ISSN 0013-5380

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1983 ·ЭНЕРГОАТОМИЗДАТ· 3

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

КОММУНИЗМ — ЭТО ЕСТЬ СОВЕТСКАЯ ВЛАСТЬ
ПЛЮС ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ ВСЕЙ СТРАНЫ (Ленин)

ЖУРНАЛ
ОСНОВАН
в 1880 г.

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

3
МАРТ

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ И НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

ОРГАН АКАДЕМИИ НАУК СССР, ГОСУДАРСТВЕННОГО КОМИТЕТА СССР
ПО НАУКЕ И ТЕХНИКЕ, ЦП НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОГО ОБЩЕСТВА ЭНЕРГЕТИКИ
И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

МОСКВА ЭНЕРГОАТОМИЗДАТ

УДК 621.316.925

Исследование волновых процессов для релейной защиты линий сверхвысокого напряжения

ЛАЧУГИН В. Ф., ПОПОВ И. Н., кандидаты техн. наук СОКОЛОВА Г. В., инж. *(ЭНИН им. Кржижановского)*,
ЗЕЙНАЛОВ А. Д., инж. *(АзНИИЭ им. Есьмана)*

Устройства быстродействующей релейной защиты линий электропередачи сверхвысокого напряжения (СВН) строятся преимущественно на основе контроля информации, определяемой токами и напряжениями промышленной частоты. Анализ функционирования таких защит показал наличие существенных трудностей их использования в связи с ростом мощностей электрических систем, увеличением протяженности передач, применением устройств продольной емкостной компенсации [1—4]. В этих условиях поведение указанных защит зависит от режимов и схем передачи, что приводит к ограничениям по чувствительности, длине защищаемого участка, быстродействию (из-за фильтрации промышленной частоты с целью снижения влияния свободных составляющих) и по степени продольной емкостной компенсации.

Для уменьшения этих зависимостей и ограничений защиты ВЛ СВН должны функционировать на основе контроля информационных сигналов, формируемых при повреждении, которые бы фиксировали появление и расположение места короткого замыкания (к. з.) в условиях, когда практически еще не проявляется реакция электрической системы. Такую информацию может нести волновая стадия переходного процесса при повреждении, сопровождаемая распространением волн по ВЛ в обе стороны от места к. з. к местам установки защиты. Эти волны определяются предшествующим повреждению значением напряжения и волновыми параметрами ВЛ и характеризуются более широким спектром частот; направление распространения волн зависит от места расположения к. з. (рис. 1) и не зависит в начальной стадии от характеристик электрической цепи.

В Энергетическом институте им. Кржижановского в 60-х годах проведены исследования по использованию переходных процессов для построения направленной релейной защиты [5]. На этой основе серийно выпускаются защиты от замыканий на землю типа ИЗС для сетей 6—35 кВ [6]. Разработана и провер на в энергосистемах опытная селективная волнова защита от замыканий на землю генераторов укру ненных блоков ГЭС [7].

Наряду с этим шведская фирма ASEA разраб тала защиту ВЛ типа RALDA, использующую волн вые переходные процессы, и установила ее в опытну эксплуатацию. Работы по волновым защитам пров дятся также в СибНИИЭ и Энергосетьпроекте.

В статье анализируются результаты проведенны в ЭНИН исследований переходных процессов при к. и других возмущениях на ВЛ СВН с целью постро ния более совершенной релейной защиты на осно контроля формируемой при этом информации.

Обеспечение селективности защиты, особенно замкнутых сетях СВН, определяет необходимость ко троля измерительными органами направления ра пространения волн при к. з. (рис. 1) по концам В в соответствии с выражением

$$p = \int_S [\mathbf{E} \cdot \mathbf{H}]\, dS = ui,$$

где $[\mathbf{E} \cdot \mathbf{H}]$ — вектор потока энергии; dS — элемент п верхности; u, i — мгновенные значения напряжения тока волны.

Направление движения волны, не влияя на зн напряжения u, влияет на направление и знак тока Поэтому знак тока относительно знака напряжен (знак мощности p) характеризует направление ра пространения волны. С учетом принятого положител ного направления мощности по ВЛ знак мощнос волны, распространяющейся к шинам подстанции отрицательный, а от шин — положительный. На п врежденной линии знаки мощности по концам оди ковы (отрицательные), на неповрежденных — разли ны. Обмен информацией между концами позволя осуществить выбор поврежденной линии.

© Энергоатомиздат, «Электричество», 1983.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

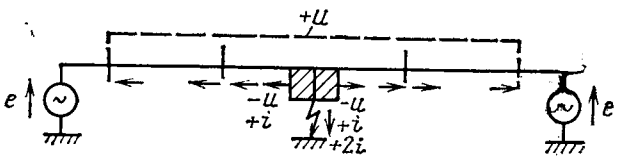


Рис. 1. Направление распространения волн на участках передачи при к. з.:
u — напряжение линии, предшествующее моменту пробоя; $-u$ — напряжение волны; $+i$ — ток волны

Проверка принципиальной воможности контроля направления распространения бегущих волн проводилась путем анализа процессов в симметричной трехфазной линии и при экспериментальных исследованиях в электрических сетях [5]. Для такой линии система фазных волн разлагается на две независимые системы составляющих — фаза — фаза и фаза — земля. На концах линии в узловых точках сети — точках контроля — для каждой независимой составляющей имеем:

$$\left.\begin{aligned} u_{\text{пад}} + u_{\text{отр}} = u_{\text{пр}};\\ i_{\text{пад}} - i_{\text{отр}} = i_{\text{пр}}, \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где $u_{\text{пад}}$, $i_{\text{пад}}$, $u_{\text{отр}}$, $i_{\text{отр}}$, $u_{\text{пр}}$, $i_{\text{пр}}$ — напряжения и токи падающих, отраженных и преломленных волн. При этом

$$u_{\text{пр}} = k_{\text{пр}u} u_{\text{пад}},\quad i_{\text{пр}} = k_{\text{пр}i} i_{\text{пад}}, \qquad (3)$$

где $k_{\text{пр}u} = 2z_{\text{э}}/(z+z_{\text{э}})$, $k_{\text{пр}i} = 2z/(z+z_{\text{э}})$ — коэффициенты преломления по напряжению и току; z и $z_{\text{э}}$ — волновые сопротивления соответственно защищаемой линии и узла. При одинаковых волновых сопротивлениях линий $k_{\text{пр}u} = 2/(n+1)$, $k_{\text{пр}i} = 2n/(n+1)$, где n — число смежных линий в узле без учета поврежденной. Поскольку $k_{\text{пр}u}$ и $k_{\text{пр}i}$ изменяют значения, но не изменяют знак напряжения $u_{\text{пр}}$ и тока $i_{\text{пр}}$, то знак мощности $p_{\text{пр}} = u_{\text{пр}} i_{\text{пр}}$, так же как и по выражению (1), соответствует расположению места повреждения. При распространении волн в сети и появлении отражений от точек, в которых $k_{\text{пр}u} \to 0$ (большое число линий в узле) или $k_{\text{пр}i} \to 0$ (разомкнутая линия), $u_{\text{пр}}$ и $i_{\text{пр}}$ в точке контроля могут снижаться до нуля, а при повторных отражениях от точки к. з. изменять знак через интервалы времени, определяемые собственными частотами.

Опыты однофазных к. з. проводились на линиях 500 кВ с устройствами продольной компенсации в точках, расположенных в различных направлениях по отношению к точке контроля, в которой электронным осциллографом записывались волновые напряжения и токи, а также напряжение на выходе фазочувствительной схемы, подключенной к трансформатору тока и антенне. Осциллограммы показали, что первоначальный знак мощности, контролируемый фазочувствительной схемой, различен при внутреннем и внешнем к. з. и сохраняется в течение нескольких сотен микросекунд.

Определение формируемых в условиях переходного процесса при к. з. информационных сигналов $u(t)$ и $i(t)$ для контроля направления распространения волн в соответствии с реальными характеристиками и параметрами ВЛ СВН основывается на расчетах переходных процессов с использованием ЦВМ. Рассматриваются ВЛ СВН протяженностью до 1000 км с шагом транспозиции до 200—300 км, несимметричным расположением фазных проводов, с тросами.

При решении телеграфных уравнений данной многопроводной системы, записанных в фазных координатах в операторной форме, с учетом влияния поверхностного эффекта в земле и проводах, в результате линейного преобразования определяются независимые системы (s) токов и напряжений волновых каналов [9]. Учитывая, что отношения токов $i_{(s)}$ и напряжений $u_{(s)}$ каждого провода линии к $i_{(s)}$ и $u_{(s)}$ провода, принятого за базисный (соответственно $\delta_{(s)}$ и $\lambda_{(s)}$), а также волновые сопротивления $z_{\text{в}(s)}$ практически действительные числа, токи $i_{(s)}$ и напряжения $u_{(s)}$ в месте повреждения при любом виде к. з. могут быть найдены решением системы из s алгебраических уравнений, в которых $\delta_{(s)}$ и $z_{\text{в}(s)}$ — коэффициенты, а свободные члены определяются граничными условиями в месте к. з. — напряжением e_u в поврежденных фазах и нулевыми значениями токов в неповрежденных. Например, при к. з. крайней фазы A на землю трехфазной ВЛ с заземленными тросами, в которой образуется три волновых канала: средний провод — крайние (индекс 1), крайний — крайний (индекс 2) и три провода—земля (индекс 0),—система уравнений имеет вид:

$$\left.\begin{aligned} &i_{A(1)} z_{\text{в}A(1)} + i_{A(2)} z_{\text{в}A(2)} + i_{A(0)} z_{\text{в}A(0)} = u_{A(1)} + u_{A(2)} + u_{A(0)} = e_{uA};\\ &\delta_{B(1)}\, i_{A(2)} + 0 + \delta_{B(0)}\, i_{A(0)} = 0;\\ &i_{A(1)} - i_{A(2)} + i_{A(0)} = 0, \end{aligned}\right\}$$

а при к. з. средней фазы B на землю

$$\left.\begin{aligned} &i_{A(1)} + i_{A(2)} + i_{A(0)} = 0;\\ &\delta_{B(1)}\, i_{A(1)} z_{\text{в}B(1)} + 0 + \delta_{B(0)}\, i_{A(0)} z_{\text{в}B(0)} = e_{uB};\\ &i_{A(1)} - i_{A(2)} + i_{A(0)} = 0. \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

Из расчетных выражений (4) и аналогичных им при других видах к. з. следует, что в волновых каналах ВЛ СВН с заземленными тросами при различных видах к. з. некоторые составляющие могут отсутствовать. Так, при к. з. средней фазы на землю отсутствуют составляющие во втором канале, при к. з. между крайними фазами — в первом и нулевом, при к. з. между фазами без замыкания на землю в нулевом канале.

Анализ $u_{(s)}$ и $i_{(s)}$ в многопроводной системе ВЛ СВН с учетом изолированных тросов и параллельных линий показывает, что несмотря на увеличение числа каналов их можно по качественным признакам объединить в три группы независимых волновых каналов, схожие с $u_{(s)}$ и $i_{(s)}$ на ВЛ с заземленными тросами. Токи $i_{(s)}(t, x)$ и напряжения $u_{(s)}(t, x)$ в любой момент времени в произвольной точке линии определяются с помощью обратного преобразования Фурье по выражениям в матричной форме, учитывающим частотные характеристики столбцовой матрицы $l_q(j\omega)$, граничных условий и передаточных функций по напряжению $T_u(j\omega)$ и току $T_i(j\omega)$:

$$\left.\begin{aligned} u_{(s)}(t, x) &= \frac{1}{\pi}\int_0^\infty \lambda_s^{-1} T_u(j\omega)\, e_q(j\omega)\, e^{j\omega t} d\omega;\\ i_{(s)}(t, x) &= \frac{1}{\pi}\int_0^\infty \delta_s^{-1} T_i(j\omega)\, e_q(j\omega)\, e^{j\omega t} d\omega. \end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Такой метод позволяет учесть влияние частотных характеристик линии и элементов сети на формирование сигналов, контролируемых защитой, а также выбрать оптимальный диапазон рабочих частот. Расчеты по (5) выполнены на ЦВМ Минск-32 и ЕС-1033. Анализ полученных форм $u(t, x)$ и $i(t, x)$ падающих волн (рис. 2) при их распространении от места повреждения по протяженной линии СВН после пробега нескольких сотен и тысяч километров показывает:

основная часть спектра волн $u_{(1)}(t)$, $i_{(1)}(t)$, $u_{(2)}(t)$, $i_{(2)}(t)$ сосредоточена в диапазоне частот от нуля до нескольких десятков килогерц, длительность фронта составляет десятки микросекунд, а уровни их мало затухают (на 2—3%);

спектр волн $u_{(0)}(t)$ и $i_{(0)}(t)$ сосредоточен в основном в диапазоне от нуля до нескольких килогерц; длительность фронта — порядка 2 мс, а их величины затухают на 10—20%;

запаздывание фронта волн второй группы по отношению к первой достигает (при длине линии $l_л \approx$ ≈ 600 км) нескольких десятков, а волн нулевой группы — нескольких сотен микросекунд; при этом на неповрежденных фазах возникают импульсы напряжения и тока обратного знака;

под влиянием транспозиции, представляющей собой несимметричную неоднородность, происходит перераспределение энергии составляющих различных междупроводных каналов и новое формирование u и i по каналам; различие по форме токов и напряжений одного и того же канала (группы) приводит в линии длиной до 600 км к неодновременным переходам этих токов и напряжений через нуль с длительностью несовпадения их полярностей в течение нескольких десятков микросекунд, что требует учета при выборе времени контроля знаков.

При падении волн от места к. з. в узловую точку из-за наличия в ней подключенных к шинам линий, трансформаторов, реакторов и других элементов происходит образование различных по форме отраженных и преломленных волн $u_{(s)}(t)$ и $i_{(s)}(t)$, что изменяет спектральный состав сигналов. В наибольшей степени изменения проявляются, когда в узле имеется только трансформатор и отсутствуют смежные линии (расчетный случай, см. рис. 3). В начальный момент прихода к узлу волны длительность фронта напряжения увеличивается на 10—20 мкс за счет влияния

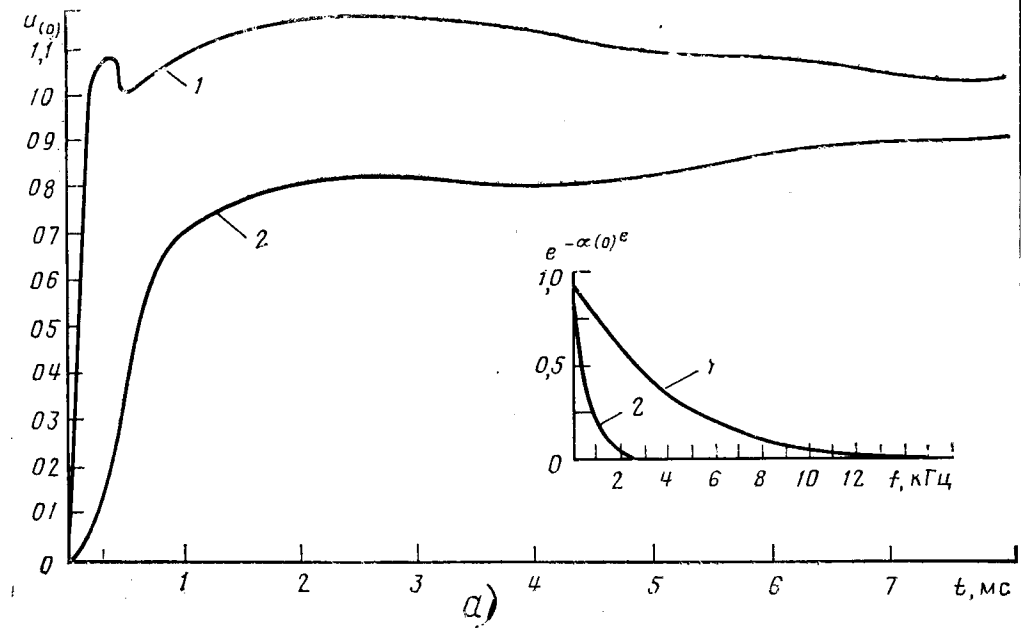
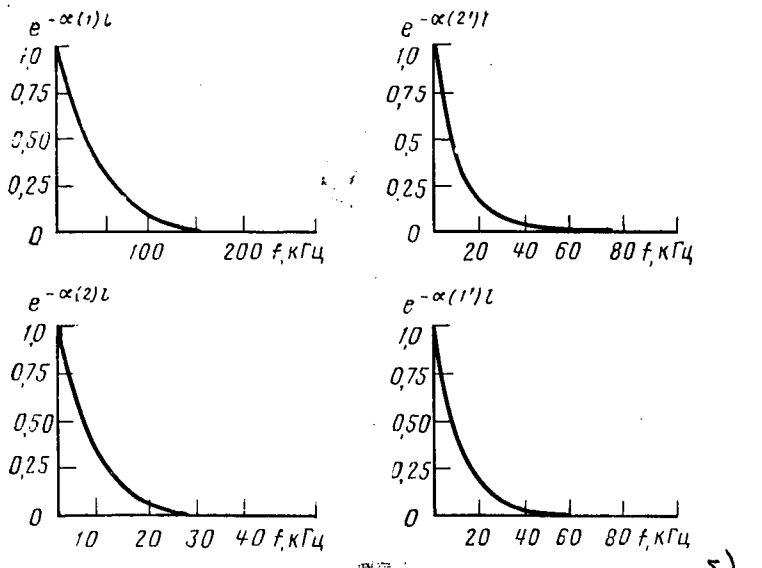


Рис. 2. Частотные характеристики $e^{-\alpha_{(s)}(f)\,l}$; *б* — форма падающих волн и огибающих в междуфазовых каналах на ВЛ СВН после пробега 600 км; *а* — форма падающей волны и огибающих в нулевом канале ВЛ СВН после пробега:

1 — 100 км, *2* — 600 км. За единицу принято амплитудное значение волны в соответствующем канале в точке повреждения

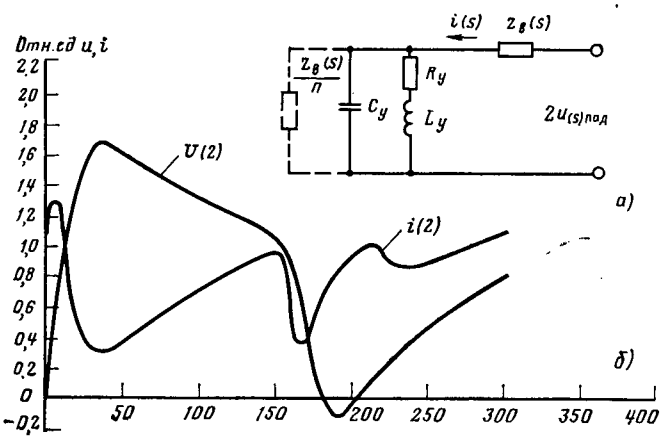


Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

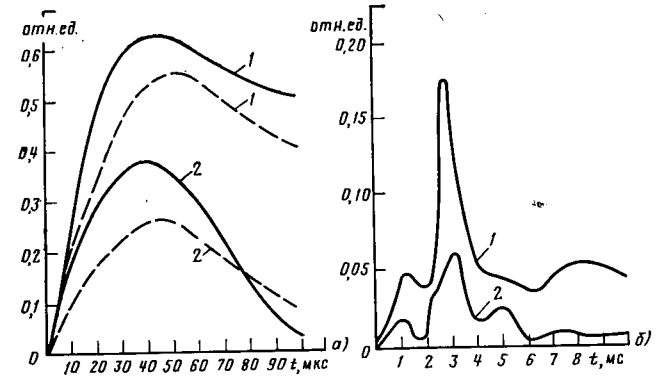
емкости шин $C_у$ и активного сопротивления $R_у$ узла, а амплитуда возрастает за счет влияния индуктивности $L_у$ узла; при этом в токе образуется импульс такой же длительности. В последующие моменты времени в соответствии с параметрами узла ($L_у$, $R_у$, $z_в$) напряжение снижается, а ток возрастает по экспоненте, но их знаки совпадают с первоначальными. В дальнейшем колебательный процесс распространения волны на участке узел — точка к. з. и в сети, определяющий собственные частоты, приводит к изменению первоначальных знаков $u_{(s)}$ и $i_{(s)}$ в различные для каждой величины моменты времени. Наиболее тяжелыми случаями с точки зрения быстроты изменения знаков являются:

изменение знака напряжения на конце линии, где включен элемент $L_у$—$R_у$, при приходе отраженной от места к. з. волны, если к этому моменту затухающее по экспоненте напряжение преломленной волны снизилось до значения, меньшего напряжения пришедшей волны (рис. 3); при близких к. з. собственные частоты процесса могут быть порядка единиц и десятков килогерц, а изменение знака соответственно через сотни и десятки микросекунд;

изменение знака тока на противоположном рассматриваемому конце относительно короткой (15—30 км) линии при к. з. на шинах при приходе отраженной волны от элемента $L_у$—$R_у$. Приведенным данным соответствуют собственные колебания с частотой основной гармоники 2,5—5 кГц; при этом изменение знака следует ожидать через 100—200 мкс.



ис. 3. Схема замещения узловой точки для расчетного случая (*а*) напряжение $u_{(2)}$ и ток $i_{(2)}$ в точке контроля (*б*) в расчетном случае после прихода повторной волны от места повреждения в точку контроля. За единицу тока напряжения приняты их начальные значения в месте повреждения



ис. 4. Формы падающих волн грозовых возмущений после пробега 600 км по ВЛ СВН:

— в 1-м и 2-м каналах; *б* — в нулевом волновом канале; постоянные емени тока молнии: *1* — 150 мкс; *2* — 40 мкс (штриховой линией обозначена форма волны во втором канале). За единицу приняты начальные значения этих волн в точке приложения возмущения

При наличии смежных линий в узле преломленные напряжения и токи в основном определяются коэффициентами преломления по выражениям (3). Знаки напряжения и тока после прихода отражений от концов смежных линий и точки к. з. могут изменяться через интервалы времени порядка сотен микросекунд, что определяется соответствующими собственными частотами.

Коммутационные процессы и грозовые явления, как возмущения, не связанные с повреждениями, должны учитываться с точки зрения влияния на поведение быстродействующих защит. Влияние процессов при коммутациях выключателем предотвращается путем исключения его из зоны действия защиты.

Методы ограничения влияния грозовых явлений— индуктированных возмущений (удары молнии вблизи ВЛ, в опору, трос) и прорывов молнии сквозь тросовую защиту — на поведение защиты определяются анализом их характеристик. Волновой процесс при распространении грозовой волны по каналам ВЛ СВН, не приводящей к повреждению изоляции линии, характеризуется в соответствии с обратным преобразованием Фурье выражением:

$$i_{(s)}(t,\ x)=\frac{2}{\pi}I_м\int\limits_0^\infty \frac{\omega}{\delta^2_н+\omega^2}e^{-\alpha_{(s)}(\omega)x}[\omega\cos\beta_{(s)}(\omega)x+$$

$$+\delta_н\sin\beta_{(s)}(\omega)x]\frac{\sin t\omega}{\omega}d\omega. \qquad (7)$$

Источник процесса — ток молнии $I_м$ — моделируется в виде $i_м=I_м e^{-\delta_н(t)}$ [10 — 12]. Значение показателя затухания $\delta_н$ на основании статистических данных оценивается в пределах от 6670 — до 50 000 1/с, а граничная амплитуда $I_{м.гр}$, соответствующая условиям развития повреждений при грозовых явлениях, определяется с учетом значений импульсного разрядного напряжения $u_и$ гирлянды изоляторов [10]:

$$I_{м.гр}=\frac{u_и(2z_м+z_{в.ф})}{z_м z_{в.ф}}, \qquad (8)$$

где $z_м$ и $z_{в.ф}$ — волновые сопротивления канала молнии ($z_{м.ср}$=600 Ом) и фазы линии ($z_{в.ф}$=250—300 Ом).

Расчеты показали, что токи и напряжения волн грозовых возмущений, не перешедших в к. з., несмотря на их существенное затухание (рис. 4), могут быть соизмеримы с токами и напряжениями при к. з., так как амплитуда тока в линии при грозе в месте удара молнии в 5—6 раз превышает амплитуду тока при к. з. Оценка вероятности $Q(I_{м.гр})$ появления токов, превышающих $I_{м.гр}$, показывает, что с ростом класса напряжения ВЛ СВН вероятность повреждения линии при грозовых явлениях снижается и начинают преобладать возмущения, не сопровождаемые к. з. Поэтому доля неправильной работы защиты, не отстроенной от грозовых возмущений (в основном от прорывов сквозь тросовую защиту без к. з.), может возрастать; по нашим оценкам для ВЛ 500 кВ эта доля составляет 0,14, а для ВЛ 750 кВ — 0,23. Следо-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

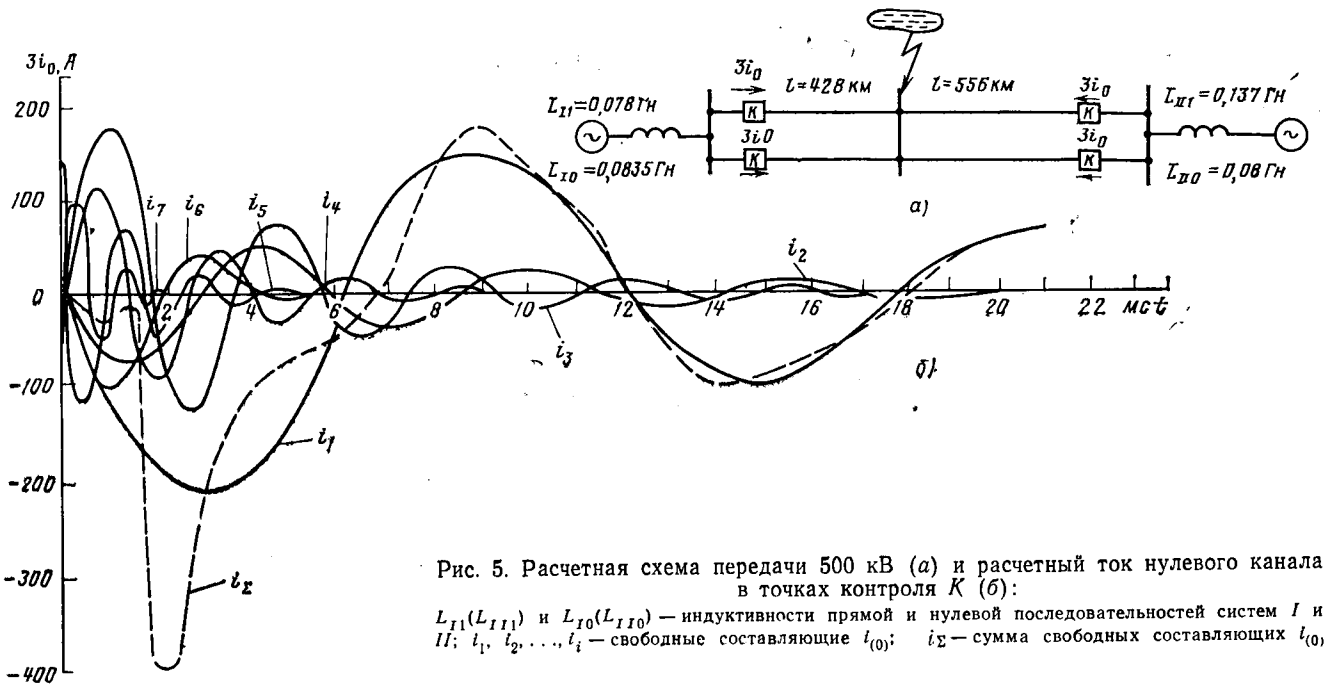


Рис. 5. Расчетная схема передачи 500 кВ (*а*) и расчетный ток нулевого канала в точках контроля *К* (*б*):

$L_{I1}(L_{III})$ и $L_{I0}(L_{III0})$ — индуктивности прямой и нулевой последовательностей систем *I* и *II*; i_1, i_2, ..., i_i — свободные составляющие $i_{(0)}$; i_Σ — сумма свободных составляющих $i_{(0)}$

вательно, необходима отстройка защиты от указанных возмущений.

Общим признаком для всех видов грозовых возмущений, не связанных с к. з., является обязательное наличие токов и напряжений в нулевом канале. При этом в случае индуктированных возмущений фазные величины близки друг к другу, а при прорывах молнии сквозь тросовую защиту распределение токов и напряжений по фазам аналогично однофазному к. з. Поэтому при индуктированных возмущениях отношение составляющих нулевого канала к составляющим первой группы каналов существенно превышает аналогичные соотношения при к. з. и прорывах молнии сквозь тросовую защиту. Следовательно, такой признак может быть использован для различения индуктированных возмущений от к. з. на землю. Выявление возможных признаков отличия грозовых прорывов от к. з. на землю осуществляется при сопоставлении амплитудных и частотных соотношений формируемых сигналов. Грозовая волна в целом характеризуется спектром более высоких частот по сравнению с волной к. з. Вместе с тем расчеты показывают, что за счет реакции системы на грозовую волну появляются свободные низкочастотные составляющие (от 70—80 Гц до нескольких сотен герц). При этом даже в нулевом канале токи свободных составляющих, характеризуемые повышенным затуханием, могут быть в течение десятков миллисекунд соизмеримы по амплитуде и частоте с токами при к. з. (рис. 5). В существующих сетях СВН частота первой свободной составляющей при грозовых возмущениях выше промышленной, и грозовые прорывы можно отличить от к. з. на землю по частотному признаку. Однако при дальнейшем увеличении протяженности передачи это различие сократится, что может затруднить использование только частотного признака. Данные выводы определяют необходимость учета влияния грозовых возмущений и на поведение защит, основанных на контроле величин промышленной частоты, поскольку эти защиты действуют в условиях переходного процесса.

Построение защиты, выбор ее характеристик и параметров (см. рис. 6). В качестве основных выбираются импульсные измерительные органы, контролирующие направление распространения преломленных или падающих волн при к. з. на защищаемой линии и при внешних к. з. Для сопоставления информации по концам линии предусматриваются высокочастотные или радиоканалы связи. Органы направления (ОНМ) реагируют на составляющие *u* и *i* 1-го и 2-го волновых каналов (групп), поскольку их сочетание обеспечивает охват всех видов к. з. и они обладают меньшими затуханием и запаздыванием по сравнению с составляющими нулевого канала. Для исключени

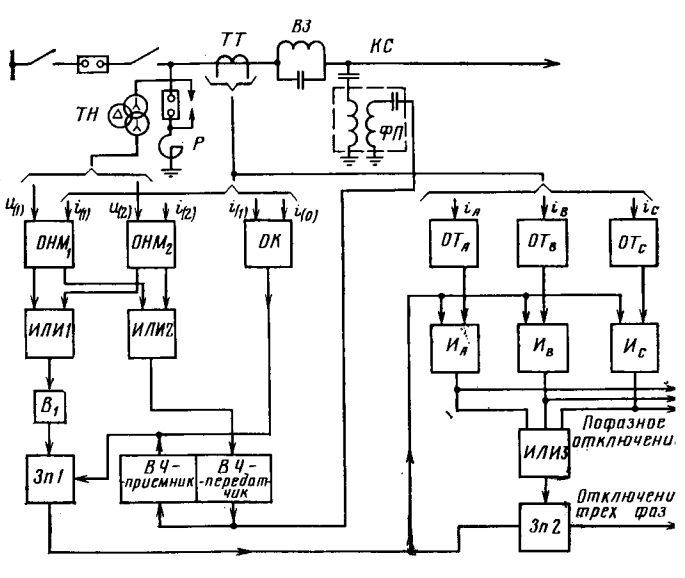


Рис. 6. Структурная схема защиты:

ТТ — трансформатор тока; *ТН* — трансформатор напряжения; *ВЗ* — высокочастотный заградитель; *КС* — конденсатор связи; *ФП* — фильтр присоединения; $ОНМ_1$ и $ОНМ_2$ — органы направления; *ОК* — орган контроля; *ИЛИ1*, *ИЛИ3*, *ИЛИ2* — логические блоки; $В_1$ — блок задержки; *Зп1*, *Зп2* — элементы запрета; $ОТ_А$, $ОТ_В$ и $ОТ_С$ — органы тока; $И_А$, $И_В$, $И_С$ — логические блоки

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

влияния нормального режима применяются фильтры, подавляющие установившиеся токи и напряжения.

Частотный диапазон ОНМ выбирается по условиям: сохранения закономерностей соотношений знаков $u_{(s)}$ и $i_{(s)}$ на его входе при к. з. в контролируемый момент времени; уменьшения зависимости от режимов; отстройки от высоких частот для уменьшения вероятности его срабатывания при грозовых и других возмущениях, не связанных с к. з.; повышения помехоустойчивости.

Реализация требуемого частотного диапазона осуществляется фильтром нижних частот.

Определение формы сигналов $u'_{(s)}(t)$ и $i'_{(s)}(t)$ на выходе фильтрующих цепей ОНМ и закономерностей изменения их знаков осуществлялось на основании совместных расчетов переходных процессов в первичной и вторичной цепи ОНМ. Расчеты выполнялись с использованием комплексных частотных характеристик фильтрующих цепей $k_\omega(j\omega) = k_\omega(\omega)\, e^{-j\varphi_\omega(\omega)}$ [13]. Результаты показывают, что изменения знаков входных $u_{(s)}$ и $i_{(s)}$, соответствующие их собственным частотам в верхнем диапазоне, исчезают после прохождения этих сигналов через фильтры нижних частот с верхней частотой ниже этих собственных частот. Изменения знаков могут появляться через бо́льшие интервалы времени в соответствии со следующим более низким значением собственной частоты. Так (рис. 7), при l=40 км близкий к первичному ток (при Δf_Φ=0—10 кГц) изменяет знак через $t \approx 270$ мкс ($f_{\text{собств}} \approx 2$ кГц), а на выходе фильтра с частотой пропускания Δf_Φ=0—1 кГц этого не происходит, так как собственные частоты выше 2 кГц не пропускаются фильтром. Следовательно, использование фильтров нижних частот позволяет отстроить ОНМ от изменений знаков $u_{(s)}(t)$ и $i_{(s)}(t)$, соответствующих повышенным частотам. Это дает возможность выбрать бо́льшее время контроля длительности входного сигнала — порядка нескольких сотен микросекунд с целью повышения помехоустойчивости ОНМ.

Вместе с тем значительное ограничение верхнего предела Δf_Φ нецелесообразно, так как при этом снижается уровень контролируемых сигналов и увеличивается длительность их фронта вследствие исключения части спектра, несущего информацию о начальных значениях сигналов, в меньшей степени зависящую от режимов работы системы. Выбор Δf_Φ представляется целесообразным в пределах нескольких килогерц. Чувствительность ОНМ выбирается по условиям обеспечения действия защиты при любом значении фазовых углов $\psi_н$ напряжения, предшествующего к. з.; расчетным является режим с $\psi_н$, близким к нулю. При этом уровни сигналов на выходе фильтров составляют 10—20% номинальных значений в интервале времени порядка сотен микросекунд.

Для предотвращения излишних срабатываний защиты при грозовых возмущениях, не связанных с к. з., предусмотрен орган контроля. Этот орган вводится

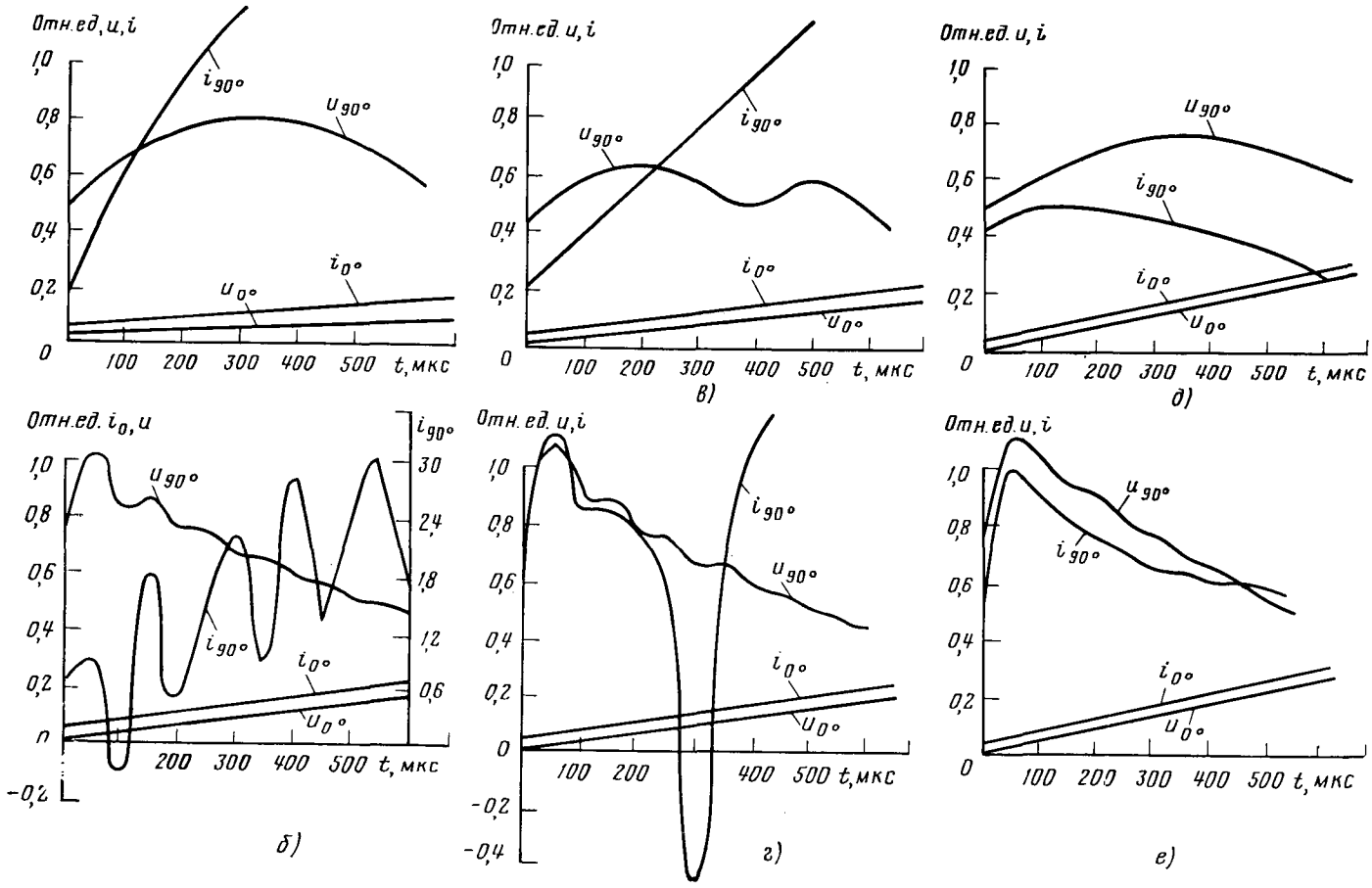


Рис. 7. Расчетные кривые $u(t)$ и $i(t)$ на выходе цепи из последовательно соединенных ТТ-образного фильтра с $f_{\text{осц}}$=50 Гц и фильтра нижних частот с полосой пропускания Δf_Φ от 0 до 1 кГц (*а*, *в*, *д*) и от 0 до 10 кГц (*б*, *г*, *е*) при к. з. в начале линии с l=10 км (*а*, *б*), 40 км (*в*, *г*) и 90 км (*д*, *е*) и $L_у$=0,035 Гн при $\psi_н$=0° и 90°

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

в действие только при возникновении грозовой ситуации в соответствии с признаком появления индуктированных возмущений, и при наличии токов или напряжений в нулевом канале запрещает действие ОНМ на отключение. При грозовых возмущениях, сопровождаемых к. з., запрет снимается органом, отличающим частоты свободных составляющих грозового возмущения от вынужденных составляющих к. з. Вследствие этого при к. з. на землю вне времени протекания грозы, а также при всех междуфазовых к. з. защита будет иметь время срабатывания порядка нескольких миллисекунд без задержки на 5—10 мс, вносимой органом контроля, использующим узкий диапазон частот от нуля до нескольких сотен герц.

Выбор поврежденной фазы для цепей ОАПВ осуществляется импульсными избирателями поврежденных фаз, реагирующими на аварийные токи фазной волны и имеющими время срабатывания такое же, как и ОНМ.

Используются типовые измерительные устройства, частотные характеристики которых соответствуют характеристикам измерительных органов защиты. Для контроля переходных процессов перспективно также применение магниточувствительных элементов [14], опыт использования которых в защитах указанного типа положителен.

Для обеспечения действия защиты в режиме включения линии, поскольку при этом источником переходного процесса является коммутация выключателем, предусматривается специальный орган (на схеме не показан).

Для проверки принятых принципиальных решений по защите, реагирующей на волновой процесс АзНИИЭ и ЭНИН совместно разработали макетный образец импульсной направленной защиты с высокочастотной блокировкой с применением микроэлектроники, который установлен на одной из линий 500 кВ Мосэнерго в опытную эксплуатацию с действием на сигнал. В образце применены импульсные органы направления мощности двухстороннего действия, реагирующие на к. з. в защищенном направлении и на внешние к. з. В каждом полукомплекте защиты имеются по два таких ОНМ, контролирующих напряжения и токи 1-го и 2-го волновых каналов. Для отстройки ОНМ от нормального режима применяются пассивные *RC*-фильтры, подавляющие промышленную частоту. Верхний предел рабочего диапазона частот ограничивается активным фильтром нижних частот (до 2 кГц).

Орган направления содержит пороговые элементы (компараторы на операционных усилителях), принимающие информацию о величине и знаке контролируемых параметров напряжения u и тока i волны; дешифраторы знака мощности на основе логических элементов совпадения И, элементы, определяющие время контроля знака мощности при определенной длительности сигналов u и i, а также триггеры. Орган контроля имеет импульсный блок запрета и блок разрешающий, реагирующий на низкочастотные составляющие тока к. з. на землю. Оба блока содержат элементы пороговые, временные и исполнительные. Взаимодействие органов и их функциональных звеньев реализуется логическими интегральными элементами на основе цифрового двоичного кода; отсчет выдержек времени осуществляется с помощью централизованного источника эталонных импульсов с кварцевой стабилизацией. Макетный образец имеет тестовый контроль и блок индикации из шести индикаторных цифровых ламп, фиксирующих действие $ОНМ_1$ и $ОНМ_2$ при к. з. на защищаемой линии и внешних к. з., а также действия органа контроля.

Выводы. 1. Более полное удовлетворение требований, предъявляемых к релейной защите ВЛ СВН, достигается на основе контроля информации о повреждении, формируемой переходным процессом, в отличие от применяемого контроля электрических величин промышленной частоты.

2. Выбор поврежденной линии при всех видах к. з. основывается на контроле направления распространения волн переходного процесса в межпроводных волновых каналах, имеющих меньшее запаздывание и затухание контролируемых величин.

3. Контроль токов и напряжений волн переходного процесса, распространяющихся от места к. з., в диапазоне частот от нуля до нескольких килогерц, в интервалах времени до нескольких сотен микросекунд уменьшает зависимость функционирования защиты от режимов схем и протяженности передачи и позволяет существенно повысить ее быстродействие.

4. Необходима отстройка защиты от возмущений, не связанных с к. з.; действие защиты в условиях включения линии на к. з. требует ввода на этот период дополнительного органа.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Федосеев А. М.** Релейная защита электрических систем. — М.: Энергия, 1976.

2. **Левиуш А. И., Медведева Л. Н., Сапир Е. Д.** — Принципы выполнения одночастотной высокочастотной защиты ВЛ 750 кВ. — Электричество, 1973, № 8.

3. **Козлов В. И.** Некоторые особенности релейной защиты протяженных линий электропередачи сверхвысокого напряжения. — Труды ин-та «Энергосетьпроект», 1976, вып. 7.

4. **Лосев С. Б., Чернин А. Б.** Расчет электромагнитных переходных процессов для релейной защиты на линиях большой протяженности. — М.: Энергия, 1972.

5. **Попов И. Н.** Об использовании переходных процессов внешних источников контроля для выполнения устройств релейной защиты. — В кн.: Вопросы оптимального развития энергосистем и новые технические средства их защиты. — М.: Наука, 1970.

6. **Попов И. П., Соколова Г. В., Махнев В. И.** Импульсная направленная защита электрических сетей от замыканий на землю типа ИЗС. — Электрические станции, 1978, № 4.

7. **Попов И. Н., Соколова Г. В.** Селективная направленная защита гидрогенераторов от замыканий на землю. — Электричество, 1980, № 7.

8. **The development** and operation of an ultra high speed relaying system for EHV transmission lines/ I. Estergalvos, M. Yee, M. Chamia, S. Liberman. — CIGRE, 1978, p. 34—04.

9. **Костенко М. В., Перельман Л. С., Шкарин Ю. П.** Волновые процессы и электрические помехи в многопроводных линиях высокого напряжения. — М.: Энергия, 1973.

10. **Бронфман Л. И.** Режимы работы вентильных разрядников при грозовых перенапряжениях. — Л.: Энергия, 1977.

11. **Майкопар А. С.** Дуговые замыкания на линиях электропередачи. — М.: Энергия, 1965.

12. **Berger K., Anderson R. B., Kröninger H.** Parameters of lightning flashes. — Electra, 1975, № 41.

13. **Ипхохи Я. С.** Импульсные устройства. — М.: Советское радио, 1959.

14. **Измерения** токов линий высшего напряжения по их магнитным полям/ Э. А. Меерович, П. А. Назаров, Г. Х. Караба, Б. П. Кокуркин. — Электричество, 1980, № 7.

[14.06]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.311.016.351.001.24

Условия возникновения самораскачивания в энергосистемах

СМИРНОВ К. А.

Москва

При рассмотрении статической устойчивости режимов энергетических систем обращается внимание на возможность в некоторых условиях возникновения самораскачивания [1—3]. В [4] высказываются некоторые соображения о необходимости расширения области, в которой самораскачивание должно учитываться. В настоящей статье приводятся дальнейшие исследования этого вопроса.

Необходимо отметить, что самораскачивание в энергосистеме рассматривается обычно как явление, связанное с отличием реактансов генераторов по продольной и поперечной осям и с действием автоматических регуляторов возбуждения генераторов. При этом склонность к самораскачиванию проявляют системы с большим активным сопротивлением статорной цепи. Такое представление и соответствующий анализ с помощью уравнений Парка — Горева приводят, в частности, к тому, что, самораскачивание в сложной системе менее вероятно, чем в простейшей системе «станция — шины». В связи с этим рекомендуется исследование возможности самораскачивания каждой отдельной машины при зафиксированном напряжении на ее шинах. В таком случае самораскачивание проявляется при малых нагрузках машин и может быть исключено применением демпферных обмоток генераторов и соответствующей настройкой автоматических регуляторов возбуждения [1—3].

Однако наряду с этим, как нетрудно выяснить на простых примерах, самораскачивание может возникать в энергосистеме при определенном соотношении ее параметров и режима не в связи с параметрическими явлениями в генераторах и действием АРВ. Например, в трехузловой схеме (два станционных узла и базисная точка), рассматриваемой без учета моментов, зависящих от скорости изменения углов, при равных постоянных инерции эквивалентных электростанций в узлах и поддержании неизменных модулей напряжения в узлах, самораскачивание возникает когда соблюдается соотношение $\left(\frac{\partial P_1}{\partial \delta_1}-\frac{\partial P_2}{\partial \delta_2}\right)^2+4\frac{\partial P_1}{\partial \delta_2}\frac{\partial P_2}{\partial \delta_1}<0$.

Такие условия возникают, когда при утяжелении режима с увеличением загрузки линии, связывающей станции, угол между напряжениями станционных узлов достигает некоторого значения, превышающего угол сопротивления соединительной линии, причем свободный член характеристического уравнения может оставаться положительным. Это, в частности, может иметь место при перегрузке относительно маломощных линий электропередачи, соединяющих друг с другом отдельные энергосистемы, когда напряжение в узлах, представляющих энергосистемы, при наличии соответствующих регуляторов возбуждения генераторов может поддерживаться почти неизменным, так что реактивные сопротивления генераторов и их различие по продольной и поперечной осям практически не будут оказывать влияние на переходные режимы, связанные с взаимным воздействием узлов.

При относительно небольшой пропускной способности межсистемных линий по сравнению с мощностью соединяемых энергосистем колебательные электромеханические процессы в объединенной энергосистеме, связанные с влиянием режима этих линий, протекают относительно медленно. Период колебаний может составлять 5 с и более. При столь медленном протекании процесса демпферные моменты синхронных машин не оказывают заметного влияния на условия возникновения и характер этих колебаний.

Исходя из этого представляет интерес исследование самораскачивания в простой энергосистеме, состоящей из станционных узлов и базисной точки, с поддержанием неизменных модулей напряжения в узлах без учета в ней моментов синхронных машин, зависящих от скорости изменения углов, и динамических характеристик регуляторов возбуждения. Такое рассмотрение позволит выявить основные причины возникновения и характеристики колебательного процесса в энергосистеме. Этот процесс в действительности несколько искажается за счет влияния демпферных моментов, и на него накладываются колебания более высокой частоты, связанные с динамическими характеристиками регуляторов возбуждения генераторов и влиянием других факторов, здесь не учитываемых.

Для устойчивости установившегося режима такой энергосистемы необходимо и достаточно, чтобы величины $\chi=p^2$ (p — корни характеристического уравнения системы дифференциальных уравнений, записанных для малых колебаний системы) были действительны и отрицательны [5]. Это означает, что величины $\lambda=-p^2$, представляющие собой собственные значения матрицы **A** коэффициентов $a_{ij}=\frac{1}{T_i}\frac{\partial P_i}{\partial \delta_j}$ линеаризированных дифференциальных уравнений, должны быть действительны и положительны. Здесь i, $j=1, 2, \ldots, n$, где n — число станционных узлов, T_i — постоянные инерции. Самораскачивание возникает, когда собственные значения становятся комплексными, поскольку при этом некоторые значения p становятся комплексными, сопряженными с положительной действительной частью.

В условиях нормальной устойчивой работы с малыми углами δ_{ij} между соседними узлами все диагональные элементы матрицы a_{ii} положительны, а недиагональные $a_{ij(j\neq i)}$ — отрицательны [6].

У действительной симметричной матрицы все собственные значения действительны. Поэтому комплексные собственные значения матрицы могут быть получены лишь в случае несимметрии матрицы, т. е. когда транспонированная матрица не совпадает с данной и, следовательно, некоторые недиагональные элементы $a_{ij}\neq a_{ji}$.

При изменении режима элементы a_{ij} изменяются вследствие изменения производных $\partial P_i/\partial \delta_j$. Из выражений, определяющих эти производные (см., например, [6]), видно, что различие производных $\partial P_i/\partial \delta_j$ и $\partial P_j/\partial \delta_i$ связано с наличием у ветвей, соединяющих узлы, активных сопротивлений; различие растет при увеличении углов δ_{ij} между векторами напряжений узлов (здесь не имеются в виду ветви, связывающие узлы с базисной точкой). Когда угол δ_{ij} становится равным углу сопротивления ψ_{ij} соответствующей вет-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ви ($\operatorname{tg}\psi_{ij}=x_{ij}/R_{ij}$), то производная $dP_i/d\delta_j$ для отстающего угла снижается по абсолютной величине до нуля и при дальнейшем увеличении угла становится положительной. Производная для опережающего узла при этом также начинает по абсолютной величине уменьшаться, и когда угол δ_{ij} достигает значения $180°-\psi_{ij}$, переходит через нуль в область положительных величин.

Далее будем рассматривать системы, у которых станционные узлы или группы узлов связаны друг с другом ветвями помимо тех связей, которые они могут иметь через базисную точку. В противном случае система будет распадаться на несколько независимых частей, каждая из которых должна рассматриваться независимо, поскольку какое-либо влияние одной части системы на другие отсутствует. Соответственно с этим здесь не рассматриваются матрицы, которые путем перестановки строк и столбцов могут быть приведены к диагональным или квазидиагональным, и бесконечно близкие к ним.

В некотором исходном нормальном режиме при относительно небольших углах между станционными узлами все собственные значения λ_s матрицы **A** будут действительны и положительны, поскольку этот режим принимается заведомо устойчивым. При этом будем считать все λ_s различными.

При изменении режима с изменением, например, недиагональных элементов будет происходить непрерывное изменение собственных чисел λ_s, т. е. бесконечно малым изменениям элементов a_{ij} будут соответствовать бесконечно малые изменения величин λ_s. Поскольку матрица действительная, комплексные значения λ_s возникнут как комплексно сопряженные величины после того, как некоторая пара действительных λ_s станет кратным корнем характеристического уравнения, определяющего эти собственные значения.

Число линейно независимых собственных векторов, отвечающих кратному собственному значению, не превышает его кратности, и, поскольку здесь имеет место кратность 2, оно равно 1 или 2.

В приложении показано, что если при изменении элементов матрицы ее несимметрия достигнет такой степени, что для некоторого значения λ_s собственный вектор транспонированной матрицы будет ортогонален соответствующему собственному вектору данной матрицы, то это собственное значение станет кратным корнем характеристического уравнения, т. е. два собственных значения совпадут, причем это кратное собственное значение имеет лишь один собственный вектор.

Можно также показать, что обратно, если кратное значение λ имеет лишь один собственный вектор, то собственные векторы данной и транспонированной матриц ортогональны.

Нетрудно убедиться в том, что если при изменении элементов матрицы два собственных значения становятся одним кратным, то при некотором малом дополнительном изменении элементов кратное собственное значение может перейти в комплексные.

Мы рассмотрели условия, при которых собственные значения матрицы становятся кратными и имеют при этом один собственный вектор. Однако могут иметь место случаи, при которых кратное значение λ имеет два различных собственных вектора и ортогональность собственных векторов данной и транспонированной матриц не соблюдается. Например, это имеет место у симметричных матриц, у которых число собственных векторов кратных собственных значений равно их кратности.

Такие случаи следует рассматривать лишь как частные. Действительно, пусть имеется некоторая любая исходная матрица, и в результате изменения ее элементов два ее собственных значения становятся кратными λ_r. Компоненты собственного вектора, отвечающего этому кратному значению, могут быть получены из системы уравнений $(\mathbf{A}-\lambda\mathbf{E})x=0$, если, например, компоненту x_1 принять равной единице, перенести известные величины в правую часть и остальные компоненты определить из $n-1$ полученных уравнений по формулам Крамера. Если определитель этих уравнений не равен нулю, то компоненты будут определенными, т. е. собственный вектор один. В более общем случае достаточно, если ранг матрицы $(\mathbf{A}-\lambda_r\mathbf{E})$ равен $n-1$. Лишь в частном случае, когда ранг этой матрицы менее $n-1$, т. е. все миноры $(n-1)$-го порядка равны нулю, и числитель в формуле Крамера для какой-нибудь компоненты также равен нулю, значение компоненты представится неопределенностью 0/0, при раскрытии которой может быть получено два различных собственных вектора [1].

Можно считать, что в практических задачах точное соблюдение условий получения такой неопределенности маловероятно. Поэтому основным условием, определяющим возникновение комплексных собственных значений матриц в практических задачах, остается ортогональность собственных векторов данной и транспонированной матриц.

Если матрица симметричная (особые точки режимов, отвечающие указанным выше частным случаям, и прилегающие к ним малые области не рассматриваются), то ее собственные векторы колинеарны соответствующим собственным векторам транспонированной матрицы. Следовательно, чтобы какой-либо собственный вектор стал ортогональным соответствующему собственному вектору транспонированной матрицы, и таким образом какая-нибудь пара собственных значений стала комплексной, несимметрия матрицы должна быть значительной. Это имеет место, например, когда матрица с двумя равными диагональными элементами становится трехугольной, что соответствует случаю, когда все линии (не считая линий, связывающих узлы с базисной точкой) загружены в одном направлении до предела, при котором угол между напряжениями начала и конца каждой линии достигает угла ее полного сопротивления.

При работе энергосистемы с небольшими углами между напряжениями соседних станционных узлов отношение величин симметрично расположенных недиагональных элементов матрицы не столь сильно отличается от единицы, т. е. несимметрия матрицы относительно невелика, и поэтому самораскачивания системы возникать не должно. Напротив, при увеличении углов, когда они могут приближаться к значению углов полного сопротивления и превзойти их, так что некоторые недиагональные элементы изменяют знак, в системе возможно самораскачивание. Поэтому, если, например, в процессе итерационного рас-

[1] В [4] эти частные случаи не учтены и утверждения о числе собственных векторов неправомерны, вследствие чего некоторые выводы справедливы лишь для области режимов, исключающей эти частные случаи.

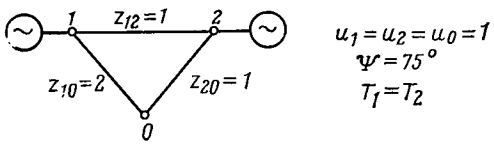
Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

чета статической устойчивости системы углы между соседними узлами подходят к углам полных сопротивлений соответствующих ветвей и отвечающие им недиагональные элементы приближаются к нулю, необходимо применять метод расчета, выявляющий самораскачивание.

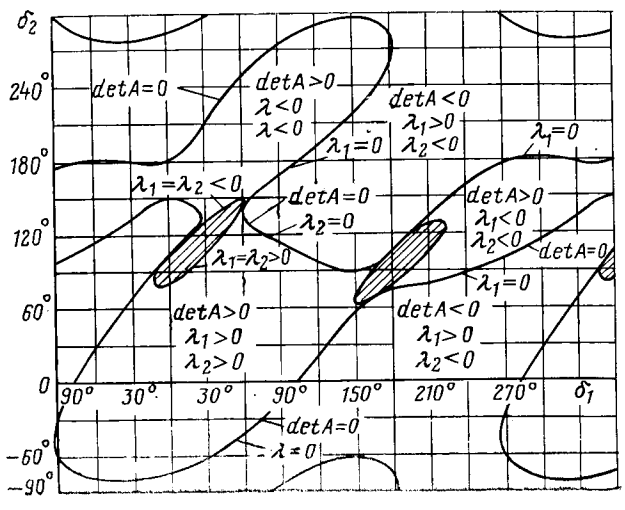
Таким образом, основной причиной, вызывающей рассматриваемое самораскачивание системы, является перегрузка линий, соединяющих друг с другом станционные узлы. При этом активное сопротивление линий начинает оказывать неблагоприятное влияние на соотношение площадок ускорения и торможения роторов генераторов на диаграмме P, δ, что и приводит к самораскачиванию.

В качестве примера рассмотрим энергосистему, состоящую из двух станционных узлов и базисной точки, соединенных линиями с параметрами $z_{10}=2$, $z_{12}=1$, $z_{20}=1$. Углы полных сопротивлений всех линий $\psi=75°$; $u_1=u_2=u_0=1$. Постоянные инерции станционных узлов равны между собой. На рисунке в координатах δ_1 и δ_2 изображены границы области $\det \mathbf{A}>0$ и областей самораскачивания (последние заштрихованы). Как видно, в областях самораскачивания углы δ_{12} близки к 90°, что соответствует перегрузке линии, соединяющей станционные узлы. Область устойчивой работы содержит зону малых углов и ограничена линиями $\det \mathbf{A}=0$ и границами областей самораскачивания. В устойчивой области $\det \mathbf{A}>0$. Часть области $\det \mathbf{A}>0$, лежащая за областями самораскачивания, является неустойчивой, поскольку в ней оба собственных значения λ_1 и λ_2 отрицательны. Будем считать, что линии представляют собой относительно слабые связи между станционными узлами и соответственно этому постоянные инерции станций узлов, отнесенные к мощности этих линий, велики и равны, например, 50 с. Тогда период колебаний углов в средних точках областей самораскачивания равен около 7,5 с.

Такое самораскачивание в энергосистемах возникает несмотря на то, что в узлах имеются регуляторы возбуждения генераторов, поддерживающие напряжения неизменными. Регуляторы возбуждения генераторов, разумеется, в некоторой степени влияют на возникновение и протекание этого процесса, и в отдельных случаях при соответствующей настройке самораскачивание может быть с их помощью предотвращено. Однако вряд ли это возможно в сложной энергосистеме при всех ее режимах.



$u_1=u_2=u_0=1$
$\Psi=75°$
$T_1=T_2$



Таким образом, наряду с самораскачиванием как параметрическим явлением, связанным с работой отдельных генераторов при малых нагрузках и настройкой их регуляторов возбуждения, следует рассматривать также самораскачивание как колебательное нарушение статической устойчивости работы системы, возникающее при перегрузке линий электропередачи.

Частота колебаний углов и мощностей при этом представляет собой собственную частоту электромеханических колебаний системы, причем она может в некоторых условиях оказываться в резонансе с частотой собственных колебаний регуляторов скорости турбин, что будет способствовать более раннему возникновению самораскачивания.

Вследствие относительно низкой частоты колебаний при самораскачивании в системе со слабыми связями эффективным средством для его предотвращения в этом случае наряду с надлежащей настройкой АРВ должно явиться применение автоматического регулирования потоков мощности по линиям электропередачи с воздействием на регулирование турбин и на устройства продольного и поперечного регулирования режима линий.

Выводы. 1. Наряду с самораскачиванием генераторов как параметрическим явлением, проявляющимся при их малой нагрузке, следует рассматривать самораскачивание энергосистемы как колебательное нарушение ее статической устойчивости, возникающее при определенных соотношениях ее параметров и режима, причем оно может быть непосредственно не связано с действием автоматических регуляторов возбуждения генераторов.

2. Основной причиной, вызывающей самораскачивание энергосистемы, является перегрузка линий, соединяющих друг с другом станционные узлы системы.

3. В энергосистеме, состоящей из станционных узлов с фиксированным модулем напряжения, при малом влиянии демпферных моментов граничным условием возникновения самораскачивания в практических условиях является такая несимметрия матрицы уравнений малых колебаний системы, при которой какой-нибудь собственный вектор становится ортогональным соответствующему собственному вектору транспонированной матрицы.

Приложение. Пусть $\mathbf{x}_s$ и $\mathbf{x}^{\mathrm{T}}{}_s$ — собственные векторы, отвечающие собственным значениям λ_s данной квадратной действительной матрицы $\mathbf{A}$, $s=1, 2, \ldots, n$, и ее транспонированной матрицы $\mathbf{A}^{\mathrm{T}}$. Примем, что в некоторых исходных условиях все собственные значения матрицы λ_s различны, и при этом $\lambda_{s=r}$ и $\lambda_{s=k}$ при изменении элементов матрицы приближаются к их кратному значению. Все остальные пары λ_s различны. Собственные векторы $\mathbf{x}_s$ образуют базис n-мерного пространства $\{\mathbf{x}_s\}$. Как известно [7], если все собственные значения λ_s действительной матрицы попарно различны, то скалярное произведение $(\mathbf{x}_j, \mathbf{x}^{\mathrm{T}}{}_t)$ собственных векторов для $s=j$ и $s=t$ данной и транспонированной матриц удовлетворяет условиям биортонормировки:

$$(\mathbf{x}_j, \mathbf{x}^{\mathrm{T}}{}_t) = \begin{cases} 0 & \text{при } j \neq t; \\ 1 & \text{при } j = t. \end{cases} \qquad (1)$$

Пусть в результате непрерывного изменения элементов матрицы, которая в исходных условиях близка к симметричной, ее несимметрия будет увеличиваться и достигнет такой степени, что

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

для некоторого собственного значения λ_r собственный вектор $\mathbf{x}^T_r$ транспонированной матрицы станет ортогональным соответствующему собственному вектору $\mathbf{x}_r$ данной матрицы. Тогда скалярное произведение собственных векторов $(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_r)$ будет равно нулю. Однако это противоречит приведенному условию биортонормировки при $j=t$. Следовательно, все собственные значения λ_s при этом не могут быть различны, т. е. одно из собственных значений должно стать кратным. Этим собственным значением будет λ_r, совпадающее с λ_k, поскольку все остальные собственные значения по условию остаются различными.

Покажем, что при этом кратное собственное значение λ_r будет иметь лишь один собственный вектор.

Пусть в результате непрерывного изменения элементов матрицы собственные векторы $\mathbf{x}^T_r$ и $\mathbf{x}_r$ становятся бесконечно близкими к ортогональным, так что их скалярное произведение $(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_r)$ бесконечно мало, причем все собственные значения λ_s будут еще различны. Поэтому можем разложить собственный вектор $\mathbf{x}^T_r$ по координатам базиса $\{\mathbf{x}_s\}$:

$$\mathbf{x}^T_r = c_1\mathbf{x}_1 + c_2\mathbf{x}_2 + \ldots + c_r\mathbf{x}_r + c_k\mathbf{x}_k + \ldots + c_n\mathbf{x}_n. \qquad (2)$$

Рассмотрим скалярное произведение векторов $(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}^T_r)$ с учетом (2):

$$(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}^T_r) = c_1(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_1) + \ldots + c_r(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_r) + \\ + c_k(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_k) + \ldots + c_n(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_n) > 0. \qquad (3)$$

На основании условия биортонормировки собственных векторов $(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_s)=0$ при $r\neq s$ имеем, что все члены в правой части равенства (3), не считая $c_r(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_r)$, равны нулю, так как все λ_s различны. Поскольку, однако, скалярное произведение $(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}^T_r)$ заведомо имеет некоторое конечное значение, а скалярное произведение $(\mathbf{x}^T_r, \mathbf{x}_r)$ бесконечно мало, соблюдение равенства (3) требует, чтобы коэффициент разложения c_r был бесконечно большим.

Коэффициенты разложения c_s получаются в результате решения системы уравнений

$$\mathbf{x}^T_r = \mathbf{X}\mathbf{C},$$

где $\mathbf{X}$ — матрица, столбцы которой состоят из компонент векторов $\mathbf{x}_s$, и $\mathbf{C}$ — вектор коэффициентов разложения c_s, и могут быть определены по формулам Крамера:

$$c_s = \frac{\det(\mathbf{X})^{(s)}}{\det \mathbf{X}}, \qquad (4)$$

где $\det(\mathbf{X})^{(s)}$ — определитель матрицы $\mathbf{X}$, в которой столбцы с индексами s заменены компонентами вектора $\mathbf{x}^T_r$.

В силу линейной независимости n различных собственных векторов имеем $\det \mathbf{X}\neq 0$. Числитель (4) конечен. Поэтому для того, чтобы коэффициенты c_s были бесконечно большими, необходимо, чтобы $\det \mathbf{X}$ приближался к нулю.

Предположим теперь, что когда λ_r и λ_k примут кратное значение, число линейно независимых собственных векторов для этого кратного значения $\lambda_r=\lambda_k$ будет равно двум, т. е общее число линейно независимых собственных векторов будет n. Тогда вследствие их линейной независимости $\det \mathbf{X}$ будет иметь некоторое, не равное нулю, конечное значение, и, следовательно, при приближении λ_r к λ_k не будет приближаться к нулю. Однако это противоречит полученному в данном случае требованию и, следовательно, сделанное предположение о двух собственных векторах для кратного λ_r неправильно. Таким образом, если $\mathbf{x}^T_r$ и $\mathbf{x}_r$ ортогональны, то число собственных векторов для кратного $\lambda_r=\lambda_k$ равно 1. Соответственно этому при $\lambda_r \longrightarrow \lambda_k$ элементы двух столбцов матрицы $\mathbf{X}$ с индексами r и k приближаются к имеющим пропорциональные значения, а $\det \mathbf{X}$ приближается к нулю.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Веников В. А.** Переходные электромеханические процессы в электрических системах. — М.: Высшая школа, 1970.

2. **Самовозбуждение** и самораскачивание в электрических системах/ В. А. Веников, Н. Д. Анисимова, А. И. Долгинов Д. А. Федоров — М.: Высшая школа, 1964.

3. **Методические** указания по определению устойчивости энергосистем. — М.: Изд. Союзтехэнерго, 1979.

4. **Смирнов К. А.** К вопросу о самораскачивании в энергосистеме. — В кн.: Вопросы анализа установившихся режимов и устойчивости сложных электроэнергетических систем. — М Изд. Энергетич. ин-та им. Г. М. Кржижановского, 1980.

5. **Жданов П. С.** Устойчивость электрических систем. — М Госэнергоиздат, 1948.

6. **Смирнов К. А.** О критериях статической устойчивости энергосистем. — Электричество, 1978, № 3.

7. **Демидович Б. П., Марон И. А.** Основы вычислительной математики. — М.: Физматгиз, 1960.

102.02.8

УДК 621.311.22.018.782.3.001.57

Модели тепловых электростанций для расчета длительных электромеханических переходных процессов в энергосистемах

РАБИНОВИЧ Р. С., канд. техн. наук, **ПОЛОНСКАЯ М. А.**, инж.
Москва

Как показывает опыт эксплуатации и анализ ряда аварийных возмущений, имевших место в последние годы в энергосистемах, существенное, а в ряде случаев и определяющее влияние на их протекание оказывает реакция тепловых электростанций (ТЭС). Особенно заметно этот фактор стал проявляться в последние 10 — 15 лет, когда в общем балансе генерации существенно возросла доля крупных блочных агрегатов с высокими и сверхвысокими параметрами пара. Реакция ТЭС на аварийные возмущения зависит от ряда факторов: типа котлов, степени оснащенности ТЭС автоматикой регулирования паропроизводительности котлов и вида этой автоматики, доли агрегатов, работающих на скользящих параметрах пара, с главными регуляторами котлов (или аналогичными им системами регулирования мощности), с регуляторами давления пара «до себя» и т. д. [1 и 2].

При возникновении в энергосистеме небаланса активной мощности и изменении частоты услов могут рассматриваться два установившихся режима после действия автоматических регуляторов скорос (АРС) турбин и после реакции ТЭС [1]. Величина характер изменения перетоков по внутрисистемным межсистемным связям в этих режимах, а также в д намическом переходе от одного режима к друго могут быть самыми различными в зависимости от н личия и распределения резервов мощности и реакц ТЭС в различных частях энергосистемы, зависящ от упомянутых выше факторов [3]. Как следств этого, анализ устойчивости энергосистем долж включать в себя оценку статической устойчивости обоих установившихся режимах и оценку динамич кой устойчивости переходного режима [3].

Опыт эксплуатации и проведенные исследова [1, 3 и 4] показали насущную необходимость уч реакции котлоагрегатов и их систем регулирова

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

на протекание электромеханических переходных процессов. Этот вопрос поднимался в работах отечественных [1 — 3, 5 и 6] и зарубежных авторов, ставился он и на сессии СИГРЭ. В ряде организаций ведутся разработки программ для расчета длительных электромеханических переходных процессов на ЦВМ. Из законченных разработок можно отметить программу, описанную в [7]. Тем не менее подобные программы еще не нашли широкого применения в практике эксплуатации, и до последнего времени расчеты устойчивости энергосистем и анализ режимов работы межсистемных связей, оценка эффективности системной противоаварийной автоматики, расчеты аварийных процессов с глубокими снижениями частоты и работой АЧР проводились, как правило, с учетом работы только АРС турбин (воздействие от которых реализуется через несколько секунд) при допущении постоянства давления пара перед турбиной, а реакция котлоагрегатов, обусловленная перечисленными выше факторами и проявляющаяся на интервале времени от нескольких секунд до нескольких минут, не учитывалась.

Для анализа длительных (в течение нескольких минут) электромеханических переходных процессов на ЦВМ необходима разработка моделей тепловых электростанций. В зависимости от задач, которые предназначена решать соответствующая программа, возможен различный подход к разработке таких моделей. При анализе режимов и устойчивости межсистемных связей сложного энергообъединения, в котором отдельные энергосистемы (или группы станций) представлены одним эквивалентным агрегатом, можно ограничиться простейшей моделью [3]. Например, в модели, предложенной в [8], передаточная функция энергосистем $W(p)$ представлена в виде двух составляющих, одна из которых характеризует реакцию на изменение частоты энергоблоков с регулированием производительности котлов, а другая — энергоблоков без регулирования производительности котлов. В [6] в обычно применяемую в расчетах устойчивости структурную схему энергосистемы введен контур с передаточной функцией $W_к(p)$, упрощенно отражающий влияние котлов и тепловой автоматики на изменение частоты в энергосистеме. В общем случае передаточная функция $W_к(p)$ может быть представлена в виде интегродифференцирующего звена. Параметры этого звена можно определить по передаточной функции энергосистемы $W(p)$, методика получения которой изложена в [3]. В частных случаях передаточная функция $W_к(p)$ более проста. С другой стороны, при анализе реакции отдельных агрегатов на аварийные переходные процессы в энергосистеме, исследованиях их управляемости нашли применение и детальные модели котлов, турбин, их систем регулирования, механизмов собственных нужд электростанций.

Во ВНИИЭ для расчета длительных переходных процессов были разработаны упрощенные модели тепловых электростанций с агрегатами различного типа. Они предназначались для программ расчетов устойчивости сложных энергосистем, выбора управляющих воздействий противоаварийной автоматики в таких системах, расчетов аварийных возмущений со значительными отклонениями частоты и работой АЧР. При разработке моделей были выдвинуты следующие требования:

модели должны быть, с одной стороны, достаточно просты и, с другой — отражать характерные особенности различных типов агрегатов, учитывать основные системы регулирования котлов и турбин;

модели должны позволять достаточно точно отражать как реакцию энергосистемы в целом, так и отдельных агрегатов (или группы агрегатов);

в моделях должны найти отражение последние директивные материалы по повышению управляемости энергоблоков [4].

На рис. 1 приведена упрощенная структурная схема модели конденсационного агрегата (электростанции). Принципиальный подход к построению модели такого агрегата близок к описанному в [7] — обе модели просты, обе учитывают основные системы регулирования котла и турбины. Модель рис. 1 отличается более широкими возможностями в части воспроизведения различных режимов работы агрегатов (номинальное и скользящее давление, стерегущий режим регулятора «до себя») и реакции механизмов собственных нужд, моделирования технологических защит и противоаварийных блокировок, регламентированных [4] (см. ниже). На рис. 1 сплошными линиями показаны звенья, общие для различных типов агрегатов (с различными котлами и системами регулирования), а пунктирными — звенья, относящиеся к конкретным типам агрегатов. Все величины измеряются в относительных единицах, за базисные приняты номинальные мощность, расход пара и давление перед турбиной.

Модели турбины, ее системы регулирования и АРС аналогичны обычно применяемым в расчетах устойчивости. Измерительная часть *АРС* (звено 1) принята идеальной, передаточный коэффициент звена равен $k_{АРС} = 1/\sigma_{АРС}$, где $\sigma_{АРС}$ — статизм регулятора скорости. На вход звена подается отклонение частоты в энергосистеме Δf от исходной f_0, на выходе звена получаем величину смещения муфты центробежного регулятора $Y_{АРС}$. Интегрирующее звено *2*, охваченное жесткой отрицательной обратной связью, представляет гидравлический сервопривод регулирующих клапанов турбины. Постоянная времени сервомотора T_0 составляет 0,2—0,5 с. Перемещение сервомотора μ имеет ограничение сверху μ_{max}, соответствующее полному открытию регулирующих клапанов турбины (звено *3*). На вход звена *2* подается сигнал $\mu_{зад}$, соответствующий заданной исходной мощности агрегата. Если агрегат привлекается ко вторичному регулированию частоты или в переходном процессе осуществляется ручное изменение мощности агрегата персоналом (что на временных интервалах в несколько минут, для расчета которых предназначена настоящая модель, вполне реально), то необходимо также с помощью соответствующих передаточных функций смоделировать изменение $\mu_{зад}$. Звено *4* отражает наличие ограничения скорости перемещения клапанов турбины в сторону открытия, что целесообразно учитывать у некоторых турбин в ряде аварийных процессов.

Мощность турбины $P_{турб}$ складывается из мощности части высокого давления (*ЧВД*) $P_{ЧВД}$ и части среднего и низкого давления (сокращенно *ЧНД*) $P_{ЧНД}$. Коэффициент $k_{ЧВД}$ звено *5*) равен доле мощности *ЧВД* в общей мощности турбины в установившемся режиме. Значения $k_{ЧВД}$ для различных типов турбин лежат в пределах от 0,3 до 0,5 [5]. Звено *6* представляет аккумулирующую емкость вторичного (промежу-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

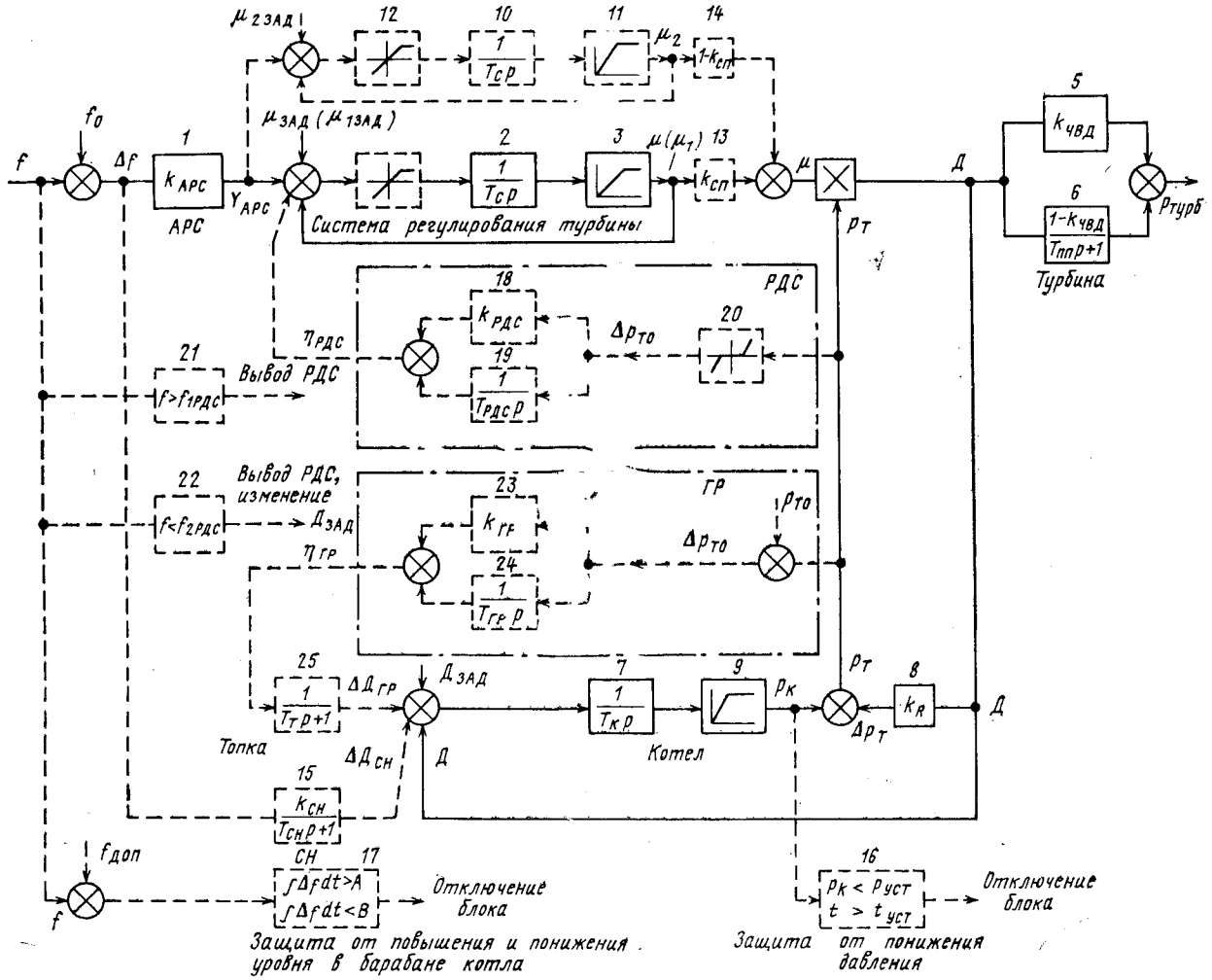


Рис. 1. Упрощенная структурная схема модели конденсационного агрегата

точного) пароперегревателя. Значения постоянной времени промперегрева $T_{пп}$ для различных типов турбин лежат в пределах от 5 до 10 с [5]. При моделировании турбин без промперегрева пара (турбоагрегаты мощностью до 100 МВт) звеном *6* можно представить небольшие паровые объемы за регулирующими клапанами турбины, характеризуемые постоянной времени $T_п = 0{,}2—0{,}4$ с. В этом случае следует принять $T_{пп} = T_п$, $k_{ЧВД} = 0$. При наличии промперегревателя влиянием этих небольших паровых объемов можно пренебречь.

Котлоагрегат представляет собой сложную систему, в которой производится регулирование целого ряда взаимосвязанных параметров (расхода топлива, воды, воздуха, температуры и т. д.). Однако изменение выдаваемой агрегатом в энергосистему мощности определяется в конечном итоге практически только изменением давления пара на выходе котла. Это позволяет упрощенно ограничиваться только учетом передаточной функции котлоагрегата, связывающей изменение давления пара с изменением положения регулирующих клапанов котла и турбины. Парогенерирующая часть котла представлена на схеме рис. 1 интегрирующим звеном *7* с постоянной времени $T_к$. На вход этого звена подается разность между заданной величиной расхода пара $Д_{зад}$, равной в относительных единицах исходной мощности агрегата (численно равна количеству тепла, подводимому в результате сгорания топлива), и текущего значения расхода пара $Д$ (численно равно количеству тепла, отдаваемого с производимым паром). Выходной величиной звена *7* является давление за парогенерирующей частью $p_к$. Постоянная времени $T_к$ составляет примерно 100—120 с для прямоточных котлов и 180—200 с для барабанных котлов. Звено *8* отражает падение давления на участках парового тракта, связывающих котел с турбиной. Давление перед турбиной $p_т$ отличается от давления на выходе котла $p_к$ на величину перепада $\Delta p_т = k_R Д^2$. Коэффициент k_R, в общем случае являющийся переменной величиной, зависящей от нагрузки котла [5], в настоящей модели принят в первом приближении постоянным ($k_R = 0{,}1 \div 0{,}3$). В первом приближении также не учитывается инерционность (несколько секунд) изменения давления перед турбиной по отношению к изменению давления на выходе котла, обусловленная объемами пара на участке тракта котел-турбина.

До последнего времени на блоках с прямоточными котлами, исходя из возможности нарушения его работы по гидродинамике, устанавливалась проектная мгновенно действующая защита от понижения давления в некоторой точке парового тракта, действующая

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

на отключение блока. Такая защита, естественно, сильно снижает возможность восприятия блоками толчков нагрузки. Исследования, проведенные в последние годы на блоках сверхкритического давления, показали надежность котлоагрегатов по гидродинамике при набросах нагрузки до 30% номинальной [4]. В результате этих исследований выявилась возможность на ряде типов котлов полного исключения этой защиты, а на ряде других — снижения ее уставок по давлению и введения дополнительной выдержки времени 1,5—2 мин [4]. Звено *16* в схеме рис. 1 моделирует такую защиту с уставками по давлению и времени соответственно $p_{уст}$ и $t_{уст}$, воздействующую при выполнении условий $p_к < p_{уст}$, $t > t_{уст}$ на отключение блока. Звено *9* (ограничитель) моделирует предохранительные клапаны котла (защиту от повышения давления за парогенерирующей частью), ограничивающие давление на выходе котла величиной $p_{к\,max}$.

В настоящее время широкое применение в практике эксплуатации нашли режимы работы энергоблоков на скользящем (неноминальном) давлении. В этих режимах регулирующие клапаны турбины открыты полностью, а изменение нагрузки блока в нормальном режиме осуществляется изменением давления пара $p_{т.раб}$. В соответствии с [4] для обеспечения хотя бы частичного участия таких агрегатов в регулировании частоты допускается полностью открывать только четыре регулирующих клапана *ЧВД* турбины. Для моделирования таких агрегатов в схеме рис. 1 система регулирования турбины условно разбита на две идентичные части, одна из которых (звенья *10—12* и *14*) представляет сервомотор и неполностью открытые клапаны, а другая (звенья *2—4* и *13*) — сервомотор и полностью открытые в исходном режиме регулирующие клапаны турбины. Коэффициент $k_{с.п}$ равен доле, приходящейся на клапаны, полностью открытые в исходном режиме, в общей мощности турбины, $\mu_{1\,зад}=1$, а $\mu_{2\,зад}$ определяется заданным расходом пара в исходном режиме $Д_{зад}$, равным в относительных единицах исходной мощности агрегата, $p_{т.раб}$ и $k_{с.п}$.

Как известно, при глубоких снижениях частоты падает производительность механизмов собственных нужд тепловых электростанций и, в первую очередь, питательных электронасосов (ПЭН). Такими насосами оснащены блоки 150 и 200 МВт с прямоточными котлами. Аналогичные блоки мощностью 300 МВт и выше при нагрузках более 50% работают с питательными турбонасосами (ПТН), производительность которых не изменяется при отклонениях частоты. Влияние изменения частоты на производительность механизмов собственных нужд в модели рис. 1 учитывается упрощенно с помощью инерционного звена *15*. На вход этого звена подается отклонение частоты Δf, а выходной величиной является изменение расхода пара $\Delta Д_{с.н}$, обусловленное изменением производительности механизмов собственных нужд. Параметры звена *15* могут быть получены на основании результатов экспериментальных исследований на соответствующих агрегатах [9 и 10].

Блоки с барабанными котлами и аналогичные агрегаты на станциях с общим паропроводом оснащены ПЭН. Изменение производительности ПЭН при длительном аварийном снижении или повышении частоты приводит соответственно к непрерывному снижению или повышению уровня в барабане котла, что может вызвать срабатывание защит от понижения или повышения уровня, действующих на отключение агрегата. Действие этих защит в схеме рис. 1 упрощенно моделируется звеном *17* по интегральному критерию, аналогичному предложенному в [10]. В переходном процессе осуществляется расчет величины $\Delta f dt$, где Δf — текущее отклонение частоты от некоторых допустимых уровней $f_{доп}$, и производится ее сравнение с уставками A и B (Гц·с), равными площадям предельно допустимых частотно-временны́х зон для агрегатов с барабанными котлами соответственно при понижении и повышении частоты. Численные значения A и B могут быть получены по данным [9 и 10] и экспериментальным путем.

До последнего времени на энергоблоках с прямоточными котлами широко применялись регуляторы давления пара перед турбиной «до себя» (РДС), поддерживающие давление при его отклонении от уставки путем воздействия на регулирующие клапаны турбины. Оснащение блоков такими регуляторами было вызвано, с одной стороны, ненадежностью работы котлов сверхкритического давления на первых этапах их освоения, и, с другой стороны, бытовавшей точкой зрения о назначении таких блоков для работы в базовом режиме. С ростом доли таких блоков остро встал вопрос о привлечении их к первичному регулированию частоты, однако действие *РДС*, блокирующего действие *АРС*, препятствует этому. Директивные материалы [4] предписывают на ряде агрегатов полный вывод *РДС* из работы, а на ряде агрегатов — их перевод в стерегущий режим (т. е работу с зоной нечувствительности по давлению перед турбиной). Временно, как исключение допускается оставлять в работе *РДС* в нормальных режимах на блоках с неустойчивыми топочными режимами, причем *РДС* должны выводиться из работы при аварийном понижении и повышении частоты. Кроме того, при понижении частоты котел должен автоматически переводиться на новую повышенную нагрузку (такая же операция должна осуществляться и при работе на скользящих параметрах).

Регулятор давления пара перед турбиной является регулятором пропорционально-интегрального типа и в схеме рис. 1 моделируется двумя звеньями *18* и *19*, одно из которых усилительное, а другое интегрирующее. Зона нечувствительности по давлению (звено *20*) предназначена для моделирования работы *РДС* в стерегущем режиме. Звенья *21* и *22* моделируют устройства вывода из работы *РДС* при аварийном понижении и повышении частоты до их уставок соответственно $f_{1РДС}$ и $f_{2РДС}$. Кроме того, при $f < f_{1РДС}$ осуществляется автоматическое изменение задания нагрузки котла $Д_{зад}$ на определенную величину $\Delta Д_{зад}$. Параметры *РДС* определяются [4] и конкретной его настройкой в условиях эксплуатации. В первом приближении можно принять $k_{РДС} \approx 1{,}5$, $T_{РДС} \approx 10$ с.

Наиболее эффективным мероприятием, обеспечивающим управляемость блоков в аварийных режимах, является включение в работу главных регуляторов (*ГР*) или других систем регулирования мощности (*СРМ*), воздействующих на котел и приводящих его паропроизводительность в соответствие с нагрузкой турбины [1, 2, 4 и 5].

Главный регулятор, как и *РДС*, является пропор-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ционально-интегральным регулятором. Аналогично *РДС* выполнена и модель *ГР* (звенья *23*, *24*). Параметры *ГР* определяются его настройкой в условиях эксплуатации. В первом приближении можно принять $k_{ГР} \approx 1$, $T_{ГР} \approx 60$ с. Сигнал *ГР* поступает на вход инерционного звена *25* с постоянной времени $T_т$, которое упрощенно моделирует топку котла (инерцию подачи и сжигания топлива, аккумуляции тепла в топочных газах и т. д.) На выходе этого звена получаем изменение расхода пара $\Delta Д_{ГР}$ (изменение количества тепла), получаемого в результате изменения расхода воды, топлива и воздуха. Значение $T_т$ составляет примерно 30 с для прямоточных котлов и 120—240 с для барабанных котлов. Применяемые на некоторых агрегатах системы регулирования мощности отличаются как регулируемыми параметрами, так и структурой [5]. В первом приближении для их моделирования может быть использована описанная выше структурная схема *ГР*. При необходимости структурная схема системы регулирования мощности может быть специально развита применительно к конкретным объектам.

На рис. 2 показана упрощенная структурная схема модели агрегата ТЭЦ (электростанции) с турбиной с противодавлением (типа Р). Турбина работает на коллектор, из которого осуществляется отбор пара к тепловому потребителю. Работа таких агрегатов осуществляется по тепловому графику, и мощность турбины однозначно определяется расходом пара, отдаваемого потребителю. При работе турбин типа Р на общую электрическую сеть поддержание частоты в энергосистеме осуществляется агрегатами других типов, а управление турбинами с противодавлением подчиняется лишь требованиям теплового потребителя и осуществляется регулятором давления (РД), воздействующим на регулирующие клапаны турбины и стремящимся поддерживать постоянство давления отработавшего пара, идущего к потребителю. Имеющийся на этих турбинах *АРС* выполняет только защитные функции, предотвращая недопустимые забросы оборотов при больших сбросах электрической мощности или отключении агрегата от сети.

В схеме рис. 2 все величины в относительных единицах, за базисные приняты номинальные мощность, расход пара, давление перед турбиной и в коллекторе. Модель турбины, системы ее регулирования и котла (звенья *1—6*) такие же, как и в схеме рис. 1. Задание нагрузки котла в исходном режиме $Д_{зад}$ равно в относительных единицах расходу пара $Д_{потр.зад}$, отдаваемого потребителю, и мощности турбины $P_{турб}$. Интегрирующее звено *7* с постоянной времени $T_{колл}$ представляет аккумулирующую емкость коллектора. На вход этого звена подается разность заданного расхода пара потребителем $Д_{потр.зад}$ и текущего расхода пара $Д$, а также изменение расхода пара теплового потребителя $\Delta Д = \Delta Д_{потр1} + \Delta Д_{потр2}$. Выходным сигналом звена *7* является давление в коллекторе $p_{колл}$. Регулятор давления упрощенно моделируется безынерционным звеном *3* с передаточным коэффициентом k', на вход которого подается отклонение давления в коллекторе от уставки регулятора $p_{колл0}$, а на выходе звена получаем величину перемещения муфты регулятора $Y_{РД}$.

Для турбин типа Р характерной является зависи-

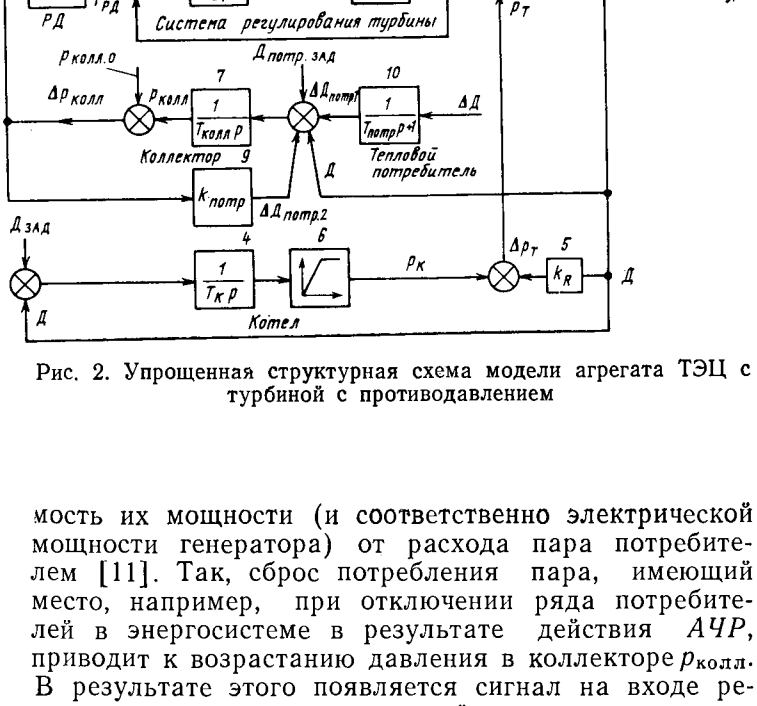


Рис. 2. Упрощенная структурная схема модели агрегата ТЭЦ с турбиной с противодавлением

мость их мощности (и соответственно электрической мощности генератора) от расхода пара потребителем [11]. Так, сброс потребления пара, имеющий место, например, при отключении ряда потребителей в энергосистеме в результате действия *АЧР*, приводит к возрастанию давления в коллекторе $p_{колл}$. В результате этого появляется сигнал на входе регулятора давления, приводящий к закрытию регулирующих клапанов турбины, снижению мощности турбины и электрической мощности генератора. Коэффициент усиления звена *8* $k' = k_Д + 1/\sigma_{РД}$, где $\sigma_{РД} = 0{,}1—0{,}12$ — статизм *РД*, $k_Д \approx 0{,}3$ — коэффициент саморегулирования по давлению, характеризующий изменение расхода пара через турбину при изменении давления в коллекторе. Необходимость учета саморегулирования обусловлена тем, что при больших сбросах потребления пара отклонение давления $p_{колл}$ может быть существенным. При выведенном из работы *РД* $k' = k_Д$. Безынерционное звено *9* с коэффициентом $k_{потр} \approx 1$ отражает изменение расхода потребляемого пара $\Delta Д_{потр2}$ при изменении давления в коллекторе. Величина и скорость изменения потребления пара из коллектора при работе *АЧР* и возмущениях в технологических цепях потребителя зависит от структуры технологического процесса потребителя и степени его автоматизации. Например, по данным ряда аварийных возмущений время от момента срабатывания *АЧР* до момента прекращения потребления пара различными потребителями составляет от 1 до 7 мин. Приближенно процесс изменения потребления пара из коллектора $\Delta Д_{потр1}$ при возмущениях у потребителя в схеме рис. 2 моделируется с помощью инерционного звена *10* с постоянной времени $T_{потр}$, на вход которого подается изменение расхода пара потребителя $\Delta Д$ (например, при работе *АЧР*).

На рис. 3 показана упрощенная структурная схема модели агрегата ТЭЦ (электростанции) с турбиной с промышленными и теплофикационными отборами пара (типов ПТ и Т). В турбинах типов ПТ и Т регулированию подвергаются два параметра — скорость вращения агрегата и давление пара в отборе. Как *АРС*, так и *РД* управляют регулирующими клапанами *ЧВД* и *ЧНД*, причем при действии *АРС* клапаны *ЧВД* и *ЧНД* перемещаются в одну сторо-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

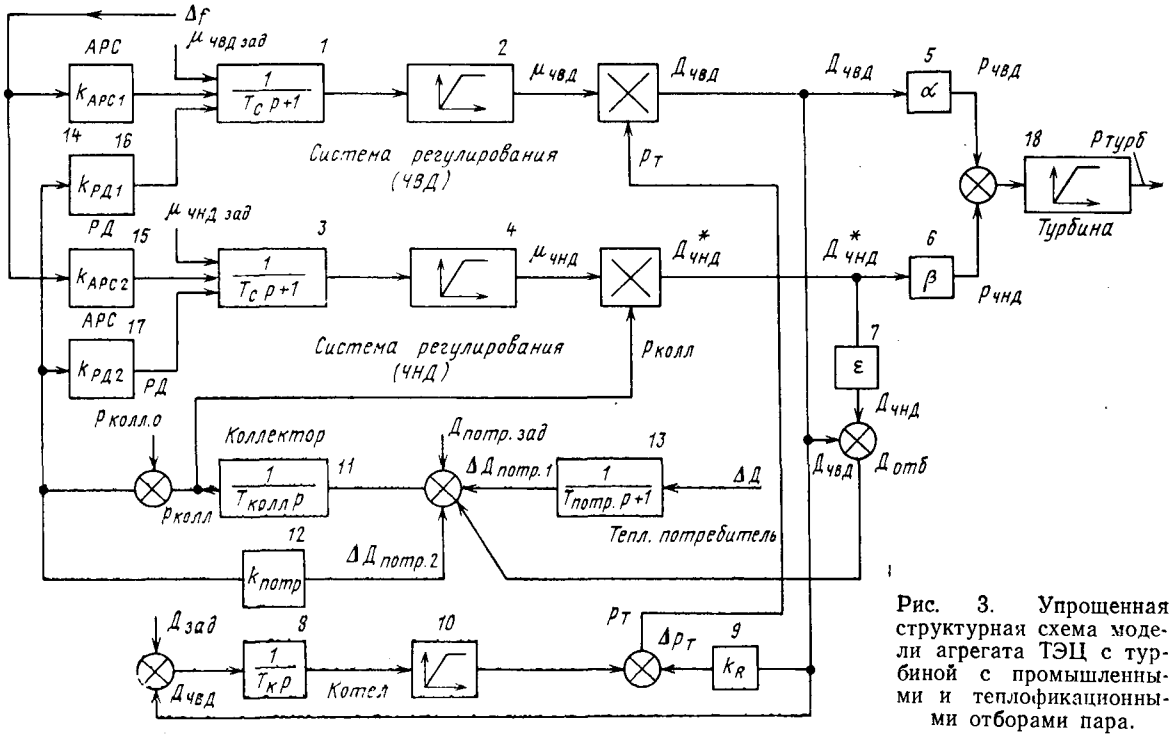


Рис. 3. Упрощенная структурная схема модели агрегата ТЭЦ с турбиной с промышленными и теплофикационными отборами пара.

ну, а при действии *РД* — в противоположные. При этом осуществляется так называемая система связанного регулирования [12], обеспечивающая независимость (автономность) регулирования скорости вращения и давления. Условия независимости регулирования соблюдаются только в пределах изменения режимов, когда регулирующие клапаны турбины не достигли крайних положений, а муфты *АРС* и *РД* не достигли ограничителей.

На схеме рис. 3 все величины в относительных единицах, за базисные приняты номинальные мощность, расход пара в отбор, давления перед турбиной и в отборе. Звенья *1* и *3* представляют сервомоторы системы регулирования турбины, управляющие соответственно регулирующими клапанами *ЧВД* и *ЧНД*, звенья *2* и *4* — ограничители перемещения сервомоторов *ЧВД* и *ЧНД*. Расход пара через *ЧВД* $Д_{чвд}$ пропорционален произведению $\mu_{чвд}$ на давление пара перед турбиной $p_т$, а расход через *ЧНД* $Д^*_{чнд}$ — произведению $\mu_{чнд}$ на давление пара перед *ЧНД* или равное ему в относительных единицах давление в коллекторе (камере) отбора $p_{колл}$. Мощность турбины в установившемся режиме равна сумме мощностей $P_{чвд}$ и $P_{чнд}$, развиваемых соответственно *ЧВД* и *ЧНД*, причем $P_{чвд}=\alpha Д_{чвд}$, $P_{чнд}=\beta Д^*_{чнд}$, где α, β — наибольшие моменты *ЧВД* и *ЧНД* в долях момента, соответствующего номинальной мощности турбины (звенья *5* и *6*). Расход пара в отбор $Д_{отб}$ равен разности $Д_{чвд}$ и $Д_{чнд}=\varepsilon Д^*_{чнд}$, где постоянный коэффициент ε (звено *7*) пропорционален β/α [12]. На вход интегрирующего звена *11*, представляющего аккумулирующую емкость коллектора (камеры) отбора, подаются те же сигналы, что и на рис. 2, за исключением того, что вместо текущего полного расхода пара через турбину $Д$ здесь вводится текущий расход пара в отбор $Д_{отб}$. *АРС* и *РД* моделируются, как и в схемах рис. 1 и 2, безынерционными звеньями *14, 15* и *16, 17*. Для обеспечения независимости регулирования по каналам частоты и давления $k_{АРС1}/k_{АРС2}=\varepsilon$, а $k_{РД1}/k_{РД2}=\beta/\alpha$ [12]. Модели котла (звенья *8—10*) и теплового потребителя (звенья *12, 13*) такие же, как на рис. 2. Исходные задания нагрузки котла $Д_{зад}$ и турбины $\mu_{чвд\,зад}$ и $\mu_{чнд\,зад}$ определяются исходной тепловой нагрузкой потребителя $Д_{потр.зад}$ и мощностью турбины $P_{турб.зад}$. При наличии дополнительных ограничений по выработке конденсационной мощности агрегата (по условиям температуры и количества охлаждающей воды в конденсаторе и т. д.) они могут быть учтены соответствующим заданием $\mu_{чвд\,max}$, $\lambda_{чнд\,max}$ и $P_{турб\,max}$ (ограничитель *18*).

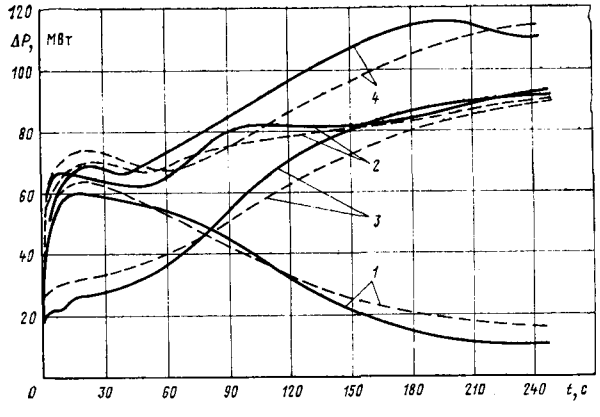


Рис. 4. Наброс нагрузки на блок при различных управляющих воздействиях. Исходная нагрузка блока 150 МВт:

1 — наброс 20% номинальной мощности воздействием на турбину при отключенном главном регуляторе котла; *2* — наброс 32% номинальной мощности воздействием на турбину, главный регулятор котла отключен, ручное ступенчатое изменение положения задатчика нагрузки котла одновременно с воздействием на турбину при номинальном давлении; *3* — то же при сниженном давлении и полностью открытых четырех клапанах турбины; *4* — наброс 36% номинальной мощности воздействием на турбину, главный регулятор котла включен ——— — эксперимент; — — — — расчет.

На рис. 4 произведено сопоставление результатов расчетов, выполненных на ЦВМ с использованием описанных выше моделей, и результатов натурных экспериментов, проведенных на блоке 300 МВт Костромской ГРЭС (котел ТГМП-114, турбина

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

К-300-240 ЛМЗ). Испытания заключались в осуществлении набросов нагрузки на энергоблок путем воздействия на турбину (через электрогидравлический преобразователь) и котел. Совпадение результатов расчетов и экспериментов, учитывая упрощенную модель котлов, турбины и их систем регулирования, следует признать удовлетворительным, тем более, что, как показал ряд аналогичных испытаний, их результаты даже при наличии однотипных оборудования и регуляторов, отличаются иногда довольно существенно. Приведенные данные, а также ряд других сопоставительных расчетов позволяют сделать вывод о том, что описанные модели как качественно, так и количественно удовлетворительно отражают реакцию тепловой части электростанций на возмущения в энергосистеме.

Описанные модели были включены в разработанные во ВНИИЭ программу расчета переходных процессов изменения частоты в энергосистеме с учетом действия *АЧР* и частотного *АПВ* и программу расчета уставок противоаварийной автоматики для обеспечения устойчивости. Программы выполнены на языке ФОРТРАН для ЦВМ 3-го поколения.

На рис. 5 в качестве примера приведены полученные с помощью первой из указанных программ результаты расчета переходных процессов изменения частоты и мощности в различных энергосистемах, отличающихся типом агрегатов, при возникновении дефицита мощности $\Delta P_г = 20\%$ и наличии вращающегося резерва $P_{рез} = 20\%$ (исходная нагрузка агрегатов 80%). При снижении частоты под действием *АРС* происходит открытие регулирующих клапанов турбин, и мощность агрегатов за счет аккумулирующей способности котлов увеличивается за 2 с на величину, примерно равную 25% наброса, и за 5 с — на 40% наброса. В начальной стадии процесса (примерно 5—10 с), определяемой реакцией турбины, характер изменения мощности агрегатов с прямоточным и барабанным котлом и турбиной с промперегревом пара, а также частоты (кривые *2*, *3*, *4*, *6*, *7*) примерно одинаков; у агрегата с турбиной без промперегрева пара из-за отсутствия инерционного промперегревателя набор мощности происходит быстрее, в результате чего частота снижается медленнее (кривые *8*). Вторая стадия процесса изменения мощности агрегата и частоты определяется видом котлоагрегата, его системы регулирования и режимом работы. В результате открытия регулирующих клапанов турбины давление перед ней снижается, и при наличии котлов, у которых заданный расход топлива остается неизменным, мощность агрегата начинает снижаться, а ее установившееся значение равно исходному — 80% (рис. 5,*б*, кривые *2*, *7*, *8*). Соответственно после первоначальной частичной мобилизации резерва мощности и приостановки снижения частоты по мере уменьшения мощности агрегатов продолжает падать и частота в энергосистеме (рис. 5,*а*, кривые *2*, *7*, *8*).

Процесс снижения мощности и частоты в энергосистеме с агрегатами с прямоточными котлами идет быстрее, чем в энергосистеме с агрегатами с барабанными котлами, хотя установившиеся значения частоты и мощности одинаковы (кривые *2*, *6*, *8*). При наличии агрегатов с ПЭН, производительность которых при снижении частоты падает, имеет место уменьшение мощности ниже исходного значения и, как следствие, глубокое снижение частоты, причем

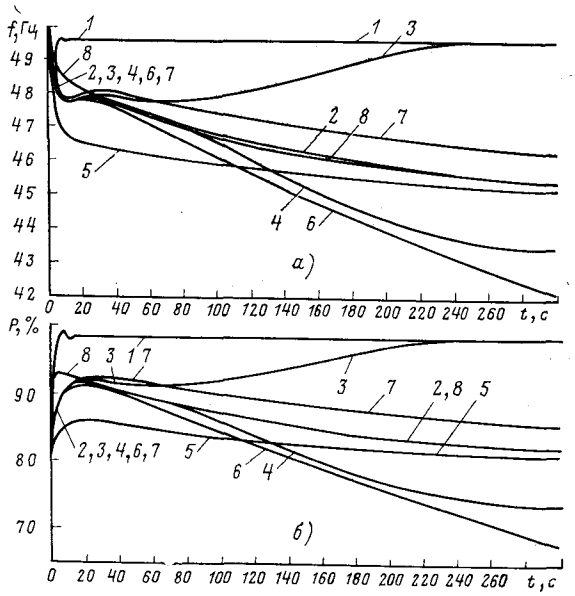


Рис. 5. Зависимости изменения частоты (*а*) и мощности агрегатов (*б*) во времени при дефиците мощности:

1 — агрегат с турбиной с промперегревом пара без учета котла; *2* — агрегат с прямоточным котлом, питательным турбонасосом и турбиной с промперегревом пара; *3* — то же с главным регулятором; *4* — то же с регулятором «до себя»; *5* — то же при работе агрегата на скользящих параметрах с четырьмя полностью открытыми регулирующими клапанами турбины; *6* — агрегат с прямоточным котлом, питательным электронасосом и турбиной с промперегревом пара; *7* — агрегат с барабанным котлом и турбиной с промперегревом пара; *8* — агрегат с прямоточным котлом, питательным турбонасосом и турбиной без промперегрева пара.

установившегося режима вообще не наступает — частота продолжает снижаться (кривые *6*). При работе агрегатов на скользящих параметрах при четырех полностью открытых регулирующих клапанах турбины качественно процесс протекает аналогично описанным выше (кривые *5*), но за счет того, что под действием *АРС* увеличивается открытие только части регулирующих клапанов турбины, на начальной стадии мобилизуется меньшая мощность, и частота снижается более глубоко. Установившиеся значения частоты и мощности те же, что и на кривых *2*, *6*, *8*. На агрегатах с *РДС* после начального открытия регулирующих клапанов и снижения давления перед турбиной происходит их закрытие под действием *РДС*, восстанавливающего давление (рис. 5,*б*, кривая *4*). После восстановления давления в установившемся режиме ($t \approx 400$—450 с) мощность агрегата будет равна исходной (80%), однако в переходном процессе мощность агрегата и частота снижаются до значений, меньших, чем при отсутствии *РДС*.

При наличии *ГР*, воздействующего при снижении давления перед турбиной на увеличение производительности котла, происходит мобилизация вращающихся резервов мощности и подъем частоты до значений, определяемых статизмом *АРС* (кривые *3*). При неучете реакции котлоагрегата и его регуляторов (т. е. допущении постоянства давления пара перед турбиной), как видно из кривых *1*, резерв мощности под действием *АРС* реализуется уже на начальной стадии процесса, что обеспечивает быстрый подъем частоты до высоких значений. Таким образом, при неучете реакции котлоагрегатов и их систем регулирования достоверно воспроизводится только начальная (~5 с) часть процесса, а на второй стадии получа-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ем существенно более оптимистичное, чем в действительности, протекание процессов изменения мощности агрегатов и частоты. Это, как показано в [2 и 3], может существенно влиять на условия работы противоаварийной автоматики и объемы ее воздействий.

Приложение. Математическое описание модели. Конденсационные агрегаты (ГРЭС). Автоматический регулятор скорости и система регулирования турбины (при работе с номинальным давлением):

$$\frac{d\mu}{dt} = \frac{1}{T_c}(\Delta f k_{APC} - \mu + \mu_{зад} + \eta_{РДС}); \quad (П\text{-}1)$$

$$\mu_{min} \leqslant \mu \leqslant \mu_{max}; \quad \left(\frac{d\mu}{dt}\right)_{min} \leqslant \frac{d\mu}{dt} \leqslant \left(\frac{d\mu}{dt}\right)_{max}. \quad (П\text{-}2)$$

Автоматический регулятор скорости и система регулирования турбины (при работе на скользящем давлении):

$$\frac{d\mu_1}{dt} = \frac{1}{T_c}(\Delta f k_{APC} - \mu_1 + \mu_{1зад}); \quad (П\text{-}3)$$

$$\mu_{1min} \leqslant \mu_1 \leqslant \mu_{1max}; \quad \left(\frac{d\mu_1}{dt}\right)_{min} \leqslant \frac{d\mu_1}{dt} \leqslant \left(\frac{d\mu_1}{dt}\right)_{max}; \quad (П\text{-}4)$$

$$\frac{d\mu_2}{dt} = \frac{1}{T_c}(\Delta f k_{APC} - \mu_2 + \mu_{2зад}); \quad (П\text{-}5)$$

$$\mu_{2min} \leqslant \mu \leqslant \mu_{2max}; \quad \left(\frac{d\mu_2}{dt}\right)_{min} \leqslant \frac{d\mu_2}{dt} \leqslant \left(\frac{d\mu_2}{dt}\right)_{max}; \quad (П\text{-}6)$$

$$\mu_{1зад} = 1; \quad \mu_{2зад} = \frac{D_{зад}/p_{т.раб} - k_{с.п}}{1 - k_{с.п}}; \quad (П\text{-}7)$$

$$\mu = k_{с.п}\mu_1 + (1 - k_{с.п}\mu_2). \quad (П\text{-}8)$$

Турбина:

$$D = \mu p_т; \quad (П\text{-}9)$$

$$P_{чВД} = Dk_{чВД}; \quad (П\text{-}10)$$

$$\frac{dP_{чНД}}{dt} = \frac{1}{T_{пп}}[D(1 - k_{чВД}) - P_{чНД}]; \quad (П\text{-}11)$$

$$P_{турб} = P_{чВД} + P_{чНД}. \quad (П\text{-}12)$$

Котел:

$$\frac{dp_к}{dt} = (D_{зад} - D - \Delta D_{гР} + \Delta D_{с.н}); \quad (П\text{-}13)$$

$$p_т = p_к - k_R D^2. \quad (П\text{-}14)$$

Собственные нужды:

$$\frac{d\Delta D_{с.н}}{dt} = -\frac{1}{T_{с.н}}(k_{с.н}\Delta f - \Delta D_{с.н}). \quad (П\text{-}15)$$

Технологические защиты:

$$p_k \leqslant p_{k\,max}; \quad (П\text{-}16)$$

$p_k < p_{уст}$, $t > t_{уст}$ — отключение блока (прямоточный котел);

$$\left.\begin{aligned}\int (f_{доп1} - f)\,dt > A\\ \int (f - f_{доп2})\,dt < B\end{aligned}\right\} \quad (П\text{-}17)$$

— отключение блока (барабанный котел). (П-18)

Регулятор «до себя»:

$$\left.\begin{aligned}&\Delta p_{т0} = p_т - p_{1РДС} \quad \text{при } p_т > p_{1РДС};\\ &\Delta p_{т0} = 0 \quad \text{при } p_{2РДС} \leqslant p_т \leqslant p_{1РДС};\\ &\Delta p_{т0} = p_т - p_{2РДС} \quad \text{при } p_т < p_{2РДС};\end{aligned}\right\} \quad (П\text{-}19)$$

$$\eta_{1РДС} = k_{РДС}\Delta p_{т0}; \quad \frac{d\eta_{2РДС}}{dt} = \frac{\Delta p_{т0}}{T_{РДС}}; \quad (П\text{-}20)$$

$$\eta_{РДС} = \eta_{1РДС} + \eta_{2РДС}; \quad (П\text{-}21)$$

$$\left.\begin{aligned}&\eta_{РДС} = 0 \quad \text{при } f \geqslant f_{1РДС};\\ &\eta_{РДС} = 0;\ D'_{зад} = D_{зад} + \Delta D_{зад} \quad \text{при } f \leqslant f_{2РДС}.\end{aligned}\right\} \quad (П\text{-}22)$$

Главный регулятор:

$$\Delta p_{т0} = p_т - p_{т0}; \quad (П\text{-}23)$$

$$\eta_{1ГР} = k_{ГР}\Delta p_{т0}; \quad \frac{d\eta_{2ГР}}{dt} = \frac{\Delta p_{т0}}{T_{ГР}}; \quad (П\text{-}24)$$

$$\eta_{ГР} = \eta_{1ГР} + \eta_{2ГР}. \quad (П\text{-}25)$$

Топка:

$$\frac{d\Delta D_{ГР}}{dt} = \frac{1}{T_т}(\eta_{ГР} - \Delta D_{ГР}). \quad (П\text{-}26)$$

Агрегат ТЭЦ с турбиной с противодавлением.

РД и система регулирования турбины:

$$\frac{d\mu}{dt} = \frac{1}{T_c}(k'\Delta p_{колл} - \mu + \mu_{зад}); \quad (П\text{-}27)$$

$$\mu_{min} \leqslant \mu \leqslant \mu_{max}; \quad (П\text{-}28)$$

$$k' = k_д + \frac{1}{\sigma_{РД}}; \quad (П\text{-}29)$$

$$\Delta p_{колл} = p_{колл0} - p_{колл}. \quad (П\text{-}30)$$

Турбина:

$$D = \mu p_т; \quad (П\text{-}31)$$

$$\frac{dP_{турб}}{dt} = \frac{1}{T_п}(D - P_{турб}). \quad (П\text{-}32)$$

Уравнения котла аналогичны уравнениям (П-13), (П-14), (П-16).

Тепловой потребитель:

$$\frac{\Delta D_{потр1}}{dt} = \frac{1}{T_{потр}}(\Delta D - \Delta D_{потр1}); \quad (П\text{-}33)$$

$$\Delta D_{потр2} = \Delta p_{колл} k_{потр}. \quad (П\text{-}34)$$

Коллектор:

$$\frac{dp_{колл}}{dt} = \frac{1}{T_{колл}}(D_{потр.зад} + \Delta D_{потр1} - \Delta D_{потр2} - D). \quad (П\text{-}35)$$

Агрегат ТЭЦ с турбиной с промышленными и теплофикационными отборами пара.

Система регулирования турбины, АРС и РД:

$$\frac{d\mu_{чВД}}{dt} = \frac{1}{T_c}(\mu_{чВД\,зад} - \mu_{чВД} + k_{РД1}\Delta p_{колл} + k_{АРС1}\Delta f); \quad (П\text{-}36)$$

$$\frac{d\mu_{чНД}}{dt} = \frac{1}{T_c}(\mu_{чНД\,зад} - \mu_{чНД} - k_{РД2}\Delta p_{колл} + k_{АРС2}\Delta f); \quad (П\text{-}37)$$

$$\mu_{чВД\,min} \leqslant \mu_{чВД} \leqslant \mu_{чВД\,max};$$

$$\mu_{чНД\,min} \leqslant \mu_{чНД} \leqslant \mu_{чНД\,max}; \quad (П\text{-}38)$$

$$k_{РД1} = k'\beta; \quad k_{РД2} = k'\alpha; \quad (П\text{-}39)$$

$$k_{АРС1} = \varepsilon k_{АРС2}; \quad \beta/\alpha = \varepsilon A; \quad (П\text{-}40)$$

$$\Delta p_{колл} = p_{колл0} - p_{колл}. \quad (П\text{-}41)$$

Турбина:

$$D_{чВД} = \mu_{чВД} p_т; \quad D^*_{чНД} = \mu_{чНД} p_{колл}; \quad D_{чНД} = \varepsilon D^*_{чНД}; \quad (П\text{-}42)$$

$$D_{отб} = D_{чВД} - D_{чНД}; \quad (П\text{-}43)$$

$$P_{турб} = \alpha D_{чВД} + \beta D^*_{чНД}; \quad (П\text{-}44)$$

$$P_{турб\,min} \leqslant P_{турб} \leqslant P_{турб\,max}. \quad (П\text{-}45)$$

Уравнения котла аналогичны уравнениям (П-13), (П-14), (П-16) с заменой D на $D_{чВД}$. Уравнения теплового потребителя аналогичны уравнениям (П-32) и (П-34). Уравнение коллектора аналогично уравнению (П-35) с заменой D на $D_{отб}$.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Влияние** вида регулирования тепловых электростанций на переходный процесс изменения частоты в энергосистеме/ М. Я. Вонсович, Е. И. Петряев, М. А. Родиньш, Л. М. Левит. — В кн.: Доклады на II Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. — М.: Энергия, 1969.

2. **Рабинович Р. С., Попов С. Г.** Влияние реакции тепловых электростанций на работу автоматической частотной разгрузки. — Электрические станции, 1981, № 6.

3. **Анализ** переходных процессов изменения частоты и перетоков мощности по межсистемным связям сложного энергообъединения с учетом влияния тепловых электростанций/ С. В. Алексеев, А. М. Машанский, Р. С. Рабинович и др. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1978, № 5.

4. **Сборник** директивных материалов по эксплуатации энергосистем. Электротехническая часть. — М.: Энергоиздат, 1981.

5. **Стернинсон Л. Д.** Переходные процессы при регулировании частоты и мощности в энергосистемах. — М.: Энергия, 1975.

6. **Алексеев С. В., Машанский А. М., Рабинович Р. С.** Анализ влияния тепловых электростанций на процесс изменения перетоков мощности по межсистемным связям при небалансе активной мощности. — В кн.: Методы исследования устойчивости энергосистем и мероприятия по ее обеспечению. — Труды ин-та Энергосетьпроекта. — М.: Энергия, 1979.

7. **Моделирование** и расчет длительных переходных процессов в сложных энергосистемах при больших небалансах мощности/ Э. Л. Лукашов, А. Х. Калюжный, Н. Н. Лизалек, Ю. В. Соколов. — Электричество, 1981, № 2.

8. **Стернинсон Л. Д.** О значениях некоторых параметров тепломеханического оборудования электростанций и их влиянии на длительные переходные процессы в энергосистемах. — Электричество, 1980, № 12.

9. **Мерпорт Э. И., Орнов В. Г.** Исследование работы блока 200 МВт при снижении частоты. — Электрические станции, 1971, № 8.

10. **Орнов В. Г.** Анализ работы блоков 150—200 МВт при аварийном понижении частоты. — Электрические станции, 1972, № 12.

11. **Рабинович Р. С.** Автоматическая частотная разгрузка энергосистем, М., Энергия, 1980.

12. **Щегляев А. В., Смельницкий С. Г.** Регулирование паровых турбин. — ГЭИ, 1962.

[19.03.82]

УДК [621.316.174:629.13].001.24

Оптимальное размещение оборудования в автономной электроэнергетической системе

НОВИКОВ В. В., КРИВЕНЦЕВ В. И., ДРОЗДОВ В. В.

Вопросы выбора оптимальных сечений проводов электрической сети автономной электроэнергетической системы (АвЭС) рассмотрены в [1]. В тесной связи с указанной задачей находится и проблема выбора оптимального размещения оборудования в АвЭС, под которым понимаются центральные и периферийные распределительные устройства (РУ) электрической сети. Перемещение указанных устройств, например в направлении движения транспортного средства АвЭС, вызывает изменение длин участков электрических проводов: одни из них будут увеличиваться, а другие — уменьшаться. При обратном перемещении, наоборот, длины первых будут уменьшаться, а вторых — увеличиваться.

Учитывая, что значения допустимых потерь напряжения (ДПН) являются заданными, изменение длины участков проводов, как правило, вызовет и изменение их сечений. Следовательно, в задаче выбора оптимального размещения оборудования неизвестными являются непрерывные значения вектора координат размещения $\vec{L}$ и дискретные значения вектора сечений проводов $\vec{S}_d$, обеспечивающие, например, минимум суммарной конструктивной массы участков проводов электрической сети АвЭС. Массу отдельно взятого участка провода можно представить функцией его сечения и длины $G_y(S_d, l)$. Длина участка электрического провода в свою очередь является функцией координаты (координат) размещения РУ $f(\vec{L})$. Таким образом, суммарная масса участков электрической сети является функцией координат размещения РУ и сечений проводов $(Gf(\vec{L}), \vec{S}_d)$.

При поиске оптимальных значений векторов $\vec{L}$ и $\vec{S}_d$ необходимо учесть ограничения, накладываемые на размещение РУ в АвЭС $\vec{L}_{max}$ и $\vec{L}_{min}$, которые могут быть обусловлены удобством технического обслуживания, пожаробезопасностью и другими конструктивными и эксплуатационными соображениями. Кроме этого, суммарные потери напряжения, обусловленные выбранным набором сечений проводов и длин их участков, должны быть не больше допустимых $q(f(\vec{L}), \vec{S}_d) \leqslant \Delta\vec{U}_д$, а сечения на участках электрической сети не должны быть меньше сечений проводов, защищаемых автоматами или предохранителями $\vec{S}_d \geqslant \vec{S}_{dз}$.

Из изложенного логически вытекает следующая математическая постановка задачи выбора оптимального размещения оборудования в АвЭС: требуется найти непрерывные значения вектора координат размещения оборудования $\vec{L}$ и дискретные значения вектора сечений проводов электрической сети $\vec{S}_d$ в области, заданной ограничениями:

$$q(f(\vec{L}), \vec{S}_d) \leqslant \Delta\vec{U}_д; \quad (1)$$

$$\vec{S}_d \geqslant \vec{S}_{dз}; \quad (2)$$

$$\vec{L}_{min} \leqslant \vec{L} \leqslant \vec{L}_{max}, \quad (3)$$

и обеспечивающие минимум суммарной конструктивной массы проводов электрической сети АвЭС:

$$\min G(f(\vec{L}), S_d). \quad (4)$$

Анализ выражений (1)—(4) позволяет сделать вывод о том, что сформулированная задача относится к классу задач сепарабельного дискретного программирования. Применение для ее решения методов ветвей и границ [2], последовательного анализа вариантов [3] или различных алгоритмов, конкретизирую-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

щих общую идею динамического программирования [4], вызывает существенные трудности, обусловленные большим количеством переменных и ограничений [1]. С целью их преодоления предлагается сделать допущение о непрерывности шкалы стандартных сечений проводов, в уравнениях ограничений по ДПН (1) неравенства заменить равенствами и получить систему уравнений, описывающую положение стационарной точки. Упомянутая система представляет собой необходимые условия существования минимума, суть которых заключается в равенстве нулю частных производных функций Лагранжа [5]. Отметим, что данную систему можно получить и другим способом. Для этого необходимо из уравнений ограничений по ДПН (1) выразить сечения проводов участков приемников электроэнергии $S_п$ через сечения проводов головных (узловых) участков $S_у$, т. е. выразить зависимые переменные через независимые и приравнять нулю частные производные от целевой функции по координатам размещения и по независимым переменным:

$$\left.\begin{aligned}\frac{\partial G(f(\vec{L}),\ \vec{S}_п)}{\partial \vec{L}} &= 0;\\ \frac{\partial G(f(\vec{L}),\ \vec{S}_п)}{\partial \vec{S}_п} &= 0.\end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

Решение системы (5) выполним с помощью метода Ньютона — Рафсона, который обеспечивает сверхлинейную скорость сходимости, а также оказывается более эффективным и в «овражных» ситуациях [6]. Это можно объяснить использованием первых и вторых частных производных из разложения минимизируемой целевой функции (4) в ряд Тейлора. Матрица вторых частных производных для данной задачи

$$\left[\begin{array}{cc}\dfrac{\partial^2 G(f(\vec{L}),\ \vec{S}_п)}{\partial \vec{L}^2} & \dfrac{\partial^2 G(f(\vec{L}),\ \vec{S}_п)}{\partial \vec{L}\partial \vec{S}_п}\\ \dfrac{\partial^2 G(f(\vec{L}),\ \vec{S}_п)}{\partial \vec{S}^2_п} & \dfrac{\partial^2 G(f(\vec{L}),\ \vec{S}_п)}{\partial \vec{S}_п \partial \vec{L}}\end{array}\right]. \qquad (6)$$

Размерность матрицы (6) является квадратичной функцией от суммарного количества координат размещения и независимых переменных, которое в электрических сетях современных АвЭС достигает нескольких сотен. С целью уменьшения порядка матриц вторых частных производных предлагается произвести условное разделение задачи выбора оптимального размещения на подзадачи определения значений условно оптимальных координат размещения и условно оптимальных сечений проводов. Совместное решение данных подзадач целесообразно осуществить таким образом, чтобы на каждом приближении к решению первой подзадачи получать решение второй подзадачи. После определения непрерывных условно оптимальных сечений проводов переход к их дискретным значениям можно осуществить с помощью алгоритма, изложенного в [1].

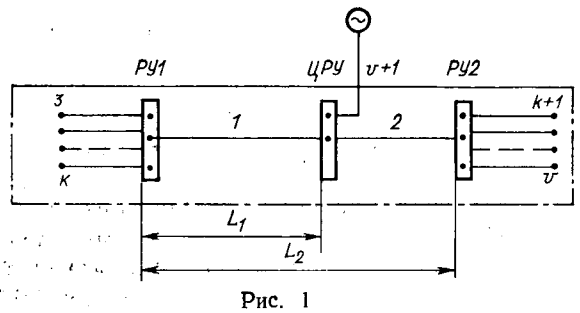


Рис. 1

Конкретизацию предложенной вычислительной схемы проведем на примере определения оптимального размещения *РУ1* и *РУ2*, показанных на рис. 1.

Конструктивную массу участка провода представим функцией вида

$$G_у(S,\ l) = (a_0 + b_0 S)\, lmn, \qquad (7)$$

где a_0 — удельная масса, не зависящая от его длины, кг/м; b_0 — удельная масса провода, учитывающая его сечение и длину, кг/(м·мм²); S — сечение жилы провода, мм²; l — длина участка провода, м; m — число фаз; n — общее количество параллельных линий на участке электрической сети.

Ограничения по ДПН для схемы, приведенной на рис. 1, запишем следующей системой уравнений:

$$\left.\begin{aligned}&\frac{I_1 l_1 \cos\varphi_1}{\gamma_1 S_1 \xi_1} + \frac{i_3 l_3 \cos\varphi_3}{\gamma_3 S_3 \xi_3} = \Delta U_{д3};\\ &\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\\ &\frac{I_1 l_1 \cos\varphi_1}{\gamma_1 S_1 \xi_1} + \frac{I_k l_k \cos\varphi_k}{\gamma_k S_k \xi_k} = \Delta U_{дk};\\ &\frac{I_2 l_2 \cos\varphi_2}{\gamma_2 S_2 \xi_2} + \frac{I_{k+1} l_{k+1} \cos\varphi_{k+1}}{\gamma_{k+1} S_{k+1} \xi_{k+1}} = \Delta U_{дk+1};\\ &\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\\ &\frac{I_2 l_2 \cos\varphi_2}{\gamma_2 S_2 \xi_2} + \frac{I_v l_v \cos\varphi_v}{\gamma_v S_v \xi_v} = \Delta U_{дv};\\ &\frac{I_{v+1} l_{v+1} \cos\varphi_{v+1}}{\gamma_{v+1} S_{v+1} \xi_{v+1}} = \Delta U_{д\,v+1},\end{aligned}\right\} \qquad (8)$$

где

$$\Delta U_{д3} = \Delta U - I_1 (R_{k1}\cos\varphi_1 + l_1 \sin\varphi_1 X_1)/\xi_1 - I_3 (R_{k3}\cos\varphi_3 + l_3 \sin\varphi_3 X_3)/\xi_3;$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots$$

$$\Delta U_{дk} = \Delta U - I_1 (R_{к1}\cos\varphi_1 + l_1 \sin\varphi_1 X_1)/\xi_1 - I_k (R_{кk}\cos\varphi_k + l_k \sin\varphi_k X_k)/\xi_k;$$

$$\Delta U_{д\,k+1} = \Delta U - I_2 (R_{к2}\cos\varphi_2 + l_2 \sin\varphi_2 X_2)/\xi_2 - I_{k+1} (R_{к\,k+1}\cos\varphi_{k+1} + l_{k+1} \sin\varphi_{k+1} X_{k+1})/\xi_{k+1};$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots$$

$$\Delta U_{дv} = \Delta U - I_2 (R_{k2}\cos\varphi_2 + l_2 \sin\varphi_2 X_2)/\xi_2 - I_v (R_{кv}\cos\varphi_v + l_v \sin\varphi_v X_v)/\xi_v;$$

$$\Delta U_{д\,v+1} = \Delta U - I_{v+1} (R_{к\,v+1}\cos\varphi_{v+1} + l_{v+1} \sin\varphi_{v+1} X_{v+1})/\xi_{v+1};$$

I — ток нагрузки, А; $\cos\varphi$ — коэффициент мощности; γ — удельная проводимость токопроводящей жилы провода, м/(Ом·мм²); ξ — минимально необходимое количество параллельных линий на участке электрической сети; $\Delta U_д$, ΔU — суммарные активные и полные ДПН от точки регулирования напряжения до приемника электроэнергии, В; $R_к$ — сопротивление контактов аппаратов защиты, Ом; X — удельное индуктивное сопротивление провода, Ом/м; ΔU_1 — полные ДПН на участке $v+1$, В (ввиду того, что указанное

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

сопротивление на 1,5—2 порядка меньше удельного активного сопротивления, то соответствующие потери напряжения в дальнейших выкладках не учитываются).

Из схемы рис. 1 найдем выражения для участков электрической сети:

$$\left.\begin{aligned} &l_1 = L_1;\ l_2 = |(L_1 - L_2)|;\ l_3, \ldots, l_k = \text{const};\\ &l_{k+1} = |(z_k - L_2)|, \ldots, l_v = |(z_v - L_2)|;\\ &l_{v+1} = l_{0v+1} + |(L_1 - L_{01})|, \end{aligned}\right\} \quad (9)$$

где z_i — координаты размещения приемников электроэнергии, м; l_{0v+1} — минимально возможная длина участка провода, соединяющего источник электроэнергии с *РУ1*, м; L_{01} — координата размещения *РУ1*, соответствующая минимально возможной длине участка $v+1$, м.

Для упрощения дальнейших аналитических выражений введем новую переменную — удельные активные потери напряжения, В/м,

$$p = \frac{I\cos\varphi}{\gamma S\xi}. \quad (10)$$

Учитывая (8), (9) и (10), выразим зависимые переменные $p_3, \ldots, p_k$ и $p_{k+1}, \ldots, p_v$ через независимые p_1 и p_2 соответственно:

$$\left.\begin{aligned} &p_3 = \frac{\Delta U_{д3} - p_1 L_1}{l_3}, \ldots, p_k = \frac{\Delta U_{дk} - p_1 L_1}{l_k};\\ &p_{k+1} = \frac{\Delta U_{д\,k+1} - p_2 |(L_2 - L_1)|}{|(Z_{k+1} - L_2)|}, \ldots\\ &\ldots, p_v = \frac{\Delta U_{дv} - p_2 |(L_2 - L_1)|}{|(z_1 - L_2)|}, \end{aligned}\right\} \quad (11)$$

а удельные активные потери напряжения на участке $v+1$ представим зависимостью:

$$p_{v+1} = \frac{\Delta U_{д\,v+1}}{l_{v+1} + |(L_1 - L_{01})|}. \quad (12)$$

Из выражения (10) следует, что непрерывное сечение провода

$$S = \frac{I\cos\varphi}{\gamma\xi p}. \quad (13)$$

Учитывая данную зависимость, выражение (7) можно переписать:

$$G_y(p,\ l) = \left(a_0 mn + \frac{b_0 I\cos\varphi mn}{\gamma\xi p}\right) l.$$

Введем обозначения: $A = a_0 mn$, $B = b_0 I\cos\varphi\, mn/(\gamma\xi)$. Тогда

$$G_y(p,\ l) = (A + B/p)\, l. \quad (14)$$

Суммарная масса участков электрической сети с учетом выражений (9), (10), (11), (12) и (14)

$$G = (A_1 + B_1/p_1) L_1 + [A_2 + B_2/p_2 |(L_2 - L_1)|] + \sum_{i=3}^{k}\left(A_i + \frac{B_i l_i}{(\Delta U_{дi} - p_1 L_1)}\right) l_i + \quad (15)$$

$$+ \sum_{i=k+1}^{v}\left\{A_i + \frac{B_i |(z_i - L_2)|}{\Delta U_{дi} - p_2 \cdot |(L_2 - L_1)|}\right\} |(z_i - L_2)| +$$

$$+\left[A_{v+1} + \frac{B_{v+1}(l_{0v+1} + |(L_1 - L_{01})|)}{\Delta U_{д\,v+1}}\right][l_{0v+1} + |(L_1 - L_{01})|],$$

Необходимые условия существования минимума:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\partial G}{\partial L_1} = A_1 + B_1/p_1 - (A_2 + B_2/p_2)\operatorname{sign}(L_2 - L_1) + \\ &+ \sum_{i=3}^{k} \frac{B_i l^2_i p_1}{(\Delta U_{дi} - p_1 L_1)^2} - \\ &- \sum_{i=k+1}^{v} \frac{B_i (z_i - L_2)^2 \operatorname{sign}(L_2 - L_1)}{\Delta U_{дi} - p_2 \cdot |(L_2 - L_1)|)^2} + \\ &+\left[A_{v+1} + \frac{2B_{v+1} l_{0v+1} + |(L_1 - L_{01})|}{\Delta U_{д\,v+1}}\right] \operatorname{sign}(L_1 - \\ &- L_{01}) = 0; \\ &\frac{\partial G}{\partial L_2} = (A_2 + B_2/p_2)\operatorname{sign}(L_2 - L_1) - \\ &- \sum_{i=k+1}^{v}\left[A_i + \frac{2B_i (z_i - L_2)}{(\Delta U_{дi} - p_2 \cdot |(L_2 - L_1)|)^2}\right] \times \\ &\times \operatorname{sign}(z_i - L_2) + \frac{B_i (z_i - L_2)^2 \operatorname{sign}(L_2 - L_1)}{[\Delta U_{дi} - p_2 \cdot |(L_2 - L_1)|]^2} = 0; \\ &\frac{\partial G}{\partial p_1} = -\frac{B_1}{p^2_1} + \sum_{i=3}^{k} \frac{B_i l^2_i}{(\Delta U_i - p_1 L_1)^2} = 0; \\ &\frac{\partial G}{\partial p_2} = -\frac{B_2}{p^2} + \sum_{i=k+1}^{v} \frac{B_i (z_i - L_2)^2}{[\Delta U_{дi} - p_2 \cdot |(L_2 - L_1)|]^2} = 0. \end{aligned}\right\} \quad (16)$$

Отметим, что для данной задачи в силу выпукло сти и аддитивности целевой функции (16) необходи мые условия являются достаточными.

Приняв во внимание выражения (11) и (12), си стему (16) можно записать в более простом виде:

$$\frac{\partial G}{\partial L_1} = A_1 + B_1/p_1 - (A_2 + B_2/p_2)\operatorname{sign}(L_2 - L_1) + \sum_{i=3}^{k}(B_i/\bar{p}^2_i p_1) - \sum_{i=k+1}^{v}(B_i/p^2_i \operatorname{sign}(L_2 - L_1)) + (A_{v+1} + 2B_{v+1}/p_{v+1})\operatorname{sign}(L_1 - L_{01}) = 0; \quad (17)$$

$$\frac{\partial G}{\partial L_2} = (A_2 + B_2/p_2)\operatorname{sign}(L_2 - L_1) - \sum_{i=k+1}^{v}[(A_i + 2B_i/p_i)\operatorname{sign}(z_i - L_2) + B_i/p^2_i p_2 \operatorname{sign}(L_2 - L_1)] = 0; \quad (18)$$

$$\frac{\partial G}{\partial p_1} = -B_1/p^2_1 + \sum_{i=3}^{k}(B_i/\bar{p}^2_i) = 0; \quad (19)$$

$$\frac{\partial G}{\partial p_2} = -B_2/p^2_2 + \sum_{i=k+1}^{v}(B_i/p^2_i) = 0. \quad (20)$$

Учитывая выражения (19) и (20), положение то ки непрерывного условного минимума по координата

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

расположения РУ можно описать системой уравнений:

$$\left.\begin{aligned}\frac{\partial G}{\partial L_1} &= A_1+2B_1/p_1-(A_2+2B_2/p_2)\operatorname{sign}(L_2-L_1)+\\ &+(A_{v+1}+2B_{v+1}/p_{v+1})\operatorname{sign}(L_1-L_{01})=0;\\ \frac{\partial G}{\partial L_2} &= (A_2+2B_2/p_2)\operatorname{sign}(L_2-L_1)-\\ &-\sum_{i=k+1}^{v}(A_i+2B_i/p_i)\operatorname{sign}(z_i-L_2)=0.\end{aligned}\right\} \quad (21)$$

Физический смысл данных уравнений заключается в равенстве удельных приростов конструктивной массы участков по каждой координате размещения РУ.

Матрица вторых частных производных по координатам размещения и удельным потерям напряжения для данной задачи

$$\begin{bmatrix}\sum_{i=3}^{k}\frac{h_i p_1}{p^3_i}+\sum_{i=k+1}^{U}\frac{h_i p_2}{p^3_i}+\frac{2B_{v+1}}{\Delta U_{\text{д}\,v+1}} & \sum_{i=k+1}^{v}\frac{h_i}{p_i}\left[\frac{p_2}{p_i}\left(\operatorname{sign}(z_i-L_2)-\frac{p_2}{p_i}\right)\right]\\ \sum_{i=k+1}^{v}\frac{h_i}{p_i}\left[\frac{p_2}{p_i}\left(\operatorname{sign}(z_i-L_2)-\frac{p_2}{p_i}\right)\right] & \sum_{i=k+1}^{v}\frac{h_i}{p_i}\left[1+\frac{p_2}{p_i}\left(\frac{p_2}{p_i}-2\operatorname{sign}(z_i-L_2)\right)\right]\end{bmatrix}; \quad (22)$$

$$\frac{\partial^2 G}{\partial p^2_1}=\frac{B_1}{p^3_1}+\sum_{i=3}^{k}\frac{B_i}{p^3_i}; \quad (23)$$

$$\frac{\partial^2 G}{\partial p^2_2}=\frac{B_2}{p^3_2}+\sum_{i=k+1}^{v}\frac{B_i}{p^3_i}, \quad (24)$$

где $h=2B/l$

Как следует из (22)—(24), объем памяти, необходимый для вторых частных производных, равен шести единицам, а при решении задачи без декомпозиции указанный объем был бы равен 16.

Таким образом, алгоритм решения задачи выбора оптимального размещения сводится к следующему.

1. Задаемся нулевым приближением координат размещения $L_1^{(0)}$ и $L_2^{(0)}$ и, используя систему (9), вычисляем длины участков электрической сети.

2. При «известных» $L_i^{(0)}$ и $L_2^{(0)}$ с помощью метода Ньютона — Рафсона последовательно решаются уравнения (19) и (20), т. е. определяются оптимальные значения неизвестных $p_1^{*(0)},\ldots,p_{v+1}^{*(0)}$, соответствующих нулевому приближению координат размещения. Вторые частные производные вычисляются в соответствии с выражениями (23) и (24). В процессе решения формируются и системы (21) и (22). Критерием окончания процесса являются условия: $|(\partial G/\partial p_1)|\leqslant\varepsilon_1$ и $|(\partial G/\partial p_2)|\leqslant\varepsilon_1$.

3. Используя (21) и (22), находим $L_1^{(1)}$ и $L_2^{(1)}$ и проверяем выполнение условия $(|\partial G/\partial L_1)|+|(\partial G/\partial L_2)|)/2\leqslant\varepsilon_2$, где ε_1 и ε_2 — заданные точности решения. Если указанное условие выполняется, то решение заканчивается. Непрерывные значения сечений проводов на участках электрической сети вычисляются в соответствии с выражением (13).

После определения координат размещения проверяется выполнение ограничений (3). Если какая-либо из переменных находится вне их пределов, то ее значение принимается равным ближайшему из двухсторонних ограничений, а решение повторяется без ее участия. После определения условно оптимальных значений координат размещения переход к стандартным дискретным значениям сечений проводов осуществляется комбинированным методом, существо которого заключается в выполнении следующих этапов [1]:

исключение переменных, лежащих на границах ограничений;

определение положения точки непрерывного условного минимума;

формализованный переход от непрерывных к дискретным оптимальным значениям сечений проводов.

В соответствии с изложенным алгоритмом определим оптимальное размещение распределительных устройств *РУ1* и *РУ2*, показанных на рис. 1. Примем следующие исходные данные: $k=4$; $v=6$; $\Delta U=2$ В; $\Delta U_1=1{,}5$ В; $l_3=18$ м; $l_4=10$ м; $L_{01}=20$ м; $l_{07}=5$ м; $a_0=0{,}00145$ кг/м; $b_0=0{,}01124$ кг/(м·мм²); $\varepsilon_1=10^{-8}$; $\varepsilon_2=0{,}0015$; $z_5=45$ м; $z_6=52$ м; $\gamma=50$ м/(Ом·мм²); $L_{\min 1}=16{,}8$ м; $L_{\max 1}=22$ м; $L_{\min 2}=31$ м; $L_{\max 2}=43$ м.

Остальные данные приведены ниже.

Номер участка	1	2	3	4	5	6	7
I, А	14,7	7,4	7,4	7,4	3,7	3,7	22,1
cosφ	1	1	1	1	1	1	1
m	1	1	1	1	1	1	1
n	1	1	1	1	1	1	1
ξ	1	1	1	1	1	1	1
$R_к$, МОм	10,4	14,6	14,6	14,6	21	21	8,2
S_{d3}, мм²	1,0	0,5	0,5	0,5	0,2	0,2	2,5

Номер сечения	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Сечение провода, мм²	0,2	0,35	0,5	0,75	1	1,5	2,5	4	6	10	16	25	35	50	70

Результаты решения: $L_1=17{,}007$ м; $L_2=33{,}187$ м; $S_{d1}=6$ мм²; $S_{d2}=4$ мм²; $S_{d3}=4$ мм²; $S_{d4}=2{,}5$ мм²; $S_{d5}=0{,}75$ мм²; $S_{d6}=1{,}5$ мм²; $S_{d7}=4$ мм; $G=3{,}855$ кг.

С целью оценки точности предложенного алгоритма указанная задача решена перебором значений переменных L_1 и L_2 с шагом 1 м и получены следующие значения: $L_1=20$ м; $L_2=42$ м; $S_{d1}=6$ мм²; $S_{d2}=2{,}5$ мм²; $S_{d3}=4$ мм²; $S_{d4}=2{,}5$ мм²; $S_{d5}=0{,}5$ мм²; $S_{d6}=1{,}5$ мм²; $S_{d7}=2{,}5$ мм²; $G=3{,}511$ кг.

При этом для каждого сочетания координат размещения определялся оптимальный набор сечений проводов. Графическое представление результатов решения при непрерывном представлении сечений проводов показано на рис. 2, а при дискретном — на рис. 3, где *1* — суммарная масса участков *1*, *3* и *4*; *2* — суммарная масса участков *2*, *5* и *6*; *3* — масса участка *7*; *4* — суммарная масса участков *1*—*7*.

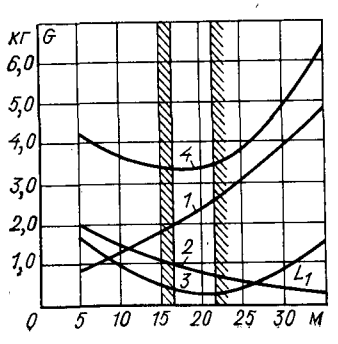


Рис. 2

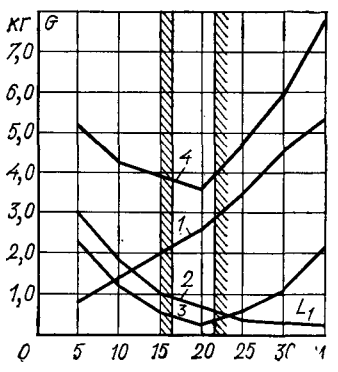


Рис. 3

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Различие в результатах составляет 9%. Таким образом, изложенный алгоритм позволяет получать субоптимальное решение, которое является приемлемым для практических расчетов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кривенцев В. И., Новиков В. В.** Дискретная оптимизация электрической сети автономной электроэнергетической системы.— Электричество, 1979, № 6.

2. **Кузнецов О. П., Адельсон-Вельский Г. М.** Дискретная математика для инженеров. — М.: Энергия, 1980.

3. **Вычислительные** методы выбора оптимