P S_i = P_{Ti} - P_{\varepsilon i} ,$$

T_{II} — постоянная механической инерции i машины; S_i — скольжение ротора i машины относительно частоты сети; P_{Ti} — мощность i турбины; $P_{\varepsilon i}$ — электромагнитная мощность i машины; P — оператор дифференцирования.

Уравнение движения ротора Г-1

$$T_{II} P S_1 = P_{T1} - P_{\varepsilon 1} .$$

При подключении АСМ-3 к энергосистеме № 1 $P_{\varepsilon 1}$ определяется как

$$P_{\varepsilon 1} = P_{\varepsilon 11} + P_{\varepsilon 12} + P_{\varepsilon 13} ,$$

где $P_{\varepsilon 11}$ — электромагнитная мощность Г-1 без учета влияния АС ЭМПЧ; $P_{\varepsilon 12}$ — электромагнитная мощность Г-1, обусловленная взаимодействием его эдс с эдс АСМ-2; $P_{\varepsilon 13}$ — электромагнитная мощность Г-1, обусловленная взаимодействием его эдс с эдс АСМ-3.

При подключении АСМ-3 ко 2-й энергосистеме $P_{\varepsilon 1}$ представим так:

$$P_{\varepsilon 1} = P_{\varepsilon 11} + P_{\varepsilon 12} .$$

Учитывая принятые допущения, $P_{\varepsilon ii}$ определяется выражением вида

$$P_{\varepsilon ii} = E_{gi}' U Y_{ij} \sin \delta_{ij} ,$$

где E_{gi}' — переходная эдс i СМ; Y_{ij} — взаимная проводимость ветви передающей станции Г-1; δ_{ij} — угол между E_{gi}' и приемными шинами.

Тогда $P_{\varepsilon 11}$ определяется как:

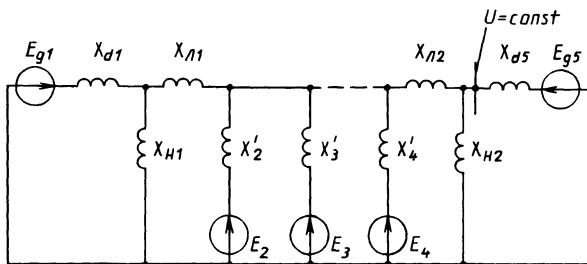


Рис. 2. Схема замещения энергосистемы.

$$P_{\varepsilon 11} = E_{g1}' U Y_{1u} \sin \delta_{1u}.$$

Взаимную проводимость определяем по схеме замещения (рис. 2) для случаев:

- а) подключения АСМ-3 к первой энергосистеме;
- б) подключения АСМ-3 ко второй энергосистеме.

$P_{\varepsilon 12}$, $P_{\varepsilon 13}$ определяем по выражению

$$P_{\varepsilon 1i} = E_{g1}' E_i Y_{1i} \sin \delta_{1i},$$

где E_i — эдс i АСМ; δ_{1i} — угол между эдс E_{g1}' и эдс i АСМ; Y_{1i} — взаимная проводимость ветви i передающей станции.

В соответствии с [3] эдс АСМ при выбранном законе регулирования возбуждения определяется как

$$E_i = (a_{0i} + a_{1i} S_i + a_{2i} P S_i),$$

где a_{0i} , a_{1i} , a_{2i} — коэффициент регулирования возбуждения i АСМ по скорости; S_i — скольжение i АСМ относительно частот связываемых энергосистем.

Итак, уравнение движения ротора машины Г-1 имеет вид:

- а) при подключении АСМ-3 к первой энергосистеме

$$T_{I1} P S_1 = P_{T1} - E_{g1}' U Y_{1u}' \sin \delta_{1u} - E_{g1}' (a_{02} + a_{12} S_2 + a_{22} P S_2) \times \\ \times Y_{12}' \sin \delta_{12} - E_{g1}' (a_{03} + a_{13} S_2 + a_{23} P S_2) Y_{13} \sin \delta_{13};$$

- б) при подключении АСМ-3 на шины второй энергосистемы

$$T_{Y1} P S_1 = P_{T1} - E_{g1}' U Y_{1u}'' \sin \delta_{1u} - E_{g1}' (a_{02} + a_{12} S_2 + a_{22} P S_2) \times \\ \times Y_{12}'' \sin \delta_{12}.$$

Межсистемная линия соединяет две энергосистемы с различными частотами. Рассматриваемое трехмашинное АС ЭМПЧ содержит три АСМ, установленных на валу одной турбины.

Рассмотрим зависимости между скольжениями АСМ-2, АСМ-3, АСМ-4, обусловленные механической связью:

$$S_2 = \frac{\omega_{p2} - \omega_1}{\omega_1}; S_4 = \frac{\omega_{p4} - \omega_5}{\omega_5},$$

где S_2, S_4 — скольжения АСМ-2, АСМ-4 относительно частот связываемых энергосистем; ω_1, ω_5 — частоты связываемых энергосистем; ω_{p2}, ω_{p4} — скорости вращения роторов АСМ-2, АСМ-4.

При подключении АСМ-3 к первой энергосистеме скольжения ее $S_3 = S_2$, а при подключении АСМ-3 ко второй энергосистеме $S_3 = S_4$.

Так как скорости вращения роторов всех АСМ равны, то связь между скольжениями АСМ-2 и АСМ-4 имеет вид

$$S_2 = \frac{\omega_5 - \omega_1}{\omega_1} + \frac{\omega_5}{\omega_1} S_4; S_4 = \frac{\omega_1 - \omega_5}{\omega_5} + \frac{\omega_1}{\omega_5} S_2.$$

Уравнение движения вала трехмашинного АС ЭМПЧ имеет вид

$$\sum_{i=1}^3 T_{ii} PS_i = P_{T2} - P_{\varepsilon 2} - P_{\varepsilon 3} - P_{\varepsilon 4},$$

где T_{ii} — постоянная механической инерции i АСМ; S_i — скольжение i АСМ относительно частот связываемых энергосистем; P_{T2} — мощность на валу АС ЭМПЧ; $P_{\varepsilon 2,4,3}$ — электромагнитная мощность соответственно АСМ-2, АСМ-4, АСМ-3.

В соответствии с [3] принятый закон регулирования возбуждения АСМ позволяет для записи электромагнитной мощности АСМ использовать известную формулу мощности СМ.

Выражение движения вала АС ЭМПЧ составим для двух случаев: а) при подключении АСМ-3 на шины первой энергосистемы. Тогда выражения для $P_{\varepsilon i}$ запишутся в виде:

$$P_{\varepsilon 2} = E_2 E_{g1}^l Y_{21}^l \sin \delta_{21}; P_{\varepsilon 3} = E_3 E_{g1}^l Y_{31}^l \sin \delta_{31};$$

$$P_{\varepsilon 4} = E_4 U Y_{4u}^l \sin \delta_{4u},$$

где $Y_{21}^l, Y_{31}^l, Y_{4u}^l$ — взаимные проводимости ветвей соответственно АСМ-2, АСМ-3, АСМ-4; $\delta_{21}, \delta_{31}, \delta_{4u}$ — углы между E_2 и E_{g1}^l , E_3 и E_{g1}^l , E_4 и U .

Уравнения движения вала АС ЭМПЧ имеют вид

$$T_{12} PS_2 + T_{Y3} PS_2 + T_{Y4} P \left(\frac{\omega_1 - \omega_5}{\omega_5} + S_2 \frac{\omega_1}{\omega_5} \right) = P_{T2} - (a_{02} + a_{12} S_2 + a_{22} PS_2) E_{g1}^l Y_{21}^l \sin \delta_{21} - (a_{03} + a_{13} S_2 + a_{23} PS_2) E_{g1}^l Y_{31}^l \sin \delta_{31} - [a_{04} + a_{14} \left(\frac{\omega_1 - \omega_5}{\omega_5} + S_2 \frac{\omega_1}{\omega_5} \right) + a_{24} P \left(\frac{\omega_1 - \omega_5}{\omega_5} + S_2 \frac{\omega_1}{\omega_5} \right)] U Y_{4u}^l \sin \delta_{4u};$$

б) при подключении АСМ-3 на шины второй энергосистемы.

Выражения для определения $P_{\text{э}2}$, $P_{\text{э}3}$, $P_{\text{э}4}$ остаются аналогичными случаю а), изменяются выражения, определяющие взаимные проводимости.

Уравнение движения вала АС ЭМПЧ имеет вид

$$T_{I2}P\left(\frac{\omega_5 - \omega_1}{\omega_1} + S_4 \frac{\omega_5}{\omega_1}\right) + T_{Y3}PS_4 + T_{Y4}PS_4 = P_{T2} - [a_{02} + a_{12}\left(\frac{\omega_5 - \omega_1}{\omega_1} + S_4 \frac{\omega_5}{\omega_1}\right) + a_{22}P\left(\frac{\omega_5 - \omega_1}{\omega_1} + S_4 \frac{\omega_5}{\omega_1}\right)] E_{g1}^I Y_{21}'' \sin \delta_{21} - (a_{03} + a_{13}S_4 + a_{23}PS_4)UY_{3u} \sin \delta_{3u} - (a_{04} + a_{14}S_4 + a_{24}PS_4)UY_{4u}'' \sin \delta_{4u}.$$

Частным случаем уравнения движения вала АС ЭМПЧ является условие равенства частот в связываемых энергосистемах, при этом скольжения АСМ-2, АСМ-3, АСМ-4 относительно частоты связываемых энергосистем одинаковы и равны S .

Уравнение движения ротора Г-5 имеет вид

$$T_{I5}PS_5 = P_{T5} - P_{\text{э}5}.$$

При подключении АСМ-3 ко второй энергосистеме $P_{\text{э}5}$ определяется как

$$P_{\text{э}5} = P_{\text{э}55} + P_{\text{э}54} + P_{\text{э}53},$$

где $P_{\text{э}55}$ — электромагнитная мощность Г-5 без учета влияния АС ЭМПЧ; $P_{\text{э}54}$ — электромагнитная мощность Г-5, обусловленная взаимодействием его эдс с эдс АСМ-4; $P_{\text{э}53}$ — электромагнитная мощность Г-5, обусловленная взаимодействием его эдс с эдс АСМ-3.

Выражения для $P_{\text{э}5i}$ запишутся в виде: $P_{\text{э}55} = UE_{g1}' Y_{u1} \sin \delta_{u1}$; $P_{\text{э}54} = UE_4 Y_{u4} \sin \delta_{u4}$; $P_{\text{э}53} = UE_3 Y_{u3} \sin \delta_{u3}$, где Y_{u1} , Y_{u4} , Y_{u3} — взаимные проводимости ветви шин постоянного напряжения; δ_{u1} , δ_{u4} , δ_{u3} — углы между U и E_{g1}' , U и E_4 , U и E_3 .

Итак, уравнение движения ротора машины Г-5 имеет вид

$$T_{I5}PS_5 = P_{T5} - UE_{g1}' Y_{u1}'' \sin \delta_{u1} - U(a_{03} + a_{13}S_4 + a_{23}PS_4) Y_{u3}'' \sin \delta_{u3} - U(a_{04} + a_{14}S_4 + a_{24}PS_4) Y_{u4}'' \sin \delta_{u4}.$$

При подключении АСМ-3 к первой энергосистеме $P_{\text{э}5}$ определяется в виде $P_{\text{э}5} = P_{\text{э}55} + P_{\text{э}54}$.

Тогда уравнение движения ротора Г-5 имеет вид

$$T_{I5}PS_5 = P_{T5} - UE_{g1}' Y_{u1}' \sin \delta_{u1} - U(a_{04} + a_{14}S_4 + a_{24}PS_4) Y_{u4}' \sin \delta_{u4}.$$

Математические описания движения вала АС ЭМПЧ, роторов эквивалентных синхронных машин связываемых энергосистем при установке трехмашинных АС ЭМПЧ на электростанциях могут использоваться для расчетов режимов энергосистем.

ЛИТЕРАТУРА

1. А.с. 904097 (СССР), Устройство для связи и регулирования двух энергосистем/Е,В,Калектионок, Г.Е.Постелов. — Оpubл. в Б.И., 1982, № 5. 2. В е н и к о в В,А, Переходные электромеханические процессы в электрических системах: Учебник для электроэнерг. спец. вузов. — 3-е изд., перераб. и доп.— М.: Высш. шк., 1978. — 415 с. 3. Б о т в и н н и к М.М. Асинхронизированная синхронная машина: Основы теории. — М.—Л.: Госэнергоиздат, 1960. — 70 с.

УДК 621.315.61.001,4

Г.М.ГОРДЕЕВ, канд.техн.наук (БПИ),
В.И.АЛМАЗОВ (ОКБ)

О СТАРЕНИИ ПОЛИЭТИЛЕНОВОЙ ИЗОЛЯЦИИ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ГАММА-ИЗЛУЧЕНИЯ

Как известно, в исходном состоянии электрическая изоляция имеет достаточно высокое пробивное напряжение и вероятность ее безотказной работы, рассчитанная по математической модели или установленная по результатам электрических испытаний образцов, близка к единице. Однако в процессе эксплуатации электрическая изоляция подвергается различного рода воздействиям, которые постепенно ухудшают ее свойства. Механизм старения изоляции достаточно сложен, в процессе его идет накопление внутренних дефектов, что ведет к снижению пробивного напряжения.

В современных условиях большой интерес представляет старение полимерной изоляции при действии ионизирующих излучений. Одним из важных процессов, происходящих при этом в полимерах, является выделение газообразных продуктов радиолитического разрыва валентных связей и образования молекул меньшей молекулярной массы. В данной статье приводятся результаты газохроматографического анализа выделяющихся из полиэтилена газов при ионизирующем старении.

В качестве образцов для исследования были использованы гранулы полиэтилена высокого давления, пленка и полиэтилен из экструдированной кабельной изоляции. Образцы массой 5 г помещались в стеклянные ампулы объемом 2 см³ и просушивались в термостате при температуре 50 °С в течение 6 ч. После этого они вакуумировались и запаивались. Остаточное давление в ампулах после вакуумирования составляло примерно 0,8 Па. Затем ампулы подвергались гамма-облучению дозами в пределах от (0,3—30) x 10⁴ Гр. С помощью лабораторного хроматографа производился количественный и качественный анализ газов, выделяющихся в ампуле при радиолитическом старении полиэтилена под действием гамма-лучей. Содержащиеся в ампуле газы вводились в пробоотборную систему хроматографа, автоматически записывались и математически обрабатывались. Результаты расшифровки диаграммных данных показали следующее.

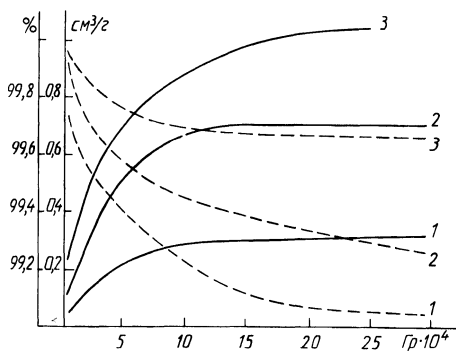


Рис. 1. Зависимости выхода газов из образцов полиэтилена и процентного содержания водорода в общем выходе газа от дозы гамма-облучения:

1 — гранулы полиэтилена; 2 — пленка; 3 — экструзированный полиэтилен. Сплошные линии — общий выход газа; штриховые — процентное содержание водорода.

1. Основным газообразным продуктом радиолитического разложения полиэтилена является водород. Его процентное содержание в общем объеме газов зависит от дозы облучения и составляет при $(0,3 \cdot 10^4)$ Гр 99,8%. С увеличением дозы облучения процентное содержание водорода уменьшается. При дозе $30 \cdot 10^4$ Гр оно составило 99,1%.

2. При увеличении дозы облучения общий выход газов из полиэтилена увеличивается. В исследуемом диапазоне доз выход газов составил соответственно $0,039 \text{ см}^3/\text{г}$ и $1,85 \text{ см}^3/\text{г}$.

3. При увеличении дозы облучения повышается выход углеводородных соединений типа C_2H_6 и др.

4. При радиолитическом разложении полиэтиленовых гранул выделяется меньше газов по сравнению с экструзированным полиэтиленом. Например, при $30 \cdot 10^4$ Гр выход газов из гранул составил $1,48 \text{ см}^3/\text{г}$, а из кабельной полиэтиленовой изоляции $1,85 \text{ см}^3/\text{г}$. Зависимости выхода газа из образцов и процентного содержания водорода в общем объеме газа от дозы гамма-облучения представлены на рис. 1.

Исследования электрической прочности облученной полиэтиленовой изоляции показывают, что при увеличении дозы облучения электрическая прочность снижается [1]. Это указывает на то, что радиолитическое разложение полиэтилена, сопровождающийся деструкцией его молекул и образованием газообразных веществ, ведет к образованию внутренних дефектов, влияющих на процесс пробоя изоляции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гордеев Г.М., Иванова С.Н., Алмазов В.И. Электрическая прочность изоляции проводов при гамма-облучении. — Изв. вузов. Энергетика, 1978, вып. 8, с. 119—121.

ОПТИМИЗАЦИЯ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МОЩНОСТИ МЕЖДУ ЦЕПЯМИ ПЕРЕМЕННОГО И ПОСТОЯННОГО ТОКА В СОВМЕЩЕННЫХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧАХ С КРИОГЕННЫМИ КАБЕЛЯМИ

Исследованиями, проведенными в СССР и за рубежом, доказана техническая осуществимость электропередач со сверхпроводящими кабелями (СПК). Однако начало их практического внедрения сдерживается из-за недостаточно хороших технико-экономических показателей, что в значительной степени объясняется недоиспользованием дорогостоящего сверхпроводящего материала.

Повысить эффективность использования сверхпроводящего материала и, следовательно, экономичность электропередач с СПК, как показано в [1], можно путем создания совмещенных электропередач переменного и постоянного тока. При этом степень повышения экономичности зависит от ряда показателей, например, длины линии, передаваемой мощности и распределения ее между цепями переменного и постоянного тока.

При проектировании совмещенных электропередач заданной пропускной способности важно распределить общую мощность между цепями переменного и постоянного тока таким образом, чтобы обеспечить минимум стоимости передачи 1 кВт·ч электроэнергии.

Рост доли постоянного тока в общей мощности совмещенной электропередачи приводит к снижению стоимости СПК и потерь электроэнергии и к одновременному повышению затрат на подстанционное оборудование. Характер изменения этих составляющих и их влияние на технико-экономические характеристики электропередачи в целом различны.

Зависимости, характеризующие экономическое распределение мощности между цепями переменного и постоянного тока в совмещенной электропередаче, в ряде случаев сложны или вообще не могут быть получены аналитически. В первую очередь это касается электропередач с СПК, выполненных жесткими сверхпроводниками второго рода. При решении задачи оптимизации распределения мощности в совмещенной электропередаче приходится иметь дело с независимыми переменными, изменяющимися дискретно. А, как известно [2], аппарат классического математического анализа приспособлен к решению задач оптимизации с непрерывным изменением независимых переменных.

Поэтому для решения данной задачи используем метод динамического программирования [3]. Преимущество его заключается

в том, что здесь однократная оптимизация функции многих параметров заменяется многошаговой оптимизацией функции меньшего числа параметров. Кроме того, что важно для решения задачи, метод динамического программирования позволяет получить решение для совокупности исходных нагрузок электропередачи и их длин.

Целевую функцию распределения мощности между цепями переменного и постоянного тока в совмещенной электропередаче на стадии проектирования представим в виде

$$Z = \sum_{i=1}^n Z_i(P_i),$$

где Z_i — функция приведенных затрат для i -й цепи, которая может быть задана формулой, таблицей или графиком.

Математически задача оптимизации формулируется так:

$$\min \sum_{i=1}^n Z_i(P_i),$$

при ограничениях

$$\sum P_i = P_{\max} ; \quad (1) \quad P_i \leq P_{i\max} ; \quad (2)$$

$$P_i > 0.$$

Ограничение (1) характеризует первый закон Кирхгофа, а (2) показывает, что нагрузки в отдельных цепях не должны превышать технически допустимые.

Рекуррентное соотношение запишем в виде

$$h_k(P_\Sigma) = \min \{ h_{k-1}(P_\Sigma - P_k) + Z_k(P_k) \},$$

где Z_k — функция приведенных затрат в k -й цепи при передаче по ней мощности P_k ; P_Σ — суммарная мощность, передаваемая по цепям переменного и постоянного тока; h_k, h_{k-1} — значения целевой функции на k -м и $(k-1)$ -м шаге оптимизации. Вычислительный процесс представляет собой случай одномерного динамического программирования и реализован на ЭВМ.

В результате проведенных расчетов получены оптимальные мощности цепи постоянного тока в суммарной мощности совмещенной электропередачи для разных номинальных напряжений и длин СПК. Некоторые результаты расчетов даны на рис. 1.

При этом в качестве расчетной принята схема электропередачи, приведенная на рис. 2. Она состоит из источника 1, подстанций переменного тока 2 и 3, преобразовательных подстанций постоянного тока 4 и 5, компенсирующего устройства 6 и сверхпроводящего кабеля 7. Конструктивные особенности последнего описаны в [1]. Используемая в расчете исходная технико-экономическая информация бралась из [4, 5].

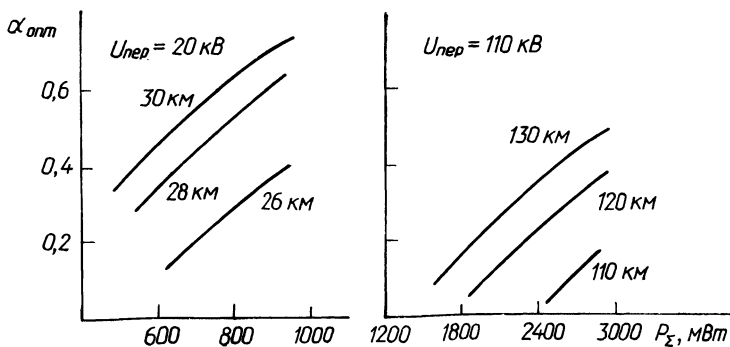


Рис. 1. Оптимальные значения мощности постоянного тока в суммарной мощности совмещенной электропередачи.

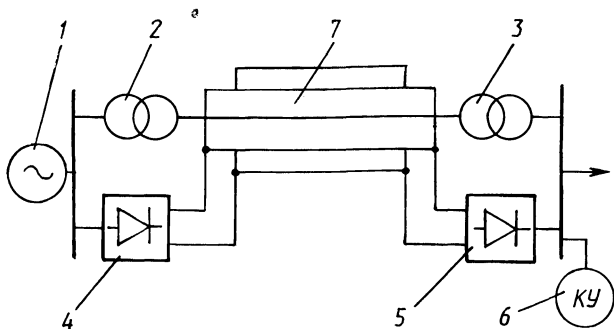


Рис. 2. Схема электропередачи.

Из приведенных результатов видно, что при увеличении пропускной способности и длины электропередачи относительная часть мощности, передаваемая на постоянном токе, повышается.

ЛИТЕРАТУРА

1. Федин В.Т., Лычев П.В. Повышение эффективности использования сверхпроводящего материала токопроводов генераторного напряжения. — В кн.: Создание сверхпроводящего токопровода генераторного напряжения. М.: ЭНИН, 1981, с. 14—16.
2. Падалко Л.П. Математические методы оптимального планирования и эксплуатации энергосистем. — Минск: Выш. шк., 1973. — 200 с.
3. Вентцель Е.С. Введение в исследование операций. — М.: Сов. радио, 1964. — 388 с.
4. Справочник по проектированию электроэнергетических систем/Под ред. С.С.Рокотяна, Н.М.Шапиро. — М.: Энергия, 1977. — 288 с.
5. Савельев А.Я. Влияние вариации режимных и конструктивных параметров сверхпроводящего кабеля на технико-экономические показатели криогенных электропередач. — София, 1977, с. 141—172.

АЛГОРИТМ И ПРОГРАММА ОЦЕНКИ НАДЕЖНОСТИ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

Разработаны алгоритм и программы определения показателей надежности электроснабжения потребителей с использованием реальных статистических данных об авариях и отказах в электрических сетях и с учетом преднамеренных отключений, связанных с проведением ремонтно-профилактических мероприятий.

Показатели надежности объектов электрической сети. Рассматривается радиальная схема, включающая следующие объекты: воздушные и кабельные линии электропередачи напряжением 6—10 кВ, 35 кВ, 110 кВ, тупиковые и ответвительные трансформаторные подстанции. Потребитель — трансформаторная подстанция 6—10/0,4 кВ. Схема замещения воздушной и кабельной линии электропередачи представляется в виде цепочки последовательно соединенных в смысле надежности блоков, каждый из которых отражает надежность совокупности одноименных элементов. Последовательное соединение элементов объясняется тем, что отказ в работе любого из них приводит к отказу всего объекта. Показатели надежности отдельных объектов электроэнергетической системы определяются исходя из структуры схемы замещения и с учетом условия невозможности одновременного отказа двух и более элементов одного объекта.

Для аварийных отключений λ_0 — частота отказов, 1/год; $T_{во}$ — средняя длительность вынужденных отключений, ч; $K_{во}$ — коэффициент аварийных отключений:

$$\lambda_0 = \sum_{i=1}^K \lambda_i ; \quad (1)$$

$$T_{во} = \frac{1}{\lambda_0} \sum_{i=1}^K T_{vi} \lambda_i ; \quad (2)$$

$$K_{во} = \frac{\lambda_0 T_{во}}{8760} , \quad (3)$$

где i — индекс блока в схеме замещения объекта.

Для плановых отключений μ_0 — частота преднамеренных отключений, 1/год; $T_{по}$ — средняя длительность плановых отключений, ч; $K_{по}$ — коэффициент плановых отключений;

$$\mu_0 = \begin{cases} \max(\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_j) & \text{при максимальном совмещении ремонтов;} \\ \sum_{j=1}^m \mu_j & \text{без совмещения ремонтов;} \end{cases} \quad (4)$$

$$T_{п0} = \begin{cases} \max(T_{п1}, T_{п2}, \dots, T_{пj}) & \text{при максимальном совме-} \\ & \text{щении ремонтов;} \\ \frac{1}{\mu} \sum_{j=1}^m T_{пj} \mu_j & \text{без совмещения ремонтов;} \end{cases} \quad (5)$$

$$K_{п0} = \frac{\mu_0 T_{п0}}{8760},$$

где μ_j , $T_{пj}$ — частота (1/год) и средняя длительность (ч) плановых отключений объекта для проведения j -го вида ремонтных работ.

Показатели надежности электроснабжения. Анализ радиальной расчетной схемы электроснабжения позволяет выделить в ней фрагменты, имеющие схемы замещения трех видов. Блок-схема замещения расчетной схемы состоит из последовательно соединенных блоков, каждый соответствует определенному фрагменту, который в дальнейшем будет называться уровнем системы электроснабжения.

Уровень, содержащий нерезервируемую линию электропередачи, представляется схемой замещения первого типа и изображается единственным блоком, который отражает аварийные ситуации и преднамеренные отключения, связанные с проведениями ремонтов на ЛЭП. Показатели надежности уровня первого типа определяются с использованием выражений (1) — (6).

Уровень системы электроснабжения, включающий две одноцепные воздушные ЛЭП или две кабельные линии, проходящие по раздельным трассам, изображается двумя параллельными блоками в расчетной схеме, каждый из которых отражает события, происходящие на отдельной линии электропередачи.

Частота вынужденных перерывов электроснабжения и их средняя продолжительность для рассматриваемого варианта определяются из выражений, где индекс указывает на порядковый номер объекта в схеме замещения:

$$\lambda = \lambda_{01} / (K_{в2} + K_{п2}) + \lambda_{02} (K_{в1} + K_{п1});$$

$$T_{в} = \frac{1}{\lambda} [T_{вв} (\lambda_{01} K_{в2} + \lambda_{02} K_{в1}) + (T_{в1,п2} \lambda_{01} K_{п2} + T_{в2,п1} \lambda_{02} K_{п1})],$$

где $T_{вв}$ — средняя длительность одновременного вынужденного простоя двух объектов с учетом наложения отказа одного на плановый ремонт другого, определяется по [1] в зависимости от соотношения $T_{во}$ и $T_{по}$.

Уровень системы электроснабжения, включающий воздушную ЛЭП на двухцепных опорах или одноцепные воздушные или кабельные линии, проходящие по одной трассе, изображается на расчетной схеме замещения тремя блоками. Два блока, соединенные параллельно, каждый из которых отражает события, происходящие на отдельной линии электропередачи, расположены последователь-

но с третьим блоком, отражающим одновременные отказы обоих объектов.

Показатели надежности определяются как

$$\lambda = 2\lambda_0 K_{п0} (1-K) + K\lambda_0; T_v = \frac{1}{\lambda} [2\lambda_0 K_{п0} T_{в,п} (1-K) + K\lambda_0 T_{в0}],$$

где $K = \lambda_2 / \lambda_0$ — коэффициент, определяющий долю отказов с частотой λ_2 , приводящих к одновременному простоя обеих цепей двухцепной ВЛ.

Следует отметить, что для объектов распределительных сетей 10 кВ показатели надежности, рассчитываемые по (1) — (3), являются средними по энергорайону. В условиях реализации программы комплексной автоматизации и телемеханизации распределительных сетей отдельные объекты в разной степени оснащены устройствами автоматического секционирования, АПВ, АВР и др. При определении средней длительности аварийного отключения объекта это учитывается поправочным коэффициентом K_H , который для каждого конкретного участка рассматриваемой сети в зависимости от уровня обслуживания и степени автоматизации принимает следующие значения: при $T_{вн} \geq 6$ ч $K_H = 1,2$; при 6 ч $> T_{вн} \geq 2$ ч $K_H = 1,0$; при $T_{вн} < 2$ ч $K_H = 0,8$. С целью учета влияния надежности трансформаторных подстанций в расчетной схеме каждая подстанция представляется отдельным уровнем, характеризующимся показателями: частотой и средней длительностью погашения потребителей, рассчитанными логико-аналитическим методом с учетом ремонтных режимов [2]:

Программное обеспечение. Программы, реализующие задачу, составлены на языке ПЛ/1, ФОРТРАН, АССЕМБЛЕР с использованием дисковой операционной системы ДОС/ЕС. В состав комплекса технических средств входят: ЭВМ серии ЕС, устройства ввода и вывода информации с ПЛ, ПК, накопители на МД и МЛ, АЦПУ, пультовая пишущая машина. Программный комплекс состоит из нескольких программ. Каждая программа реализует некоторый самостоятельный этап алгоритма решения задачи, заканчивающийся либо получением массива данных на одном из внешних носителей ЭВМ, либо печатью результатов в виде табуляграммы.

Программа ввода исходных данных [3] осуществляет ввод с ПЛ закодированной части карт отказа КОЭ-76 (78, 79), выявление логических и случайных ошибок в информации на ПЛ, запись, накопление и корректировку данных в информационных архивах на МД и МЛ. Макеты карт отказа, содержащие ошибки, перфорируются на ПЛ для оперативной передачи их в соответствующие энергопредприятия с целью корректировки.

Информация архива карт отказа обрабатывается по мере поступления запросов. Показатели надежности объектов электрических сетей рассчитываются дифференцированно: по классу напряжения для кабельных линий электропередачи, а также по числу цепей, материалу опор, типу провода и изоляторов для воздушных

линий. Результатом работы программы становится сводная таблица показателей надежности воздушных и кабельных линий электропередачи, которая является рабочим документом при формировании карты исходных данных.

Карта исходных данных состоит из двух частей: расчетной схемы электроснабжения и таблицы показателей надежности. Расчетная схема представляет собой такое универсальное изображение схемы электроснабжения, в котором путем исключения лишних элементов можно добиться построения реального пути питания потребителя электроэнергией.

Вторая часть карты исходных данных — таблица показателей надежности, в которой каждому уровню расчетной схемы электроснабжения соответствует группа показателей надежности. Для заполнения таблицы карты используются рабочие таблицы показателей надежности ЛЭП и подстанций. В таблице заполняются только те строки, которые соответствуют существующим уровням в реальной схеме. В конце таблицы записывается значение поправочного коэффициента K_n .

Для проведения расчетов по оценке надежности электроснабжения в соответствии с заданной схемой числовые данные из таблицы карты переносятся на перфокарты и вводятся в ЭВМ.

Программа производит расчет показателей надежности отдельных уровней и всей схемы электроснабжения с выдачей на печать соответствующих табуляграмм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Розанов М.И. Надежность электроэнергетических систем. — М.: Энергия, 1974. — 176 с.
2. Гук Ю.Б., Лосев Э.А., Мясников А.В. Оценка надежности электроустановок. — М.: Энергия, 1974. — 200 с.
3. Севрюк Э.Б., Шатковский В.И. Вопросы повышения достоверности и полноты информации о надежности энергообъектов в энергосистемах. — В кн.: Совершенствование хозяйственного механизма в энергосистеме. Гродно: Гродн. гос. ун-т, 1980, с. 44—47.

УДК 621.181.7:662.946.004.69

Г.Ю.ВАРАНКИН, Л.В.ГАЧКОВА,
Е.Н.ТОЛЧИНСКИЙ, канд.техн.наук (БелЭНИИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ НА МОДЕЛИ АЭРОДИНАМИКИ ТОПОЧНОЙ КАМЕРЫ КОТЛА БКЗ-75-39Ф ПРИ ФРОНТАЛЬНОМ РАСПОЛОЖЕНИИ ВИХРЕВЫХ ГОРЕЛОК

Ухудшение качества твердого топлива, поступающего в последние годы на тепловые электрические станции, по сравнению с качеством топлива, заложенного в проектах этих ТЭС, вызывает серьезные осложнения в работе топливосжигающих установок. Среди

прочих мероприятий, направленных на повышение надежности, экономичности и тепловой мощности котельных агрегатов, работающих на топливах ухудшенного качества, является применение вихревых горелочных устройств.

Известно [1], что вихревые горелочные устройства обеспечивают интенсивное перемешивание топлива с воздухом, развитый фронт горения, хорошее заполнение топki благодаря малой дальнoбойности и большому углу раскрытия факела, способствующих надежной стабилизации факела в широком диапазоне изменения нагрузки котла. Предпринятое исследование на изотермической модели (масштаб 1:10) топki котла БКЗ-75-39ФБ было направлено на выявление аэродинамической структуры потоков в объеме топki, обусловленной работой и взаимодействием двух круглых вихревых горелок, установленных в один ярус на фронтальной стенке топочной камеры.

Схема экспериментального стенда для исследования аэродинамики топki представлена на рис. 1. Так как назначение стенда универсальное, то в нем имеются устройства (нагреватели и др.), пред-

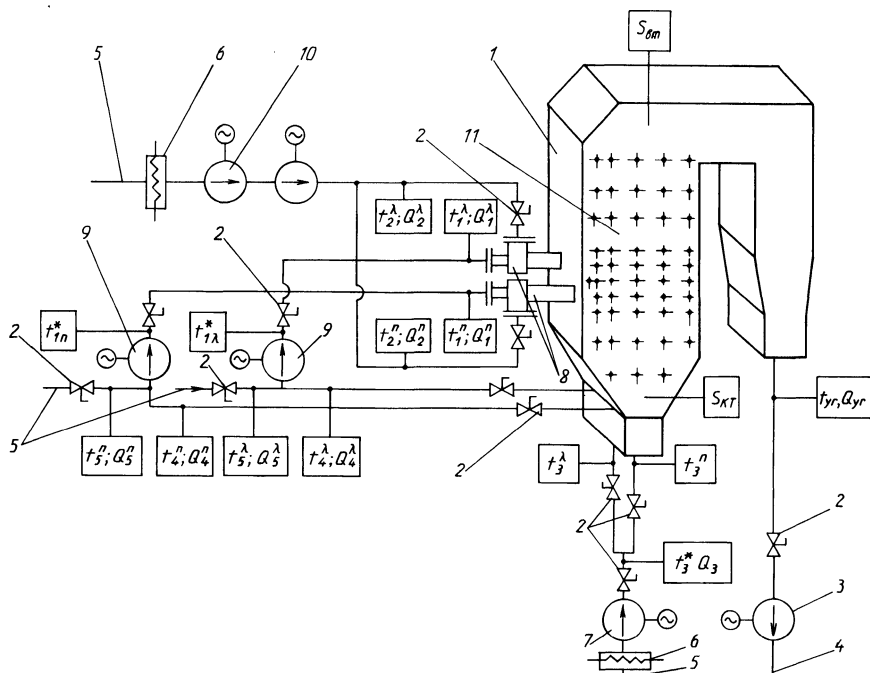


Рис. 1. Схема экспериментального стенда для исследований аэродинамики топочных устройств на изотермических моделях:

1 — модель топki; 2 — регулирующий шибер; 3 — дымосос; 4 — выброс в атмосферу; 5 — забор воздуха из окружающего пространства; 6 — нагреватель электрический; 7 — вентилятор воздуха под дожигательные решетки; 8 — горелки; 9 — вентиляторы центральных каналов горелок; 10 — вентиляторы вторичного воздуха; 11 — стенка из оргстекла с лючками для замеров шаровым зондом.

назначенные для решения и других задач, связанных, например, с изучением смешения потоков и исследованием влияния отборов газов на рециркуляцию.

Для сохранения подобия аэродинамической картины течения на модели было выдержано (при условии геометрического подобия модели и образца) равенство отношений количеств движения потоков в сходственных сечениях каналов горелочных устройств и топки [2]. Экспериментальная проверка моделей топки и горелок показала на автомодельность (относительно Re) течения среды в сходственных сечениях, о чем свидетельствовала независимость критерия Eu от изменения в широком диапазоне критерия Re . Это обеспечивало возможность изменения режимов работы модели топки, соответствующих работе котла от $D_{ном}$ до $0,5D_{ном}$.

Двухпоточные горелочные устройства, установленные на фронтальной панели модели топки, выполнены в виде двух осесимметричных цилиндрических каналов, оснащенных аксиальными лопаточными аппаратами, установленными на выходе из каналов, причем таким образом, что продолжения периферийных каналов образуют смешительную камеру длиной $l_{к}/D_{г} = 0,333$, где $D_{г}$ — калибр горелки. Центральный (первичный) канал служит для подачи аэросмеси, закручивание потока в котором осуществляется пятью лопатками, установленными под углом 50° к оси горелки. С таким же углом наклона установлены 16 лопаток на периферийном (вторичном) канале. Конструктивные параметры крутки аксиальных аппаратов для вторичного и первичного каналов соответственно составляют $n_{к}^I = 2,35$; $n_{к}^{II} = 2,48$. Отношение скоростей вторичного и первичного потоков для режима работы модели топки, соответствующего 100 %-ной нагрузке котла, равно $W_{II}/W_I = 1,43$. Доля организованного воздуха, подаваемого под дожигательную решетку во всех режимах работы модели топки, составляла $0,1V^0$. Поля относительных аксиальных V_a/W_0 , тангенциальных V_t/W_0 , полных

V/W_0 скоростей и статических давлений $\frac{(P_{ст} - P_a)}{\rho W_0^2}$ снимались при

помощи пятиканального шарового зонда в 64 точках (через каждые 10 мм) в горизонтальных сечениях топки на расстоянии от $X/2R = 0,167$ до $X/2R = 4,0$, а по высоте топки от $Z/2R = -3,0$ до $Z/2R = 4,0$, при среднерасходной скорости в устье горелки $W_0 = 41,5$ м/с, соответствующей 100 %-ной нагрузке котла с воздушной сушкой топлива ($R = 60$ мм — радиус устья модели горелки). Шаровой зонд вводился в топочный объем через правую боковую стенку модели, снабженную соответственно расположенными лючками. Обработка результатов измерений производилась по программе с использованием ЭВМ ЕС-1022.

Поля скоростей в горизонтальной плоскости, проходящей через оси горелок (рис. 2), характеризуются симметричностью относи-

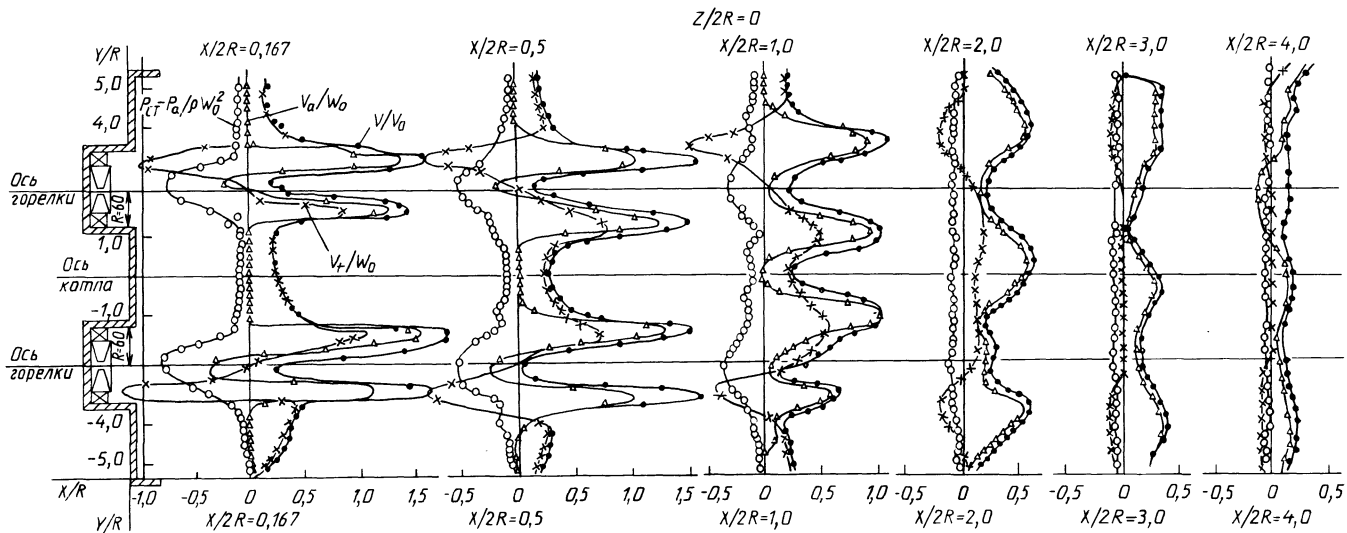


Рис. 2. Эпюры распределения относительных полных (V/W_0), аксиальных (V_a/W_0), тангенциальных (V_t/W_0) скоростей и статических давлений ($\frac{P_{ст} - P_a}{\rho W_0^2}$), измеренных в горизонтальной плоскости, проходящей через оси горелок ($Z/2R = 0$). (Воздушная сушка; 100%-ная нагрузка; $W_0 = 41,5$ м/с).

тельно осей горелок и топки. В целом полученная картина, свойственна взаимодействию двух вихревых разнонаправленных потоков, которая характеризуется наличием зон обратных токов в присосевых областях горелок и провалов скоростей в межгорелочном пространстве, что определяет эффективность процесса смещения потоков. Максимальные значения тангенциальных скоростей наблюдаются у внешних границ горелочных устройств $Y/R = 1$, причем изменение направления тангенциальной скорости происходит на геометрических осях горелок. Такая картина наблюдается вплоть до сечения $X/2R \approx 2$, а при $X/2R = 3,0$ крутка практически затухает. Ярко выраженные обратные токи (отрицательные аксиальные скорости) наблюдаются в присосевых зонах горелочных устройств. Обратные токи вырождаются по мере удаления от фронтальной стены и исчезают при $X/2R \approx 1,0$, однако провалы аксиальных скоростей наблюдаются и на расстоянии более $X/2R = 3,0$ от фронтальной стены топки.

В пристенных областях, за счет взаимодействия закрученного потока с боковыми стенками топки, средний уровень скорости падает, причем изменение тангенциальной составляющей противоположно по сравнению с картиной взаимодействия двух закрученных потоков в открытом пространстве.

Дальнобойность факела, вычисленная из условия $n = 0,2W_0$, составляет примерно 3—3,5 калибра горелки. Ширина провала аксиальных скоростей в межгорелочной зоне (в окрестностях оси топки в плане) имеет максимальное значение, равное $2,5D_r$ в сечении $X/2R = 0,167$ и по мере удаления от фронта котла уменьшается до значения $1,0D_r$ в сечении $X/2R = 1,0$, а к сечению $X/2R = 2,0$ полностью вырождается, однако провалы аксиальных скоростей в присосевых зонах горелочных устройств сохраняют ярко выраженный характер и затухают лишь в сечении $X/2R = 4,0$.

Наиболее полное представление о вихревых процессах в топочном пространстве получено путем построения проекций векторов полных скоростей V/W_0 на боковые стенки топки (рис. 3). Из анализа рис. 3, а—г видно, что взаимодействие двух разнонаправленных закрученных потоков, вытекающих из вихревых горелок и сносящих струй из-под дожигательной решетки при наличии разрежения в верхней части топки, создаваемого дымососом, вызывает образование двух встречно направленных вихрей в нижней и в верхней частях топки (выше и ниже горизонтальной плоскости, проходящей через оси горелок). За счет образования зон пониженного давления вблизи устья горелок (рис. 2) образуется перенос вихрями к корню факела энергии закрученных струй, что в реальных топках должно способствовать лучшему воспламенению и стабилизации факела.

Проекция векторов полной скорости на вертикальные плоскости, проходящие по границам горелок (рис. 3, в, г), имеют высокие абсолютные значения и противоположное направление в при-

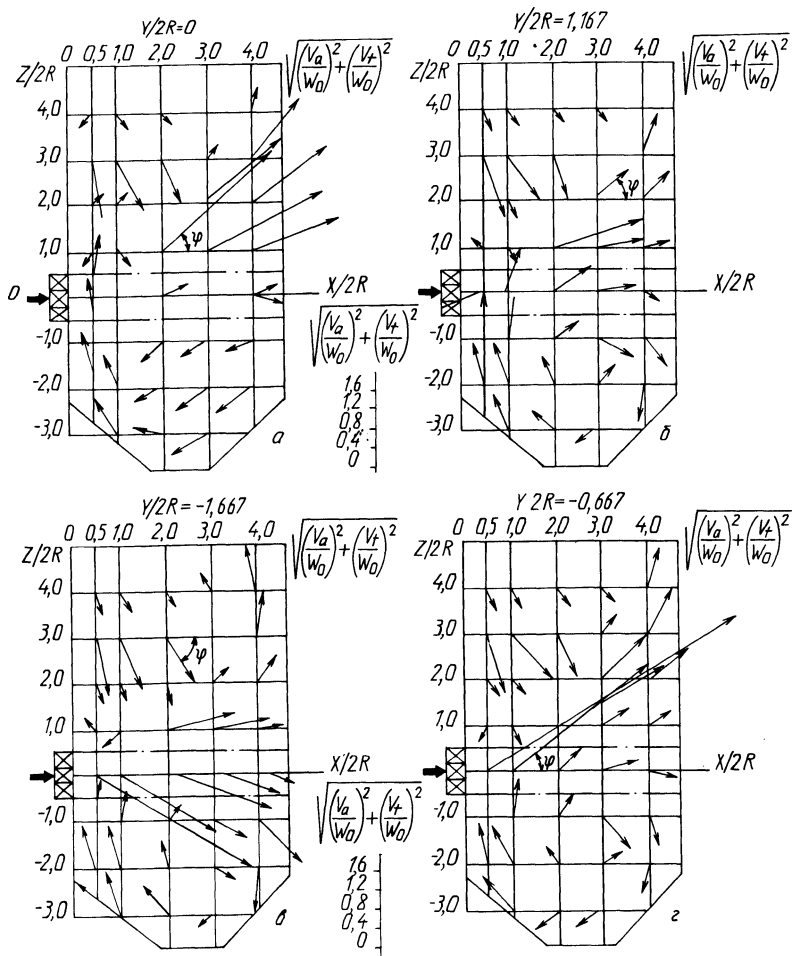


Рис. 3. Проекция главных векторов скорости на боковую стенку топки в вертикальных сечениях: а — по оси топки; б — по оси правой горелки; в, г — по ближней и дальней (от правой стенки) касательным к устью правой горелки. (Моделирование воздушной сушки при 100 %-ной нагрузке)

осевых зонах, что обусловлено высокими абсолютными значениями тангенциальных разнонаправленных скоростей, характеризующих локальную интенсивность крутки.

ЛИТЕРАТУРА

1. А х м е д о в Т.Б. Использование эффекта взаимодействия вихрей в топках котельных агрегатов. — Электрические станции, 1973, № 6, с. 29—32.
2. С у й Х.Н., И в а н о в Ю.В. Аэродинамика топочной камеры при односторонней и двусторонней схемах размещения горелок. — Теплоэнергетика, 1970, № 7, с. 27—31.

К ВОПРОСУ СИНТЕЗА СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯМИ

Развитие преобразовательной техники в настоящее время находит свое выражение и в большом количестве разрабатываемых устройств и принципов управления преобразователями. Одним из направлений в разработке систем управления является создание одноканальных систем управления. Принцип одноканального управления предусматривает уменьшение числа каналов фазового сдвига выходных импульсов, что снижает число операций по преобразованию информации и повышает точность преобразования. Структура ОСУ является более гибкой по сравнению со структурой многоканальных систем, что и привело к появлению большого числа одноканальных систем управления, отличающихся разнообразной структурой выполнений [1] .

Следует отметить два существенных недостатка, которые наблюдаются при разработке новых систем управления преобразователями. Во-первых, одноканальность систем управления по традиции рассматривается, как правило, только по отношению фазового сдвига различных выходных импульсов. Другие функции (например, ограничение углов открывания вентилей, формирование длительности и формы импульсов управления и так далее), выполняемые системой управления, не рассматриваются с точки зрения одноканальной их реализации. Во-вторых, реализация новых предлагаемых принципов управления с учетом всех выполняемых системой управления функций осуществляется не лучшим образом, так как отсутствует общий основополагающий подход к синтезу устройств управления.

В основу синтеза и анализа систем управления должно быть положено основное понятие, которое является общим для всех устройств управления преобразователями. Любая система управления содержит фазосдвигающее устройство, или фазосдвигающие ячейки (ячейки задержки). Поэтому вполне закономерно характеризовать работу системы управления через состояния фазосдвигающих ячеек. Для любой фазосдвигающей ячейки предпочтительно выделить два состояния. Первое — состояние отсчета угла, т.е. состояние от начала отсчета угла сдвига до момента окончания отсчета (появления сигнала на выходе фазосдвигающей ячейки). Второе — пассивное состояние, т.е. от момента окончания отсчета угла фазового сдвига до момента начала нового отсчета. Отражая состояния каждой фазосдвигающей ячейки двоичной переменной P ($P = 1$ — состояние отсчета, $P = 0$ — пассивное состояние), можно описать работу системы управления через состояния системы, каждому из

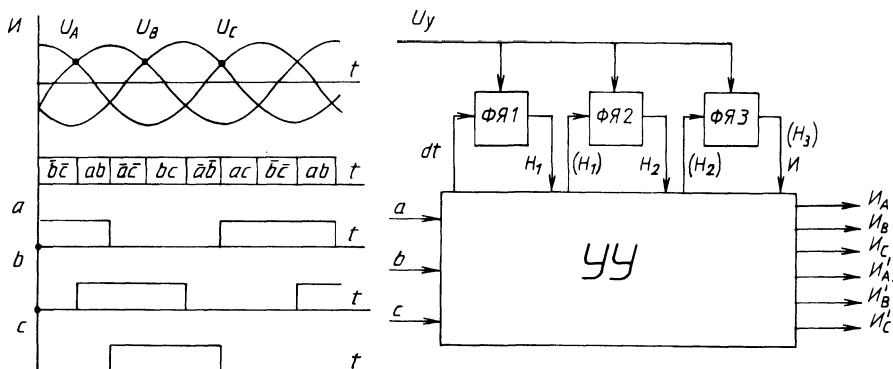


Рис. 1. Структурная схема системы управления.

которых соответствует упорядоченный набор переменных состояний фазосдвигающих ячеек.

Рассмотрим одноканальную синхронную систему управления с последовательным отсчетом углов фазового сдвига импульсов управления вентилями трехфазного мостового выпрямителя [2]. Синхронизирующие импульсы поступают на вход системы управления через 60° в моменты времени, соответствующие моментам естественного открывания вентилях трехфазного мостового выпрямителя. Число фазосдвигающих ячеек равно трем, т.е. минимальному числу при диапазоне изменения угла фазового сдвига импульса управления от 0° — до 180° (рис. 1). Примем за входные сигналы управляющего устройства УУ a, b, c сигналы длительностью 180° , соответствующие диапазону изменения углов открывания вентилях, т.е. временным интервалам анодных напряжений. На управляющие входы фазосдвигающих ячеек ФЯ1, ФЯ2, ФЯ3 подается управляющее общее напряжение управления U_y , определяющее (задающее) время сдвига (задержки) входного сигнала. Состояния фазосдвигающих ячеек описываются переменными P_1, P_2, P_3 , а их выходные сигналы H_1, H_2, H_3 также являются входными сигналами УУ. Входной сигнал dt для первой фазосдвигающей ячейки ФЯ1 формируется оператором d , отражающим изменение временных интервалов анодных напряжений: $dt = da + db + dc + da + db + dc$ или $dt = dt_1 + dt_2 + dt_3 + dt_4 + dt_5 + dt_6$, где $t_1 = ac$; $t_2 = bc$; $t_3 = ab$; $t_4 = a\bar{c}$; $t_5 = bc$; $t_6 = \bar{a}b$. Выходной сигнал третьей фазосдвигающей ячейки ФЯ3 I_3 (I) является сигналом, формирующим выходные импульсы управления $I_A, I_B, I_C, I'_A, I'_B, I'_C$, т.е. представляет собой одновременно и дизъюнкцию выходных импульсов:

$$I = I_A + I_B + I_C + I'_A + I'_B + I'_C.$$

Исходным положением для одноканальной системы управления с последовательным соединением фазосдвигающих ячеек является

следующее: входной импульс (сигнал) на любую ячейку поступает после формирования на ее выходе выходного сигнала, т.е. при $P = 0$. Данное исходное положение предполагает соответствующий выбор параметров фазосдвигающих ячеек, а из исходного положения следует определенный порядок работы системы управления. Отражая состояния системы управления упорядоченными наборами переменных состояний фазосдвигающих ячеек и учитывая порядок смены состояний, определяемый исходным положением, построим упрощенный граф H_C переходов между устойчивыми состояниями $G_1 - G_8$ системы управления (рис. 2). В полученном ориентированном связнографе можно выделить подмножества вершин (состояний) $G_1' = G_1$; $G_2' = \{G_2, G_3, G_4\}$; $G_3' = G_5, G_6, G_7$; $G_4' = G_8$, переходы между которыми формируются не сигналами синхронизации dt и выходными сигналами I . Рассматривая выделенные части графа как новые состояния, получаем граф, переходы в котором определяются только сигналами синхронизации dt и выходными сигналами I .

Работа системы управления происходит при периодическом следовании временных интервалов, которое может быть отражено ориентированным связным графом временных интервалов H_B (рис. 3). Декартово произведение графа состояний H_C (рис. 2) и графа временных интервалов H_B (рис. 3) $\pi = H_C \times H_B$ имеет своим множеством вершин произведение $\theta = G_i t_j$, состоящее из всех R -наборов $q_1 = G_1 t_j$; $q_m = G_2 t_\rho$.

В графе π имеется ребро $q_1 q_m$ только тогда, когда существует ребро $G_i G_j$ в графе H_C и $t_j t_\rho$ в графе H_B . В результате получаем граф π , который является разверткой графа H_C в последователь-

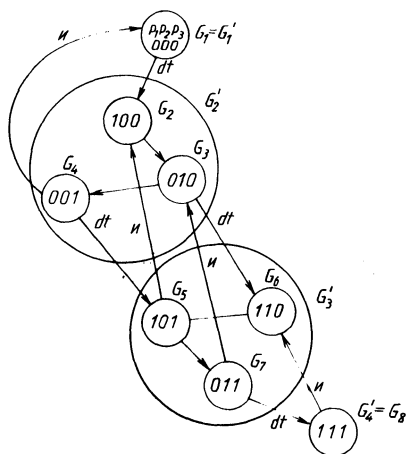


Рис. 2. Граф переходов между устойчивыми состояниями системы управления.

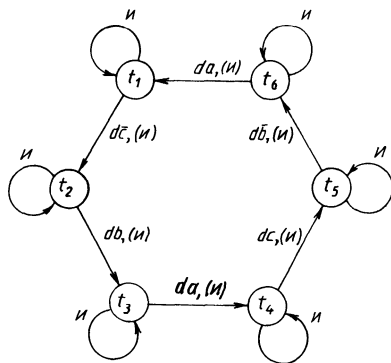


Рис. 3. Граф последовательности временных интервалов.

	P_1		P_2	
$\left. \begin{array}{l} a \\ b \\ c \end{array} \right\}$	100000	000010	100000	000001
	000010	001000	000010	100000
	—	—	—	—
	000001	100000	000001	010000
	010000	000001	010000	000100
	000100	010000	000100	001000
	001000	000100	001000	000010
	—	—	—	—

Рис. 4. Диаграмма Вейча для функций $S_A, S_B, S_C, S'_A, S'_B, S'_C$.

ности временных интервалов. Учитывая исходное положение для рассматриваемой системы, можно сделать вывод, что выходные импульсы $I_A, I_B, I_C, I'_A, I'_B, I'_C$ следуют во времени в том же порядке, что и входные $da, db, dc, db, d\bar{a}, d\bar{c}$, а состояние фазосдвигающего устройства отражает число импульсов, над которыми производится операция сдвига фазы. Так как в полученном разверну-

том графе все состояния отнесены к временным интервалам, а текущий временной интервал определяет последний поступивший на вход системы импульс dt , то по состоянию фазосдвигающего устройства и временному интервалу легко идентифицируется импульс I_i (рис. 4). Выходной импульс представляется конъюнкцией: $I_i = IS_i$, где S_i — функция выбора для i -го вентиля. Если обозначить временной интервал, соответствующий началу отсчета угла сдвига для данного выхода, через t_i , то

$$S_i = t_i \bar{p}_1 \bar{p}_2 + t_{i+1} (P_1 \bar{P}_2 + \bar{P}_1 P_2) + t_{i+2} P_1 P_2,$$

где t_{i+1} — следующий второй временной интервал для данного выхода; t_{i+2} — третий выходной интервал для данного выхода.

Таким образом, на данном конкретном примере показано, что анализ и синтез систем управления на основе понятия состояния фазосдвигающей ячейки позволяет находить наиболее полные и обоснованные решения [3] за счет использования всей имеющейся информации о работе системы управления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Булатов О.Г., Лабунцов В.А., Пономаренко А.И. Развитие одноканальных систем управления вентиляльными преобразователями. — Электричество, № 9, 1980, с. 12—16.
2. Лабунцов В.А., Нопираковский И. Магнитно-полупроводниковая система управления вентиляльными преобразователями. — Электричество, 1965, № 2, с. 8—12.
3. А.с. 928602 (СССР). Способ одноканального синхронного управления вентиляльными преобразователями и устройство для его осуществления/Н.Н.Михеев. — Оpubл. в Б.И., 1982, № 18.

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЕ СОПОСТАВЛЕНИЕ РАЗЛИЧНЫХ МНОГОАМПЕРНЫХ ТОКОПРОВОДОВ ПРОМПРЕДПРИЯТИЙ

Для технико-экономического сопоставления и анализа приняты различные конструкции многоамперных токопроводов. В частности, рассматриваются многопроводные гибкие токопроводы и жесткие шинопроводы, обычные и сверхпроводящие кабельные линии биполярной и коаксиальной конструкций. Эти питающие линии работают на постоянном и переменном напряжении при примерно одинаковой передаваемой мощности и длине токоподводящей линии (табл. 1),

Боле подробно исследуемый сверхпроводящий биполярный токопровод сравнивается с многоамперной жесткой алюминиевой ошиновкой длиной порядка 175 м и потребляемой мощностью около 150 МВт.

В табл. 1 (см. 6, 7, 8, 10-й столбцы), кроме жесткого прямоугельного шинопровода, гибких многопроводных токопроводов 6—10 кВ и кабелей ААШв, приведены технико-экономические показатели (ТЭП) сверхпроводящих кабелей в виде дроби, у которой в числителе даны численные результаты для одного, а в знаменателе — для двух кабелей в электроснабжающей цепи. При анализе этих результатов для одного кабеля в сверхпроводящей линии (табл. 1) видно, что суммарные капитальные затраты на 1 км в сверхпроводящий биполярный и коаксиальный токопроводы без учета токопроводов при напряжении соответственно 0,85 кВ постоянного и 6—35 кВ переменного тока меньше, чем в жесткий токопровод (шинопровод).

Для жесткого шинопровода численные результаты по годовым эксплуатационным расходам на 1 км длины с учетом отчислений на капитальный ремонт и реновацию [1—3] определяются по выражению

$$\Gamma_{\text{экс}} = p_a K, \quad (1)$$

где p_a — норма амортизационных отчислений; K — капитальные затраты на 1 км длины шинопровода.

Разовый ущерб $У$ (T_B) от перерыва электроснабжения (считаем, что отключилось только технологическая нагрузка мощного электроемкого производства промпредприятия) продолжительностью $8 < T_B \leq 60$ ч [4] оценивается зависимостью

$$У(T_B) = [y_a(T_B) + y_B(T_B)T_B] \Pi_a, \quad (2)$$

где $y_a(T_B)$ — составляющая, обусловленная фактором внезапности нарушения электроснабжения, тыс.руб/(раз · т/ч); $y_B(T_B)$ —

Таблица 1.

Технико-экономические показатели различных многоамперных токопроводов

Напря- жение, кВ	Наименование токо- провода (шинопро- вода)	Материал, тип, число проводов	Пере- дава- емая мощ- ность, МВт	Длина линии, км	Капиталь- ные затра- ты, тыс.руб/км, К	Годовые эксплуа- тацион- ные рас- ходы, Г _{эсп} , тыс.руб/км	Приве- денные затраты, тыс.руб	Стоимость годовых потерь электро- энергии, тыс.руб/км	Сумма кап- затрат по гр. 6, 7, 9, тыс.руб/км
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	Жесткие, прямо- угольные шины	Алюминий, 10 шин	151	1,0	1034,77	25	560	378,87	1438,64
-0,85	СПК-биполярный	Nb ₃ Sn	200	1,0	888/1384	115/213	266/439	—	1003/1597
	СПК-коаксиальный	”	”	”	1237/1815	125/227	329/518	—	1362/2042
-0,44	СПК-биполярный	”	”	”	1200/1774	129/229	327/514	—	1329/2003
	СПК-коаксиальный	”	”	”	1735/2470	143/250	422/639	—	1878/2720
-0,22	СПК-биполярный	”	”	”	1896/2398	163/257	466/635	-	2059/2655
	СПК-коаксиальный	”	”	”	2757/3467	182/286	614/825	—	2939/3753
	Гибкий многопро- водный	A-600; 10 про- водов	116	1,01	295,9	40,0	121,0	84,3	420,2
~6,0	Кабель	ААШв; 3 x 240	”	”	865,0	158,0	239,0	44,5	1067,5
	СПК-коаксиальный	Nb ₃ Sn	200	1,0	922/2098	114/252	271/585	—	1036/2350
	Гибкий многопро- водный	A-600; 8 про- водов	156	1,2	380,0	56,3	145,0	88,5	524,8
~10,0	СПК-коаксиальный		200	1,0	933/2122	114/253	273/589	—	1047/2375
	Кабель	ААШв; 3x240	156	1,2	952,7	175,0	228,0	53,0	1180,7
~20,0	СПК-коаксиальный	Nb ₃ Sn	200	1,0	965/2186	116/255	279/602	—	1081/2441
~35,0	СПК-коаксиальный	”	”	”	1019/2296	118/260	289/623	—	1137/2556

Т а б л и ц а 2.

Потери мощности, энергии и стоимость годовых потерь электроэнергии
на один км длины шинпровода

Потребитель	Ток нагрузки, кА	Плотность тока, А/мм ²	Длина ошиновки, км	Потери		Стоимость годовых потерь электроэнергии, тыс.руб/км при удельной стоимости 1 кВт ч	
				кВт/км	кВт·ч/км	0,005 руб.	0,011 руб.
1	162	0,448	0,173	3741	32768175	163,84	360,45
2	164	0,455	0,173	3799	33282933	166,41	366,11
3	172	0,478	0,175	3932	34442681	172,21	378,87
Для СПК	176	5851,1	0,175	—	—	—	—

Т а б л и ц а 3.

Технико-экономические характеристики ожижителей гелия

Холодопроизводительность Q, Вт	Потребляемая мощность P, кВт	P/Q, Вт/Вт	Стоимость C, тыс. руб.	C/Q, руб./Вт	Литература
320	185,0	570	200 тыс.долл.	565	[6]
360	184,0	512	180,0	500	[6]
336	295,7	880	181,46	540	Исследуемый

составляющая, обусловленная продолжительностью нарушения электроснабжения, тыс. руб/(ч·т/ч); T_B — время нарушения электроснабжения, ч; Π_a — производительность промышленного предприятия, т/ч.

Приведенные затраты в жесткий шинпровод

$$Z_{пр} = p_n KL + \Gamma_{эсп} + Y(T_B), \quad (3)$$

где p_n — нормативный коэффициент экономической эффективности капитальных вложений, принимаемый в расчетах равным 0,15; L — расчетная длина шинпровода, км.

Исследования традиционных многоамперных шинпроводов промпредприятия показали, что при больших токах и малых напряжениях постоянного тока имеются существенные потери мощности и энергии. Для сверхпроводящего кабеля (СПК) биполярной конструкции такие потери отсутствуют (табл. 2).

Технико-экономические характеристики рефрижераторных установок для ожижения гелия, полученные автором на основании [5], вполне сопоставимы с зарубежными (табл. 3).

Из табл. 3 видно, что характеристики рефрижераторов для ожижения гелия, полученные автором, вполне конкурентоспособны.

Сравнение ТЭП различных вариантов выполнения токопроводов в виде биполярного СПК и традиционного жесткого шинпровода

Т а б л и ц а 4.

Некоторые расчетные технико-экономические показатели биполярного сверхпроводящего кабеля
и жесткого шинпровода и их сравнительный анализ

Напря- жение, кВ	Длина СПК, шино- прово- дов, м	Потреб- ляемая мощ- ность, МВт	Потреб- ляемый ток на- грузки, кА	Сечение одно- го полюса, см ²	Плот- ность тока, кА/см ²	Потери мощно- сти, кВт	Капвло- жения, К тыс.руб.	Годо- вые экс- плуа- таци- онные расхо- ды, тыс.руб.	Приве- денные затра- ты, тыс.руб.	Удельная расчетная стоимость, коп/ (кВт·ч)	Себестои- мость пере- дачи элект- роэнергии, руб/ (МВт·ч)	
88	150			0,3016		—	118,25	62,61	93,34	0,0076	0,051	
	175	140	164,7	”	546,1	—	137,96	63,23	96,92	0,0079	0,0516	
	200			”		—	157,68	63,9	100,55	0,0082	0,0521	
	173*	142*	162*	3605*		0,0448*	647*	180*	**	**	0,5*	**
	173*	144*	164*	”		0,0455*	657*	180*	**	**	0,5*	**
0,85	150			0,3016		—	118,25	62,61	94,27	0,007117	0,0476	
	175	150	176	”	585,11	—	137,96	63,23	97,85	0,00745	0,0481	
	200			”		—	157,68	63,9	101,48	0,00772	0,0486	
	175,4*	151*	172*	3605*		0,0478*	690*	181,5*	**	**	0,5*	**
	150			0,3016		—	118,25	62,61	96,59	0,0063	0,0408	
	175	175	205,88	”	682,63	—	137,96	63,23	100,17	0,00653	0,0412	
	200			”		—	157,68	63,9	103,8	0,00677	0,0417	
	150			0,377		—	133,08	63,28	101,81	0,00581	0,0361	
	175	200	235,29	”	624,12	—	155,26	63,99	105,85	0,0064	0,0365	
	200			”		—	177,44	64,76	109,94	0,00628	0,037	

П р и м е ч а н и е. * — ориентировочные данные промпредприятия; ** — отсутствие данных промпредприятий.

вода (табл. 1 и 4) дает основание сделать вывод о том, что СПК для исследованных длин (табл. 4), мощностей и напряжения 0,85 кВ по капитальным затратам (при отсутствии $\Gamma_{\text{экс}}$ и $Z_{\text{пр}}$) конкурентоспособен и целесообразен к применению в системах электроснабжения крупных электроемких производств. При этом сечение одного полюса уменьшается почти в 12 тыс. раз, потери мощности и энергии падают до нуля, а плотность тока соответственно возрастает более чем в 12 тыс. раз (табл. 4). При увеличении потребляемой мощности от 140 до 175 МВт при длине СПК до 200 м капзатраты и годовые эксплуатационные расходы не изменяются, значит есть возможность передавать повышенную мощность за счет увеличения плотности тока до 682,63 кА/см² при неизменном сечении сверхпроводника, равном 0,3016 см². При этом приведенные затраты возрастают только на 3,5 %, а капвложения в СПК меньше чем в жесткий шинопровод на 24 %. Соответственно, удельная расчетная стоимость 1 кВт·ч потребленной электроэнергии и себестоимость передачи электрической энергии уменьшаются (табл. 4).

ЛИТЕРАТУРА

1. Электротехнический справочник /Под общ. ред. П.Г.Грудинского, Г.Н.Петрова, М.М.Соколова и др. — 4-е изд., перераб. — М.: Энергия, 1972. Т. 2, кн. 2, с. 747—748.
2. Семчинов А.М. Токопроводы промышленных предприятий. — 2-е изд., перераб. и доп. — Л.: Энергия, 1972, с. 17—24.
3. Справочник по электроснабжению промышленных предприятий: Промышленные электрические сети/Под общ. ред. А.А.Федорова и Г.В.Сербиновского. — М.: Энергия, 1980, с. 77—87.
4. Методические материалы по технико-экономическому анализу надежности. — Л.: 1980, с. 11—12. — 65 с.
5. Бережной А.В., Федин В.Т. Криогенные электропередачи. — Минск: БПИ, 1977. — 103 с.
6. Казовский Е.Я., Карцев В.П., Шахтарин В.Н. Сверхпроводящие магнитные системы. — Л.: Наука, 1967, с. 246, 306.

УДК 621.313.2—544

В.Н.САЦУКЕВИЧ (БПИ)

СПЛАЙН-АППРОКСИМАЦИЯ ДИНАМИЧЕСКОЙ ПЕТЛИ ГИСТЕРЕЗИСА ДВИГАТЕЛЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА

В реверсивных тиристорных приводах постоянного тока с шунтирующими вентилями, к которым не предъявляются жесткие требования в отношении быстродействия, реверс электродвигателей осуществляется изменением направления магнитного потока. При этом ток динамического торможения протекает через шунтирующий вентиль [1]. Одним из таких приводов является электропривод оптико-обрабатывающих станков. В них якорь электродвигателя питается от индивидуального преобразователя с шунтирующей

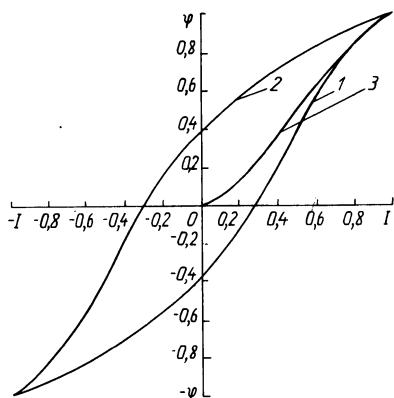


Рис. 1. Динамическая петля гистерезиса двигателя ПБСТ-23: 1 — восходящая ветвь; 2 — нисходящая ветвь; 3 — кривая намагничивания при включении обмотки возбуждения.

щим вентиляем, а обмотка возбуждения — через реверсор, выполненный на тиристорах с емкостной коммутацией [2] .

Для анализа режима динамического торможения двигателя постоянного тока [3] необходимо знать закон изменения магнитного потока при изменении тока возбуждения. Использование статической кривой намагничивания приводит к существенным погрешностям, так как в этом случае не учитывается нелинейность магнитной цепи. Неоднородность магнитной цепи двигателя постоянного тока существенно осложняет задачу учета его нелинейности при реверсе. На рис. 1 приведена динамическая петля гистерезиса двигателя постоянного тока, которая была получена при его работе в режиме генератора. Зависимость интеграла эдс генератора по времени от тока возбуждения при постоянной частоте вращения в относительных величинах — это зависимость магнитного потока $\varphi = \Phi/\Phi_n$ от тока возбуждения $I = i_B/i_{Bn}$.

Учитывая, что двигатель перемагничивается не по основной кривой намагничивания, а по соответствующей петле гистерезиса, необходимо получить аппроксимирующее выражение именно для нее. В [4] приводятся различные выражения для аппроксимации петли гистерезиса, но всем им свойствен один недостаток — они не дают аппроксимирующее выражение для ветви петли гистерезиса во всем диапазоне изменения тока возбуждения.

Как следствие этого, невозможно получить зависимость изменения индуктивности L обмотки возбуждения от значения тока в ней. Поэтому восходящую и нисходящую ветви петли гистерезиса, а также кривую изменения потока при включении обмотки возбуждения предлагается аппроксимировать кубической сплайн-функцией вида

$$\varphi(I) = \varphi_i + B_i(I - I_i) + C_i(I - I_i)^2 + D_i(I - I_i)^3,$$

где $\varphi(I)$ — значение магнитного потока на данном интервале; B_i , C_i , D_i — коэффициенты аппроксимации сплайна; φ_i — значение магнитного потока в данном узле; n — число узлов сплайна; $i =$

Таблица 1.

Коэффициенты аппроксимации петли гистерезиса двигателя ПБСТ
при $n = 10$

Восходящая ветвь петли гистерезиса			
Интервалы изменения тока	Коэффициенты		
	$B1_i$	$C1_i$	$D1_i$
от -1,00 до -0,95	0,141	1,220	-0,841
от -0,95 до -0,90	0,257	1,094	-4,608
от -0,90 до -0,29	0,331	0,403	-0,034
от -0,29 до 0,00	0,786	0,339	0,185
от 0,00 до 0,29	1,027	0,499	1,361
от 0,29 до 0,60	1,654	1,676	-3,601
от 0,60 до 0,95	1,648	-1,695	0,713
от 0,95 до 0,98	0,724	-0,946	-32,578
от 0,98 до 1,00	0,579	-3,878	-5,200
Нисходящая ветвь петли гистерезиса			
Интервалы изменения тока	Коэффициенты		
	$B2_i$	$C2_i$	$D2_i$
от -1,00 до -0,98	0,418	4,190	-5,200
от -0,98 до -0,95	0,579	3,878	-32,578
от -0,95 до -0,60	0,724	0,946	0,713
от -0,60 до -0,29	1,648	1,695	-3,601
от -0,29 до 0,00	1,654	-1,676	1,361
от 0,00 до 0,29	1,027	-0,499	0,185
от 0,29 до 0,90	0,786	-0,339	-0,034
от 0,90 до 0,95	0,331	-0,403	-4,608
от 0,95 до 1,00	0,257	-1,094	-0,841
Кривая намагничивания при включении обмотки возбуждения			
Интервалы изменения тока	Коэффициенты		
	$B3_i$	$C3_i$	$D3_i$
от 0,00 до 0,10	0,209	3,256	-3,524
от 0,10 до 0,30	0,755	2,199	-3,622
от 0,30 до 0,35	1,200	0,025	-0,520
от 0,35 до 0,40	1,198	-0,052	1,572
от 0,40 до 0,45	1,205	0,183	-5,769
от 0,45 до 0,70	1,180	-0,682	1,442
от 0,70 до 0,95	1,109	0,399	-3,035
от 0,95 до 0,98	0,740	-1,877	-19,460
от 0,98 до 1,00	0,575	-3,628	-6,904

$= 1, 2, \dots, n - 1$ — число интервалов; I — ток возбуждения, изменяющийся на каждом интервале от I_i до I_{i+1} .

Коэффициенты B_i, C_i, D_i определяются из [5] для каждого интервала.

В БПИ разработана программа SPLIN, позволяющая по заданным координатам узловых точек сплайна определить значения коэффициентов B_i, C_i, D_i и вычислить значения магнитного потока φ и его производной по току $d\varphi/dI$ для любого значения тока возбуждения в зависимости от его направления (включение или реверс). В табл. 1 приводятся значения коэффициентов B_i, C_i, D_i при числе узловых точек $n = 10$ для восходящей и нисходящей ветвей петли гистерезиса, а также для режима включения обмотки возбуждения. Погрешность аппроксимации не превышает 1,5 %.

Учитывая, что полученное аппроксимирующее выражение обеспечивает гладкость функции и ее производной во всем диапазоне изменения тока возбуждения, мы можем определить индуктивность обмотки возбуждения при включении и реверсе. Выражая магнитный поток и ток возбуждения в относительных величинах, можем записать

$$L = 2pW_{\text{ш}}\kappa_{\varphi} \frac{d\varphi}{dI} 10^{-8},$$

где p — число пар полюсов; $w_{\text{ш}}$ — число витков обмотки возбуждения; $\kappa_{\varphi} = \Phi_{\text{н}}/i_{\text{вн}}$ — коэффициент, определяемый из кривой намагничивания машины при номинальном токе возбуждения; $\Phi_{\text{н}}, i_{\text{вн}}$ — соответственно номинальный магнитный поток и номинальный ток возбуждения.

На рис. 2 приведена зависимость $L = f(I)$ при включении обмотки возбуждения и реверсе, которые позволяют учесть изменение индуктивности обмотки возбуждения в динамике при анализе режима динамического торможения. Результаты аппроксимации

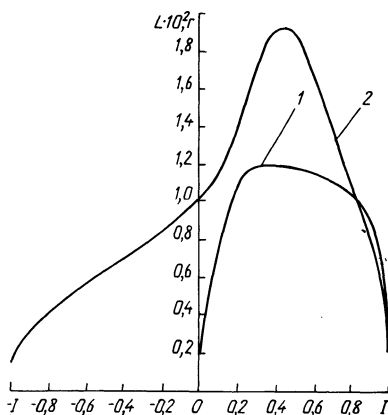


Рис. 2. Индуктивность обмотки возбуждения двигателя ПБСТ-23: 1 — при включении; 2 — при реверсе; ток I изменяется от -1 до 1 .

динамической петли гистерезиса двигателя постоянного тока были использованы при расчете режима динамического торможения двигателя типа ПБСТ на ЭВМ "Минск-32". В результате расчетов определено время динамического торможения двигателя, которое согласуется с временем торможения, полученным экспериментальным путем.

ЛИТЕРАТУРА

1. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Сацукевич В.Н. Тиристорный электропривод оптико-обрабатывающих станков с реверсором в цепи возбуждения двигателя. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Выш. шк., 1975, вып. 2, с. 174—181. 2. Иванчук Б.Н., Липман Р.А., Рувинов Б.Я. Тиристорные усилители постоянного тока. — М.: Энергия, 1964. — 96 с. 3. Анхимюк В.Л., Михеев Н.Н., Сацукевич В.Н. Реверсивный тиристорный электропривод с динамическим торможением. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Выш. шк., 1977, вып. 4, с. 112—115. 4. Филиппов Е. Нелинейная электротехника. — М.: Энергия, 1976. — 495 с. 5. Форсайт Дж., Малькольм М., Моулер К. Машинные методы математических вычислений. — М.: Мир, 1980. — 280 с.

УДК 621.133.1

Г.И.ЖИХАР, канд.техн.наук,
А.И.ЦИТВАРИС, П.В.ЖИЛИН (БПИ)

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ГОРЕНИЯ ЖИДКОГО ТОПЛИВА В ЦИКЛОННОЙ КАМЕРЕ

При оптимальном процессе горения необходимо соблюдать условие, что доля сепарированного топлива на стенке циклонной камеры q_c соответствует доле топлива, которое может сгореть на стенке по условиям диффузии кислорода b_d , т.е. необходимо соблюдать равенство $q_c = b_d$.

Если горение топлива на стенке циклонной камеры протекает до образования CO , то в этом случае на ней будет гореть по условиям подвода окислителя максимальная доля топлива, т.е. $b_d = b_d^{max}$. Если на стенке циклонной камеры горение топлива идет до равного образования CO и CO_2 , то на стенке камеры будет сгорать топливо по условиям подвода окислителя, равное $b_d = b_{расч}$.

Горение сепарированного топлива на стенке камеры до полного его сгорания маловероятно. В этом случае доля топлива, сгоревшего на стенке камеры по условиям диффузии окислителя, будет минимальной, т.е. $b_d = b_d^{min}$.

Следовательно, циклонная камера будет работать в оптимальном режиме тогда, когда доля сепарированного топлива q_c будет лежать в пределах $b_d^{расч} < q_c < b_d^{max}$.

Если $q_c > b_d^{\max}$, то процесс горения будет ограничиваться подводом окислителя к стенке циклонной камеры, а при $q_c < b_d^{\text{рас}}$ — процессом сепарации топлива на стенку циклонной камеры. Долю сепарированного топлива на стенке циклонной камеры можно определить из выражения [1]

$$q_c = e^{-\left(\delta_{\text{п.с}}/\bar{\delta}\right)^m} - e^{-\left(\delta_0^{\max}/\bar{\delta}\right)^m},$$

где $\bar{\delta}$ — средний размер капель, соответствующий значению $R = 36,6$ %; $\delta_{\text{п.с}}^{\max}$ — диаметр максимальной полностью сгоревшей капли в объеме камеры; δ_0^{\max} — максимальный начальный размер капель в полидисперсной системе; m — коэффициент, характеризующий степень разнородности капель в полидисперсной системе.

Доля топлива, выгорающего на стенке циклонной камеры по условию диффузии окислителя, определялась по формуле [1, 2]

$$b_d = A K_r' \frac{2\alpha - 1}{\alpha} \left(\frac{T_{\text{вх}}}{T_c} \right)^{0,5} D_{\text{ц}}^{0,09} \frac{1}{W_{\text{вх}}^{0,05} F_{\text{вх}}^{0,07}},$$

где A — коэффициент, характеризующий процесс горения топлива на стенке циклонной камеры; α — коэффициент избытка воздуха в циклонной камере; $T_{\text{вх}}$ — температура воздуха на входе в циклонную камеру; T_c — средняя температура газовой среды в циклонной камере; $W_{\text{вх}}$ — скорость воздуха на входе в циклон; $D_{\text{ц}}$ — диаметр циклонной камеры; $F_{\text{вх}}$ — площадь сечения входа воздуха.

$$\text{Здесь } K_r' = \left(\frac{L_{\text{ц}}}{D_{\text{ц}}} \right)^{0,5} \left(\frac{D_{\text{ц}}}{d_{\text{п}}} \right)^{0,3}.$$

Доля сепарированного топлива на стенке циклонной камеры может быть изменена. Поэтому возникает вопрос, где более целесообразно сжигать топливо: в объеме или на стенке циклонной камеры. По-видимому, более целесообразно сжигать топливо там, где будет большая интенсивность процессов тепло- и массообмена. Этот вопрос рассматривался в работе [2], где показано, что коэффициент массообмена для мелких частиц в объеме камеры значительно больше, чем на стенке, но для крупных частиц значение этих коэффициентов в обеих стадиях горения сближается.

Следовательно, некоторое преимущество имеет процесс горения топлива в объеме, так как коэффициент массообмена в нем несколько больше, чем на стенке циклонной камеры.

Расчеты показывают, что регулировать долю сепарированного топлива на стенке циклонной камеры можно путем изменения входной скорости воздуха (рис. 1). Однако, как следует из рисунка, изменение входной скорости воздуха слабо влияет на долю сепарированного топлива на стенке циклонной камеры. Так, например, изменение входной скорости воздуха с 35 до 70 м/с увеличивает долю сепарированного топлива на стенке камеры с 0,40 до 0,48. При этом необходимо иметь в виду, что при изменении вход-

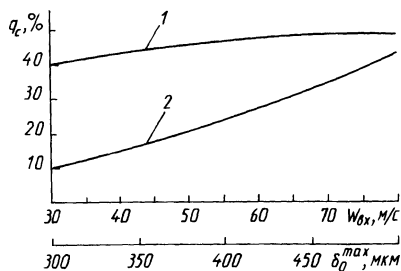


Рис. 1. Доля сепарированного топлива на стенке циклонной камеры в зависимости от входной скорости воздуха (кривая 1) и от максимального начального размера капель в полидисперсной системе (кривая 2). (Для кривой 1 — радиальный подвод топлива, $m = 2$, $\delta_0^{\max} = 500$ мкм; для кривой 2 — радиальный подвод топлива, $m = 2$, $W_{\text{вх}} = 40$ м/с).

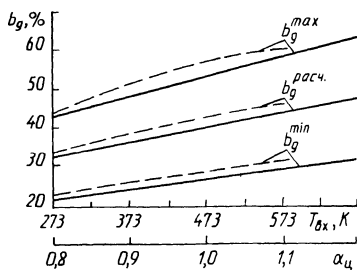


Рис. 2. Доля топлива, выгорающего на стенке циклонной камеры по условию диффузии окислителя в зависимости от температуры воздуха, поступающего в циклонную камеру (сплошные кривые) и от коэффициента избытка воздуха в циклонной камере (пунктирные кривые). (Для сплошных линий — радиальный подвод топлива, $\alpha_{\text{ц}} = 1,05$; для пунктирных линий — радиальный подвод топлива, $T_{\text{вх}} = 573$ К).

ной скорости воздуха в циклонной камере изменяется интенсивность горения топлива в объеме. Это объясняется тем, что интенсивность горения капель жидкого топлива в объеме камеры достигается за счет повышения относительных скоростей, которые зависят от входной скорости воздуха при прочих равных условиях.

Другим фактором, влияющим на долю сепарированного топлива на стенке камеры, является тонкость распыливания топлива (рис. 1). Из этого рисунка следует, что тонкость распыливания топлива сильно влияет на долю сепарированного топлива на стенке циклонной камеры.

Например, при изменении максимального диаметра капель в полидисперсной системе с 400 мкм до 500 мкм доля сепарированного топлива на стенке камеры возрастает с 0,24 до 0,42. При этом следует иметь в виду, что уменьшение тонкости распыливания топлива приводит к смещению процесса горения жидкого топлива в объем циклонной камеры без снижения общей интенсивности процесса горения.

Влияние температуры воздуха, поступающего в циклон, на долю топлива, которое может сгореть на стенке циклонной камеры по условиям диффузии окислителя, показано на рис. 2. Из рисунка видно, что с увеличением температуры воздуха эта доля топлива возрастает. Так, например, при изменении температуры воздуха с 273 до 673 К расчетная доля топлива $b_{\text{д}}^{\text{расч}}$, которое может сгореть на стенке камеры по условиям диффузии окислителя, увеличивается с 0,32 до 0,47, а $b_{\text{д}}^{\text{max}}$ соответственно — с 0,43 до 0,63.

На рис. 2 также показано влияние коэффициента избытка воздуха в циклонной камере на долю топлива, которое может сгореть на стенке камеры по условиям диффузии окислителя. Из рисунка следует, что с увеличением коэффициента избытка воздуха в циклонной камере эта доля топлива возрастает. Например, при изменении коэффициента избытка воздуха в циклоне с 0,8 до 1,1 расчетная доля топлива $b_{\text{д}}^{\text{расч}}$, которое может сгореть на стенке циклонной камеры по условиям диффузии окислителя, увеличивается с 0,32 до 0,46, а $b_{\text{д}}^{\text{max}}$ соответственно — с 0,44 до 0,60. Следовательно, для регулирования процесса горения жидкого топлива в циклонной камере имеется ряд режимных факторов, которые позволяют поддерживать оптимальный режим горения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ж и х а р Г.И. Расчетное исследование горения жидкого топлива в циклонной камере. — Изв. вузов. Энергетика, 1982, № 6, с. 68—73. 2. Б а с и н а И.П. Горение твердого топлива в циклонных энергетических и технологических (плавильных) камерах: Автореф. дис. ... докт.техн.наук. — М.: МЭИ, 1972. — 35 с.

УДК 62—83:621.314

А.М.ВАСИЛЕВСКИЙ,
Ю.Н.ПЕТРЕНКО, канд.техн.наук (БПИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ НА ЦВМ ПУСКТОРМОЗНЫХ РЕЖИМОВ ЧАСТОТНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

Среди преобразователей переменного тока широко распространены статические преобразователи частоты со звеном постоянного тока (СПЧ). Построение достаточно гибкой математической модели, позволяющей исследовать различные режимы работы СПЧ, решать вопросы оптимизации структур и параметров отдельных функциональных блоков, законов управления, является актуальной задачей.

Для более точного отражения электромагнитных процессов в СПЧ необходимо учитывать дискретность преобразователя [1].

Согласно методике, изложенной в [2], асинхронный двигатель (АД) может быть представлен системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\psi_{SA}}{dt} &= (A_{11} + B_{11}\omega_r)\psi_{SA} + (A_{12} + B_{12}\omega_r)\psi_{SB} + (A_{13} + B_{13}\omega_r)\psi_{rA} + \\ &+ (A_{14} + B_{14}\omega_r)\psi_{rB} + C_1 U_{\phi}, \\ \frac{d\psi_{SB}}{dt} &= (A_{21} + B_{21}\omega_r)\psi_{SA} + (A_{22} + B_{22}\omega_r)\psi_{SB} + (A_{23} + B_{23}\omega_r)\psi_{rA} + \end{aligned} \right\} (1)$$

$$\left. \begin{aligned}
 & + (A_{24} + B_{24} \omega_r) \psi_{rB} + C_2 U_{\phi}, \\
 \frac{d\psi_{rA}}{dt} & = (A_{31} + B_{31} \omega_r) \psi_{SA} + (A_{32} + B_{32} \omega_r) \psi_{SB} + (A_{33} + B_{33} \omega_r) \psi_{rA} + \\
 & + (A_{34} + B_{34} \omega_r) \psi_{rB}, \\
 \frac{d\psi_{rB}}{dt} & = (A_{41} + B_{41} \omega_r) \psi_{SA} + (A_{42} + B_{42} \omega_r) \psi_{SB} + (A_{43} + B_{43} \omega_r) \psi_{rA} + \\
 & + (A_{44} + B_{44} \omega_r) \psi_{rB},
 \end{aligned} \right\} (1)$$

где $\psi_{SA}, \psi_{SB}, \psi_{rA}, \psi_{rB}$ — фазные потокосцепления статора (S) и ротора (r); ω_r — угловая скорость ротора; U_{ϕ} — напряжение на фильтре; $A_{ij}, B_{ij}, C_k, i = \overline{1,4}, j = \overline{1,4}, k = \overline{1,2}$ — коэффициенты, учитывающие параметры двигателя и инвертора и зависящие от структуры электрических цепей в течение интервала дискретности инвертора.

В автономном инверторе напряжения (АИН), работающем с углом проводимости $\gamma = \pi$, например серийные преобразователи типа ЭКТ, образуется 6 вариантов включения силовых тиристоров. В течение каждого из интервалов имеют место различные сочетания мгновенных значений фазных токов и возможно 6 схем подключения диодов моста возвратного тока для каждого варианта подключения тиристоров. Следовательно, для каждой из 36 возможных схем подключения фаз АД на напряжение питания должны быть определены коэффициенты A_{ij}, B_{ij}, C_k , которые используются в системе (1) в зависимости от структуры электрических цепей в каждый момент времени, т.е. от мгновенных значений фазных токов статора.

Система (1) записана относительно потокосцеплений. Как показал проведенный анализ, такая запись позволяет значительно укрупнять шаг численного интегрирования, экономить машинное время при той же точности по сравнению с тем случаем, когда уравнения записаны, например относительно фазных токов. Это объясняется тем, что функция потокосцепления является более гладкой по сравнению с функциями напряжений или токов.

Уравнение электромагнитного момента двигателя может быть представлено в форме

$$M_3 = \frac{\sqrt{3} L_m p}{L_S L_r - L_m^2} (\psi_{SB} \psi_{rA} - \psi_{SA} \psi_{rB}),$$

где p — число пар полюсов; L_r — индуктивность ротора; L_S — индуктивность статора; L_m — индуктивность от главного магнитного потока.

Уравнение движения

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{p}{I} (M_{\varepsilon} - M_c),$$

где I — момент инерции; M_c — статический момент на валу АД.

Для построения полной математической модели СПЧ произведено моделирование управляемого выпрямителя, силового фильтра, блока задания, блока управления инвертором, блока управления выпрямителем, блока обратных связей [2] .

При построении математической модели были приняты следующие допущения: вентили представлялись в виде идеальных ключей, т.е. сопротивление их в прямом направлении равно нулю, а в обратном — бесконечно велико, коммутация происходит мгновенно; считалось, что машина не насыщена, а ее параметры неизменны во времени.

По разработанной математической модели была составлена ФОРТРАН-программа для расчета переходных процессов частотно-го электропривода. Численное решение системы дифференциальных уравнений проводилось методами Адамса-Башфорта, Рунге-Кутга, Эйлера [3]. Анализ полученных результатов позволил сделать вывод, что для данной структуры предпочтительнее использование методов прогноза — коррекции. Это объясняется тем, что исследуемые функции не являются непрерывными, имеют изломы и разрывы.

Разработанная модель позволяет анализировать различные режимы работы частотного электропривода, выбирать и исследовать влияние параметров элементов СПЧ на характер переходных и установившихся процессов, проводить оптимизацию законов управления и параметров по различным критериям.

Наибольший интерес представляет исследование пусковых и тормозных режимов, так как при этом влияние дискретности про-

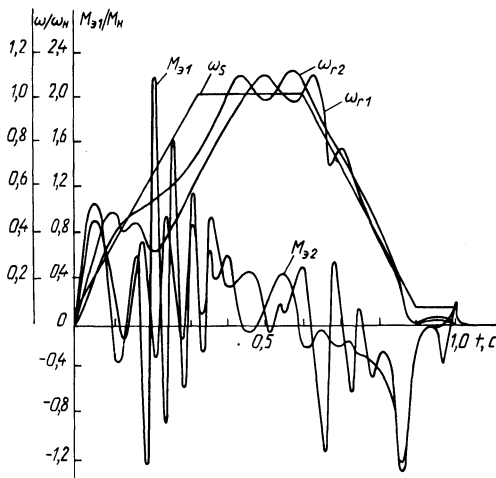


Рис. 1. Временные диаграммы частотного пуска и торможения:
 ω_s — частота статора; $M_{\varepsilon 1}, \omega_{r1}$ — электромагнитный момент и угловая скорость ротора при сопротивлении в цепи возвратного моста $R_0 = 0$; $M_{\varepsilon 2}, \omega_{r2}$ — то же при $R_0 = 0,075 \text{ Ом}$.

является наиболее ярко. В частности, исследовано влияние резистора, включенного в цепь моста возвратного тока.

На рис. 1 показаны временные диаграммы скорости и момента для процессов частотного пуска и торможения под нагрузкой. На рис. 1 обозначено: ω_s — частота статора, $M_{\Sigma 1}$, ω_{r1} — электромагнитный момент и угловая скорость ротора при сопротивлении в цепи возвратного моста $R_0 = 0$, $M_{\Sigma 2}$, ω_{r2} — то же при $R_0 = 0,075$ Ом.

Проведенные расчеты показали, что сопротивление в цепи возвратных диодов оказывает существенное влияние на процессы пуска и торможения. При увеличении R_0 уменьшается колебательность момента двигателя и частоты его вращения. Это проявляется в наибольшей степени при частотном торможении, когда в R_0 происходит гашение части возвращаемой в фильтр энергии, что благоприятно сказывается на работе фильтра.

При расчетах использованы следующие параметры: $M_c = 100$ Н·м, момент инерции на валу $I = 0,3$ кг·м, каталожные данные Т-образной схемы замещения АД 4А180М4УЗ номинальной мощностью $P = 30$ кВт: активное сопротивление статора $R_s = 0,132$ Ом, активное сопротивление ротора $R_r = 0,069$ Ом, полная индуктивность статора $L_s = 0,045$ Гн, то же для ротора $L_r = 0,04563$ Гн, индуктивность от главного магнитного потока $L_m = 0,04423$ Гн. Для расчетов были использованы паспортные данные серийно выпускаемого преобразователя ЭКТ-63.

ЛИТЕРАТУРА

1. Структуры систем управления автоматизированными электроприводами / О.П.Ильин, В.И.Панасюк, Ю.Н.Петренко и др. — Минск: Наука и техника, 1978. — 367 с. 2. И л ь и н О.П., П е т р е н к о Ю.Н., П а м ф и л о в В.Н. Построение цифровой модели частотного электропривода. — Электротехническая промышленность. Электропривод, 1981, № 5, с. 1—4. 3. Ш у п Т, Решение инженерных задач на ЭВМ. — М.: Мир, 1982. — 235 с.

УДК 621.333.3

О.П.ИЛЬИН, канд.техн.наук,
О.А.ГОЛОВАЧ (ПО "Выч.техника")

СТАТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА С ШИМ В ЦЕПИ СТАТОРА

1. Статические характеристики разомкнутой системы. Из гармонического анализа напряжения на выходе регулятора с симметричной ШИМ [1] известно выражение

$$U = U_m \sum_{i=1}^{\infty} \left\{ \frac{2ma}{\pi} \sin \omega t - A_i \sin(2mi-1)\omega t + A_i \sin(2mi+1)\omega t \right\}, \quad (1)$$

где $A_i = (-1)^i \frac{\sin 2mi\alpha}{i\pi}$; m — число импульсов на полупериоде; U — мгновенное значение фазного напряжения на выходе регулятора; U_m — амплитуда указанного напряжения; α — угол регулирования; $i = 1, 2, 3 \dots$. Действующее значение равно, как известно, корню квадратному из суммы квадратов действующих значений отдельных гармоник:

$$U_d = \frac{U_m}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{4m^2\alpha^2}{\pi^2} + \frac{2}{\pi^2} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{\sin^2 2mi\alpha}{i^2}}. \quad (2)$$

Сумму ряда в подкоренном выражении можно записать в замкнутом виде

$$\sum_{i=1}^{\infty} \frac{\sin^2 2mi\alpha}{i^2} = \frac{\pi - 2m\alpha}{2} 2m\alpha. \quad (3)$$

Подставив (3) в (2), получим

$$U_d = \frac{U_m}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{4m^2\alpha^2}{\pi^2} + \frac{2(\pi - 2m\alpha)m\alpha}{\pi^2}} \quad \text{или} \quad U_d = U_m \sqrt{\frac{m\alpha}{\pi}}.$$

Действующее значение напряжения первой гармоники можно определить из (1)

$$U_{d1} = \frac{2m\alpha U_m}{\pi \sqrt{2}} \quad \text{или} \quad U_{d1} = U_{дн} \frac{2m\alpha}{\pi}, \quad (4)$$

где $U_{дн}$ — действующее значение номинального синусоидального напряжения.

При питании асинхронного двигателя несинусоидальным напряжением вида (1) момент двигателя можно представить как сумму составляющих, образуемых отдельными гармониками:

$$M = M_1 + \sum_{i=1}^{\infty} (M_{2mi+1} - M_{2mi-1}).$$

Необходимо отметить следующее. Моменты, создаваемые высшими гармониками напряжения, малы, во-первых, вследствие малости действующего значения напряжения этих гармоник, во-вторых, близлежащие гармоники напряжения имеют равные амплитуды при любом угле регулирования, а значит, моменты от этих гармоник близки по значению ($S_{2mi+1} \approx S_{2mi-1} \approx 1$, где S_{2mi+1} , S_{2mi-1} — скольжения для высших гармоник) и противоположны по знаку, т.е. они частично компенсируются. Поэтому можно принять с большой достоверностью, что момент двигателя определяется моментом от первой гармоники напряжения, а так как момент пропорционален квадрату напряжения, то можно записать при $n = \text{const}$

$$\frac{M}{M_e} = \frac{U_d'^2}{U_{дн}^2} \quad \text{или} \quad M = M_e \frac{4m^2\alpha^2}{\pi^2}, \quad (5)$$

где M_e — момент двигателя на естественной механической характеристике при данной скорости n .

Таким образом, благодаря тому что действующее значение напряжения при ШИМ управлении определяется только углом регулирования и не зависит от нагрузки (скольжения), то построение статических характеристик разомкнутой системы значительно упрощается по сравнению, например, с фазовым управлением, где требуются трудоемкие построения зависимостей

$$U_{д1} = \bar{f}(\alpha, S), \quad \text{где } S \text{ — скольжение.}$$

В то же время точность возрастает, так как суммарный момент высших гармоник близок к нулю.

Обратимся теперь к построению скоростных характеристик, которые позволяют судить о нагреве двигателя в различных режимах. Из теории электропривода известно, что при $n = \text{const}$

$$\frac{U_{д1}}{U_{дн}} = \frac{I_{д1}}{I_{де}},$$

где $I_{д1}$ — действующее значение тока первой гармоники; $I_{де}$ — действующее значение тока при $U_{д1} = U_{дн}$. Откуда, учитывая (4), можно записать

$$I_{д1} = \frac{2m\alpha}{\pi} I_{де}. \quad (6)$$

Таким образом, для построения скоростных характеристик достаточно иметь зависимость $I_{ге} = f(S)$.

2. Статические характеристики системы с обратной связью (ОС) по скорости. Функциональная схема системы изображена на рис. 1. Установим вначале связь между сигналом управления U_y и углом регулирования α . Из рис. 2, где $U_{о1}$ — опорное напряжение, $U_{y \max}$ — напряжение управления, соответствующее $\alpha = 0$, можно записать

$$\frac{2m\alpha}{\pi} = \frac{U_{y \max} - U_y}{U_{y \max}}$$

или

$$U_y = U_{y \max} - \frac{2m\alpha}{\pi} U_{y \max}. \quad (7)$$

Предположим, необходимо получить статическую характеристику привода, проходящую через точки А и В (рис. 3) с заданным перепадом скорости $\Delta n = n_2 - n_1$ при отклонении момента нагрузки, где n_2 — скорость АД на желаемой механической характеристике при минимальном угле регулирования $\alpha_{\text{мпр}}$, соответствующем минимальной нагрузке; n_1 — то же, при работе на естественной характеристике.

Задача состоит в определении коэффициента ОС по скорости λ , коэффициента усиления промежуточного усилителя K_y , а также

напряжения задания U_3 . Угол регулирования α_{\min} можно принять равным $0,1\pi/m$, что соответствует $U_{д1} = 0,2U_{дн}$, так как дальнейшее уменьшение $U_{д1}$ не имеет смысла ввиду малости момента, развиваемого двигателем. Согласно рис. 1,

$$U_y = K_y(U_3 - \lambda n). \quad (8)$$

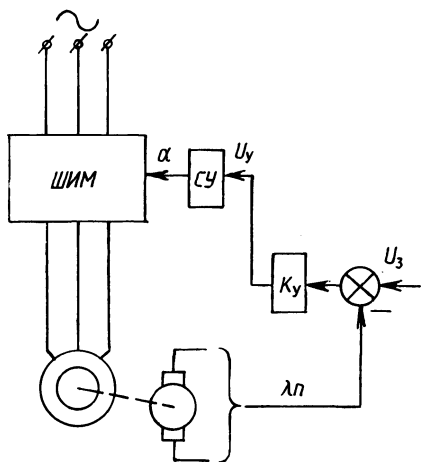


Рис. 1. Функциональная схема электропривода с отрицательной ОС по скорости.

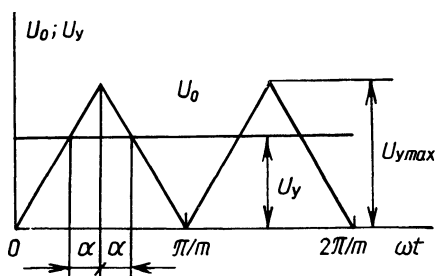


Рис. 2. Диаграмма формирования управляющих импульсов.

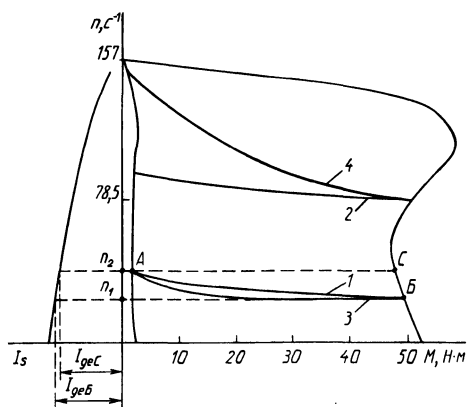


Рис. 3. Статические характеристики асинхронного электропривода с ШИМ в цепи статора: 1, 2 — система с ОС по скорости; 3, 4 — система с ОС по току.

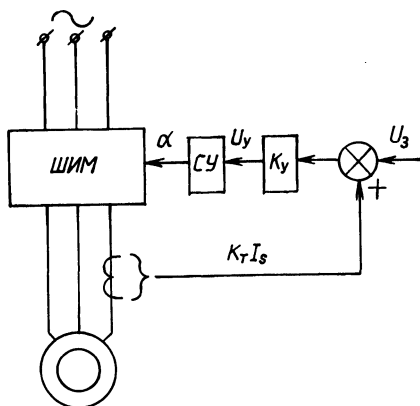


Рис. 4. Функциональная схема электропривода с положительной ОС по току.

Подставив (7) в (8), получим

$$K_y(U_3 - \lambda n) = U_{y \max} - \frac{2m\alpha}{\pi} U_{y \max} \quad (9)$$

при $n = \bar{n}_1$, $\alpha = \pi/2m$ и (9) можно записать

$$U_3 - \lambda n_1 = 0; \quad (10)$$

при $n = n_2$, $\alpha = 0,1\pi/m$,

$$K_y(U_3 - \lambda n_2) = 0,8U_{y \max}. \quad (11)$$

Решая совместно (10) и (11), получим

$$K_y = \frac{-0,8U_{y \max}}{\lambda(n_2 - n_1)}; \quad U_3 = \lambda n_1.$$

Для построения статических характеристик в (9) подставляем α , выраженное из (5), и решаем полученное выражение относительно M , в итоге получим

$$M = M_e \left[\frac{U_{y \max} - K_y(U_3 - \lambda n)}{U_{y \max}} \right]^2. \quad (12)$$

Таким образом, выражение (12) позволяет непосредственно строить механические характеристики системы с отрицательной ОС по скорости.

3. Статические характеристики системы с ОС по току. Предположим, необходимо обеспечить работу привода с рассмотренной выше желаемой статической характеристикой в системе с положительной ОС по току. Функциональная схема системы изображена на рис. 4. Задача заключается в определении требуемого коэффициента ОС по току K_T , коэффициента усиления K_y , а также напряжения задания U_3 . Предполагается известной зависимость $I_{де} = f(n)$, т.е. известны значения $I_{деБ}$; $I_{деС}$ (рис. 3), а значение $I_{д1А}$ при $\alpha = 0,1\pi/m$ определится согласно (6) $I_{д1А} = 0,2I_{деС}$. Согласно рис. 4, можно записать

$$(U_3 + K_T I_{д1А}) K_y = U_{y \max} - \frac{2m\alpha}{\pi} U_{y \max} \quad (13)$$

или

$$\begin{cases} (U_3 + K_T I_{д1А}) K_y = 0,8U_{y \max}, \\ (U_3 + K_T I_{деБ}) K_y = 0. \end{cases} \quad (14)$$

Решая систему (14), получаем необходимые выражения

$$K_y = \frac{0,8U_{y \max}}{K_T(I_{деБ} - I_{д1А})}; \quad U_3 = -K_T I_{деБ}.$$

Для построения статических характеристик запишем (13) с учетом (6) и (5)

$$U_3 K_y + K_y K_T \sqrt{\frac{M}{M_e}} I_{де} = U_{y \max} - \sqrt{\frac{M}{M_e}} U_{y \max} .$$

Решив это выражение относительно M , получим

$$M = M_e \left[\frac{U_{y \max} - U_3 K_y}{U_{y \max} + K_T K_y I_{де}} \right]^2 \quad (15)$$

Выражение (15) позволяет непосредственно строить механические характеристики асинхронного электропривода с положительной ОС по току. По предложенной методике рассчитаны статические характеристики электропривода с отрицательной ОС по скорости и с положительной по току (рис. 3) для двигателя 4А 100L4УЗ. Причем коэффициенты ОС рассчитаны по желаемой характеристике АБ. В системе с ОС по скорости жесткость характеристик остается постоянной во всем диапазоне регулирования. Однако организация обратной связи по скорости обычно вызывает затруднения. Проще в реализации ОС по току. При этом можно получить любую жесткость характеристики в расчетной точке, однако при изменении напряжения задания жесткость меняется, можно даже получить отрицательный наклон характеристик. Таким образом, для поддержания требуемой жесткости характеристик во всем диапазоне регулирования необходим переменный коэффициент передачи по току. Это существенный недостаток, однако такие системы могут найти применение в механизмах со ступенчатым регулированием скорости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ильин О.П., Беляев В.П., Головач О.А. Анализ гармонического состава напряжения трехфазной ШИМ переменного тока. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Выш. шк., 1981, вып. 8, с. 106—111.

УДК 533.73

В.Н.ПАПКОВИЧ, Ю.А.МАЛЕВИЧ, канд. техн.наук,
С.А.ФЕДЮШИН, канд.техн.наук, Ж.М.КУКЕВИЧ (БПИ)

ОБ ОДНОМ РЕШЕНИИ НЕЛИНЕЙНОГО УРАВНЕНИЯ ДИФФУЗИИ

Известно, что многие задачи конформационной статистики формально эквивалентны задачам диффузии в многомерном пространстве. Постановка задачи о релаксации макромолекул, описанная в [1], привела к уравнению

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial^2 u}{\partial \varphi^2} - \alpha u^N \delta(\varphi - \varphi_s) \quad (1)$$

при следующих граничных и начальных условиях:

$$u|_{\varphi=0} = u|_{\varphi=2\pi}; \quad u|_{\varphi=0} = \delta(\varphi - \varphi_0).$$

Уравнение (1) приводится к нелинейному интегральному уравнению следующего вида (полагая $\varphi = \varphi_s$):

$$u_s(t) = \frac{1}{2\pi} K_\psi(t) - \frac{\alpha}{2\pi} \int_0^t K_0(t-\tau) u_s^N(\tau) d\tau \quad (2)$$

В уравнении (2) введены следующие обозначения:

$$K_\psi(t) = \sum_{m=-\infty}^{\infty} \bar{e}^{-m^2 t} e^{-im\psi};$$

$$K_0(t) = \sum_{m=-\infty}^{\infty} e^{-m^2 t}; \quad \psi = \varphi_s - \varphi_0.$$

Попытаемся найти асимптотическое решение уравнения (2) при достаточно больших значениях параметров $t \sim 10^5$, $N \sim 10^3$. Отметим, что

$$K_\psi(t) = 1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-m^2 t} \cos m\psi.$$

Следовательно, при $t \rightarrow \infty$

$$K_\psi(t) \simeq 1 + 2\bar{e}^t \cos \psi t + \dots$$

Из формулы суммирования Пуассона [2] следует, что

$$K_\psi(t) = \sqrt{\frac{\pi}{t}} e^{-\psi^2/4t} \left[1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-(\pi m)^2/t} \operatorname{ch}\left(\frac{\pi m \psi}{t}\right) \right], \quad (3)$$

Для ядра интегрального уравнения $K_0(t)$ получим, полагая в последних формулах $\psi = 0$,

$$K_0(t) = 1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-m^2 t}; \quad (4)$$

$$K_0(t) = \sqrt{\frac{\pi}{t}} \left(1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-(\pi m)^2/t} \right), \quad (5)$$

Введем в уравнение (2) новые независимые переменные

$$\xi = \frac{1}{t}, \quad \eta = \frac{1}{\tau}; \quad V(\xi) = u_s\left(\frac{1}{\xi}\right).$$

Тогда (2) запишется в виде

$$V(\xi) = \frac{1}{2\pi} K_\psi\left(\frac{1}{\xi}\right) - \frac{\alpha}{2\pi} \int_{\xi}^{\infty} K_0\left(\frac{1}{\xi} - \frac{1}{\eta}\right) V^N(\eta) \frac{d\eta}{\eta^2}. \quad (6)$$

Рассмотрим поведение ядра $K_0\left(\frac{\eta - \xi}{\xi \eta}\right)$ при $\xi \rightarrow 0$ ($t \rightarrow \infty$). Из (4) и (5) имеем

$$K_0\left(\frac{\eta - \xi}{\xi \eta}\right)_{\xi \rightarrow 0} \simeq \sqrt{\pi \xi} \left[1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-(\pi m)^2 \xi} \right].$$

Уравнение (6) запишется в виде

$$V(\xi) = \frac{1}{2\pi} K \psi\left(\frac{1}{\xi}\right) - \frac{\alpha}{2\pi} \sqrt{\pi \xi} \left[1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-(\pi m)^2 \xi} \right] \int_{\xi}^{\infty} V^N(\eta) \frac{d\eta}{\eta^2}. \quad (7)$$

Рассмотрим выражение

$$\theta(\xi) = \sqrt{\pi \xi} \left[1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-(\pi m)^2 \xi} \right].$$

Согласно (5), оно может быть преобразовано к виду

$$\theta(\xi) = 1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} e^{-\frac{m^2}{\xi}},$$

отсюда с точностью до экспоненциально убывающих членов при $\xi \rightarrow 0$ имеем $\theta(\xi)_{\xi \rightarrow 0} \simeq 1$.

Следовательно, уравнение (7) может быть записано

$$V(\xi) = \frac{1}{2\pi} K \psi\left(\frac{1}{\xi}\right) - \frac{\alpha}{2\pi} \int_{\xi}^{\infty} \frac{V^N(\eta)}{\eta^2} d\eta.$$

Возвращаясь к исходным переменным, имеем для достаточно больших t интегральное уравнение

$$u_s(t) = \frac{1}{2\pi} K \psi(t) - \frac{\alpha}{2\pi} \int_0^t u_s^N(\tau) d\tau,$$

где согласно (3) можно положить $K \psi(t) = 1$.

Окончательно для искомой функции $u_s(t)$ при $t \rightarrow \infty$ имеем уравнение

$$u_s(t) = \frac{1}{2\pi} - \frac{\alpha}{2\pi} \int_0^t u_s^N(\tau) d\tau.$$

Из него следует

$$\frac{du_s}{dt} = -\frac{\alpha}{2\pi} u_s^N(t), \quad \text{т.е.} \quad \frac{u_s(t)^{-(N-1)}}{N-1} = -\frac{\alpha}{2\pi} t + c,$$

и искомое асимптотическое решение для больших t имеет вид

$$u_s(t) \simeq \left[\frac{\alpha}{2\pi} (N-1)t \right]^{\frac{1}{N-1}}.$$

Важной особенностью полученного решения является полная независимость решения от начального распределения, т.е. при решении задач такого типа оправдан произвол в выборе начального распределения.

ЛИТЕРАТУРА

1. К вопросу о внутримолекулярной релаксации макромолекул / А.Б.Барман, С.Г.Галактионов, В.П.Попкович, Т.Л.Перельман. — ИФЖ, 1974, т. 27, № 6, с. 1019—1027. 2. Курпант Р., Гилберт Д. Методы математической физики. — М.: ГНТТЛ, 1951. — 459 с.

УДК 621.313.333

В.Г.СИДОРОВ (БПИ)

ПРЕДЕЛЬНЫЙ МОМЕНТ АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПРИ ЧАСТОТНОМ УПРАВЛЕНИИ С ПОСТОЯНСТВОМ ПОТОКОСЦЕПЛЕНИЯ РОТОРА

В [1] показано, что частотное управление асинхронными электродвигателями (АД) с постоянством модуля обобщенного вектора потокосцепления ротора ($|\bar{\psi}_R| = \psi_R = \text{const}$) позволяет получить механические характеристики привода, которые теоретически линейны, т.е. не имеют точки опрокидывающего момента. Данное свойство АД при частотном управлении с $\psi_R = \text{const}$ без сомнения положительно, однако возникают вопросы: какова "плата" за линейность характеристик? Всегда ли на практике привод способен работать без опрокидывающего момента? Для ответа на эти вопросы рассмотрим взаимосвязь между электромагнитными величинами в АД при управлении с $\psi_R = \text{const}$. В частности, установим и проанализируем связь в АД между потокосцеплением ротора ψ_R , потокосцеплением взаимоиндукции ψ_m и электромагнитным моментом M . Общеизвестно [2], что

$$\bar{\psi}_R = \bar{\psi}_m + L_{\sigma R} \bar{I}_R, \quad (1)$$

где $L_{\sigma R}$ — индуктивность рассеивания фазы ротора; \bar{I}_R — обобщенный вектор тока ротора АД.

Для установившегося режима в синхронно вращающейся системе координат [2] можно записать

$$\bar{\psi}_R = \psi_R e^{j\varphi_1}; \quad (2)$$

$$\bar{I}_R = I_R e^{j\varphi_2}, \quad (3)$$

где φ_1, φ_2 — аргументы соответствующих обобщенных векторов в АД; $\varphi_1 = \text{const}, \varphi_2 = \text{const}$. С другой стороны, для установивше-

гося режима и принятой системы координат [1] справедливо соотношение

$$\bar{I}_R R_R = -j(\omega_0 - \omega_{R\dot{\alpha}}) \bar{\psi}_R, \quad (4)$$

где R_R — активное приведенное сопротивление фазы ротора АД; ω_0 — угловая частота питающего напряжения; $\omega_{R\dot{\alpha}}$ — электрическая скорость ротора; $\omega_{R\dot{\alpha}} = p\omega_R$; ω_R — механическая (реальная) скорость ротора; p — число пар полюсов АД. Подставив (2) и (3) в (4), получим

$$I_R R_R e^{j\varphi_1} = (\omega_0 - \omega_{R\dot{\alpha}}) \psi_R e^{j(\varphi_1 - 90^\circ)},$$

откуда следует, что

$$\varphi_2 = \varphi_1 - 90^\circ. \quad (5)$$

Преобразуем (1) с учетом (2), (3), (5), в результате получим соотношение для модулей соответствующих обобщенных векторов

$$\psi_m = \sqrt{\psi_R^2 + L_{\sigma R}^2 I_R^2}. \quad (6)$$

Электромагнитный момент АД можно представить в виде [2]

$$\bar{M} = \frac{3}{2} p \bar{\psi}_R \bar{I}_R,$$

что, с учетом (5), дает

$$M = \frac{3}{2} p \psi_R I_R. \quad (7)$$

Выразим I_R из (7) и, подставив в (6), получим

$$\Psi_m = \sqrt{\Psi_R^2 + \left(\frac{2L_{\sigma R}}{3p}\right)^2 \frac{M^2}{\Psi_R^2}}. \quad (8)$$

Преобразуем (8), записав переменные в относительных единицах:

$$\psi_m = \sqrt{\psi_R^2 + a^2 \frac{\mu^2}{\psi_R^2}}; \quad (9)$$

$$a = \sqrt{\psi_{mH}^2 - 1}, \quad (10)$$

где $\psi_m = \frac{\Psi_m}{\Psi_{RH}}$; $\psi_{mH} = \frac{\Psi_{mH}}{\Psi_{RH}}$; $\mu = \frac{M}{M_H}$; $\psi_R = \frac{\Psi_R}{\Psi_{RH}}$; ψ_{RH} ,

Ψ_{mH} , M_H — номинальные значения соответственно потокосцепления ротора, потокосцепления взаимоиндукции и момента АД.

Из (9) следует, что при $\psi_R = \text{const}$ увеличение момента нагрузки требует увеличения главного потокосцепления ψ_m . Последнее и представляет, по существу, "плату" за линейность механических характеристик АД при управлении с $\psi_R = \text{const}$. Увели-

чение ψ_m , однако, имеет определенные ограничения. Во-первых, поскольку возрастание ψ_m обеспечивается за счет увеличения модуля обобщенного вектора I гармоника напряжения статора U_s , то появляется ограничение по напряжению $U_s \leq U_{sd}$. Здесь U_{sd} — предельно допустимое значение напряжения в системе, определяемое из ТУ на двигатель либо преобразователь. Во-вторых, при увеличении ψ_m возможно сильное насыщение магнитной системы АД и резкое увеличение потерь на возбуждение, а также вибраций и шума в машине, поэтому необходимо учитывать ограничение по указанным факторам при увеличении $\psi_m > \psi_{мон}$, где $\psi_{мон}$ — главное потокосцепление на холостом ходу при номинальных условиях питания АД. Следует иметь в виду, что если первое ограничение безусловно, то второе — условно, так как его устанавливают из компромисса между силовыми, энергетическими и шумовибрационными показателями привода. Исходя из тех или иных соображений, задано предельное значение главного потокосцепления $\psi_{m\partial}$, тогда максимальное значение момента можно выразить из (9):

$$\mu_M = \frac{\psi_R}{a} \sqrt{\psi_{m\partial}^2 - \psi_R^2}. \quad (11)$$

Анализ (11) показывает, что значение максимального момента определяется не только допустимым значением потокосцепления $\psi_{m\partial}$, но зависит и от уровня, на котором стабилизирован модуль вектора потокосцепления ротора $\psi_R = \text{const}$. Представляет интерес экстремальное значение координат $\mu_{Mэ}$ и $\psi_{Rэ}$ функции (11), которые можно получить с помощью условия

$$\left[\frac{d\mu_M(\psi_R)}{d\psi_R} \right]_{\psi_R = \psi_{Rэ}} = 0. \quad (12)$$

Из решения уравнения (12) имеем

$$\psi_{Rэ} = \frac{\psi_{m\partial}}{\sqrt{2}}, \quad (13)$$

и далее

$$\mu_{Mэ} = \frac{\psi_{m\partial}^2}{2a}. \quad (14)$$

Используя из [1] выражения для механической характеристики привода при управлении с $\psi_R = \text{const}$, а также полученные в (13)–(14) значения $\psi_{Rэ}$, $\mu_{Mэ}$, определим абсолютное скольжение АД в экстремальной точке:

$$\beta_э = s_H / 2a. \quad (15)$$

Введем в полученные соотношения параметры АД. Для этого перепишем выражение для $\psi_{mн}$ с учетом (6):

$$\psi_{mн} = \frac{\Psi_{mн}}{\Psi_{RH}} = \frac{\sqrt{\Psi_{RH}^2 + L_{OR} I_{RH}^2}}{\Psi_{RH}}. \quad (16)$$

Затем выразим номинальное значение тока ротора $I_{Rн}$ из (4) и подставим полученное выражение в (16). После преобразований получим

$$\psi_{mн} = \sqrt{1 + \left(\frac{X_R}{R_R} s_H\right)^2}, \quad (17)$$

где X_R — индуктивное сопротивление рассеивания обмотки ротора; s_H — номинальное скольжение АД. С помощью (17) из (10), (15) несложно получить следующие соотношения:

$$a = \frac{X_R}{R_R} s_H; \quad (18)$$

$$\beta_\vartheta = \frac{R_R}{X_R}; \quad (19)$$

$$\psi_{m\vartheta} = \frac{\Psi_{m\vartheta}}{\Psi_{mн}} \sqrt{1 + a^2}. \quad (20)$$

По выражению (19) видно, что значение абсолютного скольжения в точке предельного момента при управлении с $\psi_R = \text{const}$ не зависит от уровня потокосцепления ψ_R и равно критическому скольжению [3] асинхронного двигателя, управляемого с $\psi_m = \text{const}$. Отсюда ясно, что равны и соответствующие моменты $\mu_K = \mu_{Mэ}$. Таким образом, частотное управление с $\psi_R = \text{const}$ при ограничении $\psi_m \leq \psi_{m\vartheta}$ по силовым показателям, в частности, по кратности максимального момента $\mu_{Mэ}$, не хуже частотного управления с $\psi_m = \psi_{m\vartheta} = \text{const}$. Зададимся в качестве предельного значением потокосцепления на холостом ходе при номинальных условиях питания, т.е.

$$\psi_{m\vartheta} = \psi_{mон}. \quad (21)$$

Такое ограничение по потоку представляется нам разумным компромиссом для большинства приводов, от которых не требуется высокого быстродействия. Используя параметры АД из [4],

Т а б л и ц а 1.

Результаты расчетов предельного момента для ряда машин серии 4 А

Высота центра, условная длина	Параметры АД								
	2p = 2			2p = 4			2p = 6		
	$P_{H'}$, кВт	a, о.е	$\mu_{Mэ'}$, о.е	$P_{H'}$, кВт	a, о.е	$\mu_{Mэ'}$, о.е	$P_{H'}$, кВт	a, о.е	$\mu_{Mэ'}$, о.е
90L	3,0	0,0915	6,01	2,2	0,1104	4,97	1,5	0,153	3,6
132M	11	0,1104	4,98	11	0,1140	4,84	7,5	0,088	6,25
200M	37	0,1086	4,98	37	0,1130	4,85	22	0,134	4,09
280S	110	0,154	3,57	110	0,193	2,83	75	0,124	4,44

по выражениям (21), (20), (18), (14) несложно рассчитать предельные значения момента при частотном управлении АД с $\psi_R = \text{const}$ (табл. 1).

Анализ данных табл. 1 показывает, что максимальное значение момента при управлении с $\psi_R = \text{const}$ существенно (в два и более раза) превосходит паспортное значение опрокидывающего момента.

Таким образом, сформулированы условия, ограничивающие увеличение момента нагрузки АД, и получены соотношения, позволяющие определить наибольшее значение максимального момента АД при частотном регулировании с постоянством потокосцепления ротора и заданных ограничениях по управлению.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сидоров В.Г. Частотное управление крановым электроприводом со стабилизацией потокосцепления ротора асинхронного двигателя. — В кн.: Тез. докл. республиканского науч.-техн. совещания "Применение систем автоматизированного электропривода на промышленных предприятиях Белоруссии". Минск: БелНИИНТИ, 1982, с. 24—27.
2. Ковач К.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. — Л.: Госэнергоиздат, 1963. — 743 с.
3. Сандлер А.С., Сарбатов Р.С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. — М.: Энергия, 1974. — 327 с.
4. Асинхронные двигатели серии 4А: Справочник/А.Э.Кравчик, Н.М.Шлаф, В.И.Афонин, Е.А.Соболенская. — М.: Энергоиздат, 1982. — 504 с.

УДК 62—83:621.314

И.В.БУРДЫКИН, К.И.КОЗЛОВСКИЙ, канд.техн.наук,
Ю.Н.ПЕТРЕНКО, канд.техн.наук (БПИ)

ЧАСТОТНО-РЕГУЛИРУЕМЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД С микроЭВМ

Широкое применение регулируемого электропривода с двигателями переменного тока сдерживается сложностью законов частотного управления двигателем и, как следствие, сложной аппаратной реализацией этих законов. Очевидные преимущества асинхронных двигателей (АД) — простота конструкции, дешевизна, отсутствие механических контактов — не используются в полной мере. Одним из путей, позволяющих устранить существующее противоречие между конструктивной сложностью системы управления и простой АД с короткозамкнутым ротором, является применение управляющего специализированного вычислительного устройства [1]. Это устройство может быть выполнено на базе микропроцессорного набора или микроЭВМ. В этом случае существенно упрощается конструкция системы управления, уменьшаются ее габариты, повышается надежность системы управления и электропривода в целом. Использование системы управления, выполненной на базе микроЭВМ, позволяет реализовать сложные законы частотного

управления АД, одновременно поручить вычислительной машине функции регуляторов, задающего устройства, формирование сигналов управления силовыми ключами, диагностику и т.д.

Структурная схема частотно-регулируемого электропривода с транзисторным инвертором напряжения (ТИН) и системой управления, реализованной на базе микроЭВМ, представлена на рис. 1. МикроЭВМ выполняет функции задатчика скорости (ЗС), регулятора скорости (РС), функционального преобразователя (ФП) и ограничивает выходной сигнал РС и относительную частоту инвертора α . В качестве закона частотного управления АД используется управление с постоянным магнитным потоком статора при одновременном ограничении абсолютного скольжения β на критическом уровне β_k , соответствующем максимальному вращающему моменту. Абсолютное скольжение, зависящее от вращающего момента, формируется в функции рассогласования в контуре регулирования скорости. Выходной сигнал регулятора скорости суммируется с частотой вращения ротора, в результате чего формируется частота инвертора α . Управляющее воздействие РС ограничивается уровнем критического скольжения β_k в динамических режимах, т.е. электропривод ускоряется или тормозится с ограничением абсолютного скольжения. Относительная частота инвертора α ограничивается уровнем максимально возможного входного сигнала системы управления инвертором (СУИН).

Пропорционально-интегральный (ПИ) регулятор скорости программно реализован в соответствии с разностным уравнением

$$\beta_n = \beta_{n-1} + k_0 \Delta\omega_n + k_1 \Delta\omega_{n-1};$$

$$k_0 = K + T/T_{\text{и}}, k_1 = -K,$$
(1)

где K — статический коэффициент усиления РС; $T_{\text{и}}$ — постоянная интегрирования; T — период повторения. С целью сокращения машинного времени, необходимого для вычисления управляющего воздействия РС, операции умножения на коэффициенты k_0, k_1 в уравнении (1) выполняются таблично.

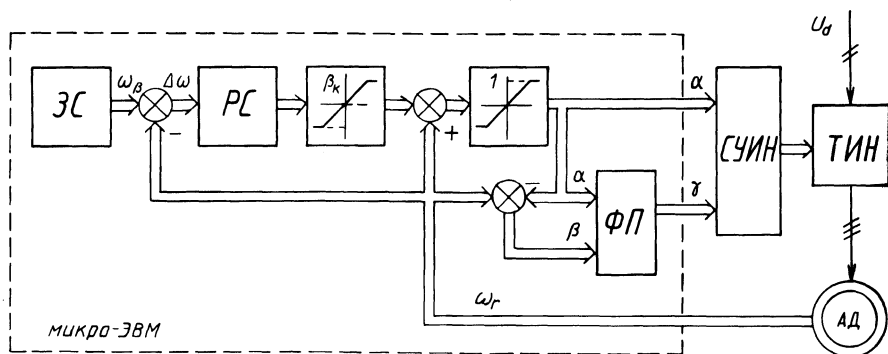


Рис. 1. Структурная схема частотно-регулируемого электропривода с микроЭВМ.

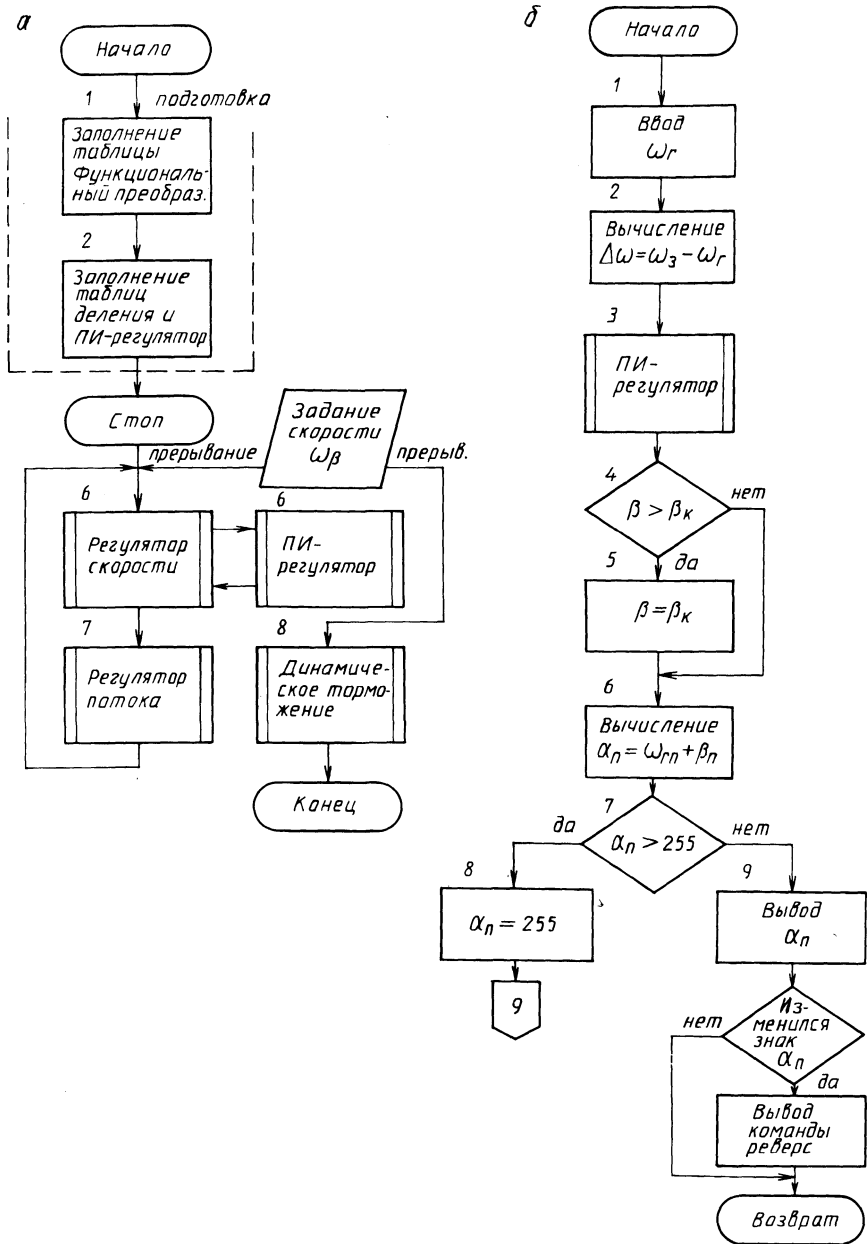


Рис. 2. Блок-схема алгоритма управления:
 а — блок-схема общего алгоритма управления; б — блок-схема алгоритма регулятора скорости.

Стабилизация магнитного потока статора осуществляется путем формирования относительной амплитуды питающего напряжения γ ТИН в зависимости от относительной частоты статора α и абсолютного скольжения β . Аналитически указанная зависимость выражается следующим уравнением:

$$\gamma = k \sqrt{\frac{(b^2 + c^2 \alpha^2) \beta^2 + 2r_1 r_2' \alpha \beta + (d^2 + e^2 \alpha^2) r_2'^2}{r_2'^2 + x_2'^2 \beta^2}}, \quad (2)$$

где b, c, d, e, k — постоянные коэффициенты, определение которых через параметры схемы замещения АД приведено в [2].

Программная реализация функциональной зависимости (2), содержащей операции умножения, деления, извлечения квадратного корня, требует значительных затрат машинного времени, что в конечном итоге сказывается на быстродействии и качестве регулирования системы управления в целом. С целью увеличения быстродействия производится определение значений функции γ по таблице, т.е. значение кода относительного напряжения инвертора выбирается из оперативного запоминающего устройства (ОЗУ) микроЭВМ в зависимости от двух текущих координат γ_n, β_n .

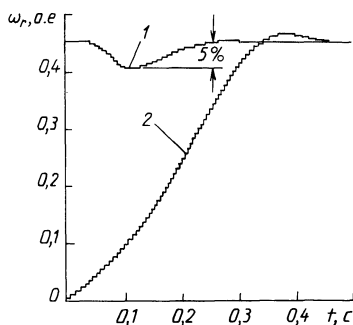
Блок-схема алгоритма управления АД приведена на рис. 2, а. Алгоритм управления состоит из двух частей: расчета и заполнения таблицы функционального преобразователя и ПИ-регулятора; непосредственно алгоритма стабилизации скорости и потока. При заполнении таблицы ФП, вычисленное по формуле (2) значение относительного напряжения γ_{ij} для соответствующих α_i и β_j пересылается в ячейку ОЗУ с адресом

$$A_{ij} = 32\alpha_i + \beta_j + D, \quad (3)$$

где D — конечный адрес области ОЗУ, отведенной для десятичных ячеек.

Относительная частота α в машинном коде принимает значение от 0 до 63, абсолютное скольжение β от 0 до 31. Таблица ФП занимает область ОЗУ объемом 2 Кбайт. Кроме заполнения таблицы ФП (блок 1), на подготовительном этапе осуществляется заполнение таблицы деления на четыре целых чисел от 1 до 255 и заполнение таблицы ПИ-регулятора (блок 2). Вычисления на подготовительном этапе выполняются в десятичной системе счисления с последующим переводом в шестнадцатиричную систему. Программа, написанная на языке АССЕМБЛЕР, занимает 522 шага. После окончания подготовительных вычислений микроЭВМ переходит в режим ожидания до прихода команды выдачи задающего воздействия ω_3 . С приходом задания по частоте вращения ω_3 запускается подпрограмма РС, блок-схема которой приведена на рис. 2, б. Значение частоты вращения ротора ω_r (8 бит) через интерфейс ввода помещается в рабочий регистр микроЭВМ (блок 1). После ввода ω_r вычисляется рассогласование $\Delta\omega$, которое является входным сигналом

Рис. 3. Временные диаграммы угловой частоты вращения ротора:
 1 — наброс номинальной нагрузки; 2 — пуск при линейном задании частоты.



лом РС (блок 2). Подпрограмма РС (блок 3) содержит 126 шагов. Время выполнения подпрограммы — 0,5 мс. После выхода из подпрограммы РС проверяется условие ограничения абсолютного скольжения на критическом уровне (блок 4) и вычисляется относительная частота инвертора $\alpha_n = \omega_{\text{ин}} + \beta_n$ (блок 6). Блоком 7 ограничивается уровень относительной частоты преобразователя α . В конце подпрограммы РС через интерфейс вывода (блок 9) выводится значение частоты преобразователя (6 бит) и команда на реверсирование ТИН (блок 11), если задающее воздействие изменило знак. Подпрограмма РС состоит из 39 шагов, время выполнения — 0,6 мс.

Подпрограмма ФП состоит из 85 шагов и длится 0,75 мс. В подпрограмме производится вычисление адреса ячейки ОЗУ по текущим значениям α_n и β_n и выборка значения относительного напряжения из таблицы. Операция деления на четыре, используемая в подпрограмме, также осуществляется таблично. Завершается подпрограмма выводом значения относительного напряжения γ . После возврата из подпрограммы ФП программа передает управление подпрограмме РС. При вводе нового значения ω_3 стартует прерывающая программа, которая останавливает выполнение основной программы, после записи ω_3 микроЭВМ переходит к выполнению подпрограммы РС. При поступлении команды останова привода запускается прерывающая подпрограмма, в соответствии с которой в преобразователь частоты вводится код команды на динамическое торможение.

Программа, реализующая описанный алгоритм, составлена применительно к специализированному управляющему устройству "Электроника D 3-28". Возможности данной микроЭВМ позволили с небольшими затратами отладить программу и сформулировать требования к системе управления на основе 8-разрядного микропроцессора, например К580. Объем ОЗУ должен составлять 4 Кбайт, объем ПЗУ, предназначенного для хранения программы и констант, — 2 Кбайт. Интерфейс ввода-вывода должен содержать два канала вывода 8-разрядных слов и один канал управляющих сигналов (4 бита), а также два канала ввода. Выполнение операций умножения необходимо производить в арифметическом расшири-

теле (выполненном на БИС или дискретных элементах). Микропроцессорная система управления должна иметь канал прямого доступа к памяти (ПДП).

Экспериментальная проверка алгоритма производилась на комплексе, состоящем из микроЭВМ "Электроника Дз-28", преобразователя частоты на базе транзисторного инвертора напряжения с релейной модуляцией мощностью 1 кВА и асинхронного двигателя серии 4А с цифровым датчиком скорости. На рис. 3 приведены осциллограммы угловой частоты вращения ротора при набросе нагрузки [1] и при пуске с линейным заданием частоты [2] системы со стабилизацией частоты вращения ротора, магнитного потока статора и ограничением абсолютного скольжения.

Полученные результаты позволяют сделать вывод о целесообразности использования описанного алгоритма управления для частотно-регулируемого электропривода с АД и возможности реализации алгоритма средствами микропроцессорной техники в реальном масштабе времени.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б е л я е в В.П., И л ь и н О.П., П е т р е н к о Ю.Н. Синтез цифровой системы управления инвертором с ШИМ на основе микропроцессора. — В кн.: Проблемы преобразовательной техники, Киев: ИЭД УССР, 1979, с. 71—74.
2. С а н д л е р С.А., С а р б а т о в Р.С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. — М.: Энергия, 1974. — 328 с.

УДК 621.798

В.Я.МАКСИМОВ (БТИ)

СИНТЕЗ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ НОРМИРОВАННЫХ ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИХ УРАВНЕНИЙ

Поведение многих электромеханических систем может быть описано системой линейных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами вида

$$\dot{x} = Ax + Bu, \quad (1)$$

где x — n -мерный вектор переменных состояния системы; A — $n \times n$ мерная матрица; B^T — матрица вида $[0, 0, 0, \dots, b]$; u — управляющее воздействие.

Примем управляющее воздействие в виде линейной комбинации с постоянными коэффициентами составляющих вектора состояния системы (1).

Выберем в качестве переменных состояния системы переменные, доступные наблюдению.

Для системы (1) существует единственная матрица коэффициентов обратной связи $k = [k_1, k_2, \dots, k_n]$, соответствующая жела-

емой системе полюсов замкнутой системы. Управление соответствует выражению

$$u = kx, \quad (2)$$

Подставив выражение (2) в (1), получим систему уравнений, описывающую траекторию движения замкнутой системы:

$$\dot{x} = (A + Bk)x = Fx,$$

где $F = A + Bk$.

Полюса для $n \times n$ -мерной матрицы F получаются из решения характеристического уравнения $|\lambda I - F| = 0$, имеющего вид

$$\lambda^n - (\text{tr}_1 F)\lambda^{n-1} + (\text{tr}_2 F)\lambda^{n-2} - \dots + (-1)^{n-1}(\text{tr}_{n-1} F)\lambda + (-1)^n |F| = 0,$$

где $\text{tr}_i F$ — след i -го порядка матрицы F

С другой стороны, характеристическое уравнение желаемой системы можно представить в виде

$$\prod_{i=1}^n (\lambda - \lambda_i) = 0,$$

где λ_i — известные характеристические числа.

Приравняв коэффициенты при λ , получим

$$\begin{cases} \sum_i \lambda_i = \text{tr}_1 F, \\ \sum_{i < j} \lambda_i \lambda_j = \text{tr}_2 F, \\ \sum_{i < j < k} \lambda_i \lambda_j \lambda_k = \text{tr}_3 F, \\ \dots \\ \prod_i \lambda_i = |F|. \end{cases} \quad (3)$$

Для вычисления значений коэффициентов k_i системы (3) удобнее использовать коэффициенты при λ характеристического уравнения с желаемым распределением корней. Если

$$D(\lambda) = \lambda^n + d_1 \lambda^{n-1} + d_2 \lambda^{n-2} + \dots + d_{n-1} \lambda + d_n,$$

то система уравнений (3) примет вид

$$\begin{cases} d_1 = -\text{tr}_1 F, \\ d_2 = \text{tr}_2 F; \\ d_3 = -\text{tr}_3 F, \\ \dots \\ d_n = |F|. \end{cases} \quad (4)$$

В зависимости от требований, предъявляемых к системе для определения коэффициентов d_i , можно использовать нормированные характеристические уравнения, выбирая их из условий [1—3]:

1) критического затухания переходного процесса;

2) приближения характеристик системы регулирования к характеристикам идеального фильтра;

3) из условия максимальной степени устойчивости системы регулирования (равные полюсы) и др.

Для астатических систем с астатизмом первого порядка полюса желательно располагать по геометрической прогрессии со знаменателем прогрессии $q = 2-6$ [3]. Если передаточная функция исходной системы имеет нули, то их можно компенсировать за счет полюсов, специально организованных путем соответствующего выбора полинома характеристического уравнения замкнутой системы.

Коэффициенты нормированного характеристического уравнения безразмерны. Для перехода к желаемому характеристическому уравнению необходимо ввести масштаб времени, который определяется как

$$\beta = \sqrt[n]{d_n}.$$

Процедура вычисления коэффициентов обратных связей k_1 может быть представлена в виде следующего алгоритма.

1. Определяем матрицу F .

2. Вычисляем следы F всех порядков.

3. Выбираем нормированное характеристическое уравнение в зависимости от требований, предъявляемых к системе уравнения.

4. Определяем масштаб времени, учитывая, что величина d_n пропорциональна для статических систем величине $K + 1$, а для астатических — K , где K — коэффициент усиления разомкнутой системы.

5. Вычисляем коэффициенты d_i желаемого характеристического уравнения.

6. Вычисляем коэффициенты передачи в целях обратных связей по уравнениям (4). Полученный алгоритм позволяет определить коэффициенты обратных связей замкнутой системы с желаемым распределением полюсов.

Приведенный метод синтеза распространяется на системы с одним входом и доступными измерению фазовыми координатами. К таким системам можно отнести системы стабилизации частоты вращения двигателя постоянного тока и системы стабилизации параметров многих технологических процессов.

Пример. Задана система уравнений вида (1)

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = \frac{1}{\theta} x_2, \\ \dot{x}_2 = \frac{1}{T_3} x_1 - \frac{1}{T_3} x_2 + \frac{1}{T_3} x_3, \\ \dot{x}_3 = -\frac{1}{T_{II}} x_3 + \frac{K_{II}}{T_{II}} u, \end{cases}$$

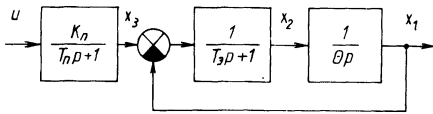


Рис. 1. Структурная схема системы управления.

что соответствует структурной схеме, представленной на рис. 1. Принимаем $u = -(k_1 x_1 + k_2 x_2 + k_3 x_3)$.

Определяем матрицу

$$F = \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{\theta} & 0 \\ -\frac{1}{T_3} & -\frac{1}{T_3} & \frac{1}{T_3} \\ -\frac{K_n}{T_n} k_1 - \frac{K_n}{T_n} k_2 - \left(\frac{1}{T_n} + \frac{K_n}{T_n} k_3\right) & & \end{bmatrix}$$

Вычисляем следы матрицы

$$\text{tr}_1 F = -\left(\frac{1}{T_3} + \frac{1}{T_n} + \frac{K_n}{T_n} k_3\right);$$

$$\text{tr}_2 F = \Delta_{12} + \Delta_{13} + \Delta_{23} = \frac{1}{T_3 \theta} + 0 + \frac{1}{T_n T_3} + \frac{K_n}{T_n T_3} k_3,$$

где Δ_{ij} — определитель, составленный из i -й и j -й строк и i -го и j -го столбцов.

$$|F| = -\left(\frac{1}{T_n T_3 \theta} + \frac{K_n}{T_n T_3 \theta} k_1 + \frac{K_n}{T_n T_3 \theta} k_3\right).$$

Подставляя полученные значения в (4), имеем

$$\begin{cases} k_1 = \frac{T_n T_3 \theta}{K_n} \left(d_3 - \frac{1}{T_n T_3 \theta} - \frac{K_n}{T_n T_3 \theta} k_3\right), \\ k_2 = \frac{T_n T_3}{K_n} \left(d_2 - \frac{1}{T_3 \theta} - \frac{1}{T_n T_3} - \frac{K_n}{T_n T_3} k_3\right), \\ k_3 = \frac{T_n}{K_n} \left(d_1 - \frac{1}{T_n} - \frac{1}{T_3}\right). \end{cases} \quad (5)$$

Рассмотрим нормированные характеристические уравнения для системы:

а) оптимальной по быстродействию

$$D(\lambda) = \lambda^3 + 2,05\beta \lambda^2 + 2,39\beta^2 \lambda + \beta^3;$$

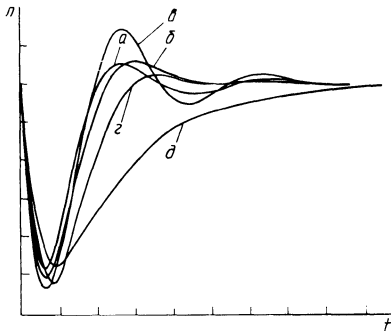


Рис. 2. Переходные характеристики САУ по заданию.

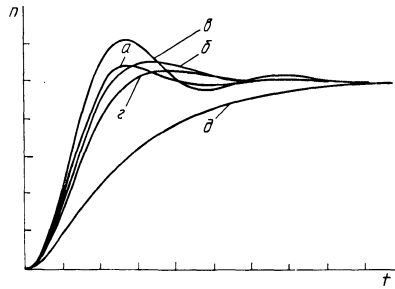


Рис. 3. Переходные характеристики САУ по возмущению.

б) с критическим затуханием переходного процесса

$$D(\lambda) = \lambda^3 + 2,5\beta\lambda^2 + 2,5\beta^2\lambda + \beta^3;$$

в) с приближением к характеристике идеального фильтра

$$D(\lambda) = \lambda^3 + 2,0\beta\lambda^2 + 2,0\beta^2\lambda + \beta^3;$$

г) с максимальной степенью устойчивости

$$D(\lambda) = \lambda^3 + 3,0\beta\lambda^2 + 3,0\beta^2\lambda + \beta^3;$$

д) с действительными корнями, образующими геометрическую прогрессию

$$D(\lambda) = \lambda^3 + 5,1\beta\lambda^2 + 6,3\beta^2\lambda + \beta^3.$$

Определим β как

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{K_{\Pi} + 1}{T_{\Pi}T_{\theta}}} = 17,2.$$

Определяем коэффициенты d_1, d_2, d_3 и, подставляя полученные значения в (5), вычисляем значения k_1, k_2, k_3 для приведенных выше случаев:

а)	$k_1 = 0,994;$	$k_2 = 0,11;$	$k_3 = 0,0053;$
б)	$k_1 = 0,987;$	$k_2 = 0,109;$	$k_3 = 0,0131;$
в)	$k_1 = 0,995;$	$k_2 = 0,088;$	$k_3 = 0,0048;$
г)	$k_1 = 0,978;$	$k_2 = 0,13;$	$k_3 = 0,0217;$
д)	$k_1 = 0,942;$	$k_2 = 0,29;$	$k_3 = 0,058.$

Системы с рассчитанными коэффициентами обратных связей были промоделированы на АВМ.

Переходные характеристики для полученных систем по заданию и возмущению приведены на рис. 2 и 3 соответственно.

ЛИТЕРАТУРА

1. П о п о в Е.П. Динамика системы автоматического регулирования. — М.: Гостехиздат, 1954. — 798 с.
2. К р а с о в с к и й А.А., П о с п е л о в Г. С. Основы автоматики и технической кибернетики. — М.: Госэнергоиздат, 1962. — 600 с.
3. С о к о л о в Н.И. Синтез линейных систем автоматического регулирования при случайных воздействиях. — Л.: Энергия, 1964. — 128 с.

СОДЕРЖАНИЕ

П о с п е л о в Г.Е. Комплексная целевая программа „Экономия электроэнергии”	3
С у з е н о к Л.Р. Пути совершенствования системы хозрасчетных показателей предприятий электрических сетей.	6
Л и т в и н е ц В.И., Н а з а р о в В.И., П и с а р ч и к В.С. Исследование модели системы регулирования мощности энергоблока ортогональным методом моментов	10
С и л и в а н о в В.А., Б а ш а р и м о в а В.Н. Синтез САУ тиристорным электроприводом с учетом зоны прерывистого тока	15
Г о р б а р у к В.Н., Л а п и д у с А.И., Л и в ш и ц В.С., Д е м е н т ь е в О.А. Экспериментальное исследование компенсирующей способности компрессорного синхронного двигателя	19
С т р е л ю к М.И., С е р г е й И.И. Расчет электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ с учетом рассеяния энергии в проводах.	23
С т р е л ю к М.И., Б л а д ы к о Ю.В., С е р г е й И.И. Расчет статике гибкой ошиновки ОРУ с ответвлениями к электрическим аппаратам в различных режимах климатических воздействий	26
Б е р е ж н о й А.В., К о р о л ю к В.Г. Расчет геометрии токопроводов из оплеток для кабельных линий с глубоким охлаждением.	32
Я м н ы й О.Е. Расчет электрических параметров протяженных заземлителей в неоднородной земле.	36
П о л и щ у к А.А. О потерях энергии при модуляции электронного потока по скорости	40
С е в е р я н и н В.С., Г о р б а ч е в а М.Г. Прибор для определения окислов азота в продуктах сгорания.	41
Р а т м а н о в С.М. Эквивалентирование по частотным характеристикам при расчетах статической устойчивости сложных электроэнергетических систем	45
Н о в а ш В.И., Б о б к о Н.Н. Выбор алгоритма определения места повреждения при однофазных замыканиях в сети с изолированной нейтралью	49
Ч и ж В.А., Б а л а б а н о в и ч В.К., Ш к о д а Н.И. К выбору способа глубокой разгрузки теплофикационных турбин	53
И в а н о в а С.Н., Р ж е в с к а я С.П., С к а ч к о К.Г. О расчете магнитных шунтов для реакторов с индукционным нагревом	59
С т р е л о в а Т.Н. Математическая модель трехмашинных АС ЭМПЧ в расчетах режимов энергосистем	62
Г о р д е е в Г.М., А л м а з о в В.И. О старении полиэтиленовой изоляции под действием гамма-излучения	67
Ф е д и н В.Т., Л ы ч о в П.В. Оптимизация распределения мощности между цепями переменного и постоянного тока в совмещенных электропередачах с криогенными кабелями	69
Ш а т к о в с к и й В.И. Алгоритм и программа оценки надежности электроснабжения	72
В а р а н к и н Г.Ю., Г а ч к о в а Л.В., Т о л ч и н с к и й Е.Н. Исследование на модели аэродинамики топочной камеры котла БКЗ-75-39ФБ при фронтальном расположении вихревых горелок	76
М и х е е в Н.Н. К вопросу синтеза систем управления преобразователями	81

С т у п а к И.А. Техничко-экономическое сопоставление различных многоамперных токопроводов промпредприятий	85
С а ц у к е в и ч В.Н. Сплайн-аппроксимация динамической петли гистерезиса двигателя постоянного тока	89
Ж и х а р Г.И., Ц и т в а р и с А.И., Ж и л и н П.В. Оптимизация процесса горения жидкого топлива в циклонной камере	93
В а с и л е в с к и й А.М., П е т р е н к о Ю.Н. Исследование на ЦВМ пускотормозных режимов частотного электропривода	96
И л ь и н О.П., Г о л о в а ч О.А. Статические характеристики асинхронного электропривода с ШИМ в цепи статора	99
П а п к о в и ч В.Н., М а л е в и ч Ю.А., Ф е д ю ш и н С.А., К у к е в и ч Ж.М. Об одном решении нелинейного уравнения диффузии	104
С и д о р о в В.Г. Предельный момент асинхронного электропривода при частотном управлении с постоянством потокосцепления ротора	107
Б у р д ы к и н И.В., К о з л о в с к и й К.И., П е т р е н к о Ю.Н. Частотно-регулируемый электропривод с микроЭВМ	111
М а к с и м о в В.Я. Синтез системы управления с использованием нормированных характеристических уравнений	116

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

Выпуск 11

Зав. редакцией **А.Я.Канторович**
Редактор **Г.В.Вагабова**
Мл. редактор **Т.И.Крючкова**
Худож. редактор **И.А.Демковский**
Техн. редактор **Л.И.Счисленок**
Корректор **Э.Б.Звонарева**
Оператор **А.И.Маль**

ИБ № 1720

Подписано в печать 27.03.84 г. АТ 15036. Формат 60 х 90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Гарнитура Сенчури. Усл. печ. л. 8,25. Усл. кр.-отт. 8,75 Уч.-изд. л. 8,63. Тираж 590 экз. Зак. 6284. Цена 1 р. 47 к.

Издательство „Вышэйшая школа” Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048, Минск, пр. Машерова, 11.

Типография „Победа”. Молодечно, ул. Тавлая, 11.

Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в издательстве „Вышэйшая школа”.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.311

П о с п е л о в Г.Е. Комплексная целевая программа "Экономия электроэнергии". — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Дается характеристика программы научных исследований. Целью программы служит разработка методов и средств экономии электроэнергии в электрических системах, новых типов линий электропередач, экономичных схем электроснабжения, компенсирующих и регулирующих устройств, прогрессивных решений, обеспечивающих экономию электроэнергии на транспорте.

УДК 621.31.658.3

С у щ е н о к Л.Р. Пути совершенствования системы хозяйственных показателей предприятий электрических сетей. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Анализируется существующая система хозяйственных показателей и даются предложения по их совершенствованию. В частности, предложены формулы для расчета фонда материального поощрения инженерно-технического персонала ПЭС.

Для проведения анализа работы ПЭС предлагается использовать удельные затраты на передачу и распределение энергии. — Библиогр. 2.

УДК 621.31—52

Л и т в и н е ц В.И., Н а з а р о в В.И., П и с а р ч и к В.С. Исследование модели системы регулирования мощности энергоблока ортогональным методом моментов. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Изложены результаты расчета и оптимизации переходных характеристик АСР мощности энергоблока как примера многосвязной системы. В основе алгоритма расчета лежит метод ортогональных спектров и классическая теория моментов. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.314.53

С е л и в а н о в В.А., Б а ш а р и м о в а В.Н. Синтез САУ тиристорным электроприводом с учетом зоны прерывистого тока. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Рассматривается синтез САУ тиристорным электроприводом постоянного тока с учетом зоны прерывистого тока на основе типовых логарифмических характеристик. Предлагается методика расчета корректирующего устройства, включаемого в контур скорости для получения динамических характеристик системы в режиме прерывистых токов, аналогичных режиму непрерывных токов. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.313.323

Экспериментальное исследование компенсирующей способности компрессорного синхронного двигателя/В.Н.Горбарук, А.И.Лapidус, В.С.Лившиц, О.А.Дементьев. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Приводятся результаты измерений реактивной мощности и других электрических значений синхронного компрессорного двигателя типа ДСК-260/20-32 в режимах различной загрузки и возбуждения. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.316.35.064.1

Стрелюк М.И., Сергей И.И. Расчет электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ с учетом рассеяния энергии в проводах. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Излагается метод расчета электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ, основанный на опытной зависимости между тяжением и деформацией, которая отражает наличие петли гистерезиса циклически деформируемого материала проводов. Получены формулы для расчета тяжения при нагрузке и разгрузке многопроволочных проводов.

Приводится сравнение результатов расчета на ЭВМ с опытными данными. — Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.316.35.064.1

Стрелюк М.И., Бладыко Ю.В., Сергей И.И. Расчет статики гибкой ошиновки ОРУ с ответвлениями к электрическим аппаратам в различных режимах климатических воздействий. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Излагается методика расчета начальных условий для оценки электродинамической стойкости гибкой ошиновки ОРУ с ответвлениями к электрическим аппаратам, в основу которой положено представление проводов и гирлянд изоляторов абсолютно гибкой нерастяжимой нитью. Приводится алгоритм ее реализации на ЭВМ. Показано, что разработанная методика может быть использована для механического расчета гибкой ошиновки ОРУ в различных режимах климатических воздействий. — Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 621.315.21:537.312.62

Бережной А.В., Королюк В.Г. Расчет геометрии токопроводов из оплеток для кабельных линий с глубоким охлаждением. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Дан вывод уравнений для расчета геометрических размеров токопроводов коаксиальной конструкции с использованием оплеток и глубокого охлаждения. Приведены формулы для определения характеристик оплетки. — Библиогр. 3.

УДК 621.316.998.001.24

Ямной О.Е. Расчет электрических параметров протяженных заземлителей в неоднородной земле. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Изложены основы методики расчета волнового сопротивления одного или системы проводников, находящихся в земле. Рассмотрен вопрос построения алгоритма расчета внешнего и переходного сопротивления протяженных проводников в многослойной земле. — Ил. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.37/39

П о л и щ у к А.А. О потерях энергии при модуляции электронного потока по скорости. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Показано, что при пролете электронов через высокочастотный зазор резонатора мощность модуляционных потерь может достичь значительного уровня и превосходить тепловые потери в резонаторе. Это в конечном итоге влияет на основные параметры электронного генератора малой мощности. — Библиогр. 3

УДК 661.5:697.326:662.994.001.5

С е в е р я н и н В.С., Г о р б а ч е в а М.Г. Прибор для определения окислов азота в продуктах сгорания. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Показана конструкция портативного прибора для анализа газов на окислы азота колориметрическим методом. Используется распыление поглотительного раствора самим исследуемым газом и круговая цветовая шкала.

Прибор используется для исследования устройств пульсирующего горения. — Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.311.1.016.351.001

Р а т м а н о в С.М. Эквивалентирование по частотным характеристикам при расчетах статической устойчивости сложных электроэнергетических систем. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Рассматривается методика определения результирующих амплитудно-фазовых частотных характеристик преобразуемой части электроэнергетической системы с учетом изменения и регулирования частоты для исследования статической устойчивости. Приведены результаты расчета конкретного примера. — Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.315.1.004.6

Н о в а ш В.И., Б о б к о Н.Н. Выбор алгоритма определения места повреждения при однофазных замыканиях в сети с изолированной нейтралью. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

На основе метода симметричных составляющих показано, что для определения расстояния до места однофазного замыкания в сети с изолированной нейтралью путем создания искусственного двойного замыкания могут быть использованы векторы тока и напряжения, действующие в петле искусственного двойного замыкания. — Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.311.22 (088.8)

Ч и ж В.А., Б а л а б а н о в и ч В.К., Ш к о д а Н.И. К выбору способа глубокой разгрузки теплофикационных турбин. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Предложен способ разгрузки ТЭЦ, позволяющий расширить регулировочный диапазон турбин до 90—95 % при одновременном повышении надежности работы ступеней ЧНД и выходного патрубка турбины за счет улучшения их охлаждения. — Ил. 2. Библиогр. 6.

УДК 66.023/025:621.365.52

Иванова С.Н., Ржевская С.П., Скачко К.Г. О расчете магнитных шунтов для реакторов с индукционным нагревом. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Для локализации электромагнитной энергии в стенке реактора предусматриваются магнитные шунты. Показана роль магнитного экранирования катушек для индукционного нагрева. Приведена методика расчета магнитных шунтов, анализ и сравнительная оценка различных типов стали, применяемых для их изготовления. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.315

Стрелова Т.Н. Математическая модель трехмашинных АС ЭМПЧ в расчетах режимов энергосистем. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Для объединения энергосистем используется АС ЭМПЧ. Рассматривается применение АС ЭМПЧ на электрических станциях.

Для расчетов режимов энергосистем с установкой трехмашинных АС ЭМПЧ на электростанциях составлены математические описания движения вала АС ЭМПЧ, роторов эквивалентных синхронных машин связываемых энергосистем, так как именно эти уравнения отражают особенности применения трехмашинных АС ЭМПЧ в расчетах режимов энергосистем. — Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.315.61.001.4

Гордеев Г.М., Алмазов В.И. О старении полиэтиленовой изоляции под действием гамма-излучения. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Приводятся результаты газохроматического анализа газов, выделяющихся при радиоллизе полиэтилена при гамма-облучении. Показано, что выход газов на полиэтиленовой изоляции связан с дозой гамма-облучения. Приведены количественные данные газов. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.316.14

Федин В.Т., Лычев П.В. Оптимизация распределения мощности между цепями переменного и постоянного тока в совмещенных электропередачах с криогенными кабелями. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Получены оптимальные соотношения мощностей, передаваемых на переменном и постоянном токе, в совмещенных электропередачах со сверхпроводящими кабелями, обеспечивающими минимум стоимости передачи электроэнергии. Задача решена методом динамического программирования. — Ил. 2. Библиогр. 5.

УДК 658,011:56.621.311.019.3

Ш а т к о в с к и й В.И. Алгоритм и программа оценки надежности электроснабжения. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Разработаны алгоритм и программы оценки надежности электроснабжения потребителей с использованием статистических данных об авариях и отказах в электрических сетях на основе информации карт отказа и с учетом преднамеренных отключений, связанных с проведением ремонтов. — Библиогр. 3.

УДК 621.181.7:662.946.004.69

В а р а н к и н Г.Ю., Г а ч к о в а Л.В., Т о л ч и н с к и й Е.Н. Исследование на модели аэродинамики топочной камеры котла БКЗ-75-39ФБ при фронтальном расположении вихревых горелок. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Изложены результаты исследования на изотермической модели аэродинамической структуры потоков в топочной камере котла БКЗ-75-39ФБ при фронтальном одноярусном расположении двух вихревых горелок. Показано, что в топочной камере организуется интенсивное вихревое движение газов, проведен качественный анализ полей скоростей в топочном объеме. — Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.314.6:62—52

М и х е е в Н.Н. К вопросу синтеза систем управления преобразователями. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Рассматриваются основы синтеза систем управления преобразователями. Вводится понятие "состояние фазосдвигающей ячейки или фазосдвигающего устройства". Показана возможность описания функционирования системы управления графами, вершинами которых являются состояния фазосдвигающего устройства. Предлагается получать развернутый граф в последовательности временных интервалов анодных напряжений, используя декартово произведение исходного графа и графа временных интервалов анодных напряжений. — Ил. 4. Библиогр. 3.

УДК 621.315.21:537.312.62

С т у п а к И.А. Техничко-экономическое сопоставление различных многоамперных токопроводов промпредприятий. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Рассмотрены в сопоставлении технико-экономические показатели различных многоамперных токопроводов промышленных предприятий и биполярного сверхпроводящего кабеля постоянного тока. — Табл. 4. Библиогр. 6.

УДК 621.313.2—544

С а ц у к е в и ч В.Н. Сплайн-аппроксимация динамической петли гистерезиса двигателя постоянного тока. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Показана возможность аппроксимации динамической петли гистерезиса двигателя постоянного тока при реверсе и кривой намагничивания при включении обмотки возбуждения кубической сплайн-функцией. Получены коэффициенты аппроксимации на каждом интервале с помощью программы SP1.IN

и проведен расчет индуктивности обмотки возбуждения двигателя в динамике. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 621.133.1

Ж и х а р Г.И., Ц и т в а р и с А.И., Ж и л и н П.В. Оптимизация процесса горения жидкого топлива в циклонной камере. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Излагаются результаты расчетов по влиянию входной скорости воздуха и максимального размера капель в полидисперсной системе факела на долю топлива, сепарированного на стенку циклонной камеры. Выявлено влияние температуры воздуха, поступающего в циклон, и коэффициента избытка воздуха в циклоне на долю топлива, которое может сгореть на стенке циклонной камеры по условиям диффузии окислителя. — Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 62—83:621.314

В а с и л е в с к и й А.М., П е т р е н к о Ю.Н. Исследование на ЦВМ пускорезных режимов частотного электропривода. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Рассматривается математическая модель частотно-регулируемого электропривода переменного тока на основе автономного инвертора напряжения. Анализируются методы численного решения дифференциальных уравнений с точки зрения целесообразности их применения для анализа структур с дискретностью и описываемых функциями, имеющими разрывы. Анализируются переходные процессы пуска и торможения серийного преобразователя. — Ил.1. Библиогр. 3.

УДК 621.333.3

И л ь и н О.П., Г о л о в а ч О.А. Статические характеристики асинхронного электропривода с ШИМ в цепи статора. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Приводится методика расчета статических характеристик асинхронного электропривода с симметричной ШИМ в цепи статора. Рассматриваются характеристики разомкнутой системы, а также замкнутой с обратными связями по скорости и току. — Ил. 4. Библиогр. 1.

УДК 533.73

Об одном решении нелинейного уравнения диффузии/В.П.Папкович, Ю.А.Малевиц, С.А.Федюшин, Ж.М.Кукевич. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Рассматривается асимптотическое решение нелинейного уравнения диффузии при временах, имеющих порядок 10^4 — 10^6 . Это оказывается достаточным для получения оценки асимптотического поведения решения уравнения. Важной особенностью полученного решения является универсальность асимптотической стадии релаксации, т.е. полная независимость решения от начального распределения. — Библиогр. 2.

УДК 621.313.333

С и д о р о в В.Г. Предельный момент асинхронного электропривода при частотном управлении с постоянством потокоцепления ротора. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Излагается подход к определению максимально-допустимого момента статической нагрузки асинхронного электродвигателя при частотном управлении со стабилизацией потокосцепления ротора. Получены соотношения между электромагнитными значениями в асинхронном частотно-управляемом электроприводе, позволяющие определить предельный момент нагрузки привода. Рассчитаны относительные значения предельного момента для ряда асинхронных двигателей серии 4 А при соответствующих условиях. — Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 62—83:621.314

Бурдыкин И.В., Козловский К.И., Петренко Ю.Н. Частотно-регулируемый электропривод с микроЭВМ, — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Приведена структура частотно-регулируемого электропривода переменного тока со стабилизацией скорости и потока, с ограничением абсолютного скольжения. Описан алгоритм управления электроприводом от микроЭВМ. Сформулированы требования, предъявляемые к микропроцессорному управляющему устройству. — Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.798

Максимов В.Я. Синтез системы управления с использованием нормированных характеристических уравнений. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1984, вып. 11, с.

Рассматривается метод синтеза замкнутых систем управления с использованием нормированных характеристических уравнений. Приведен алгоритм синтеза и рассмотрен пример. Данный метод может быть использован для синтеза систем стабилизации различных технологических параметров. — Ил. 3. Библиогр. 3.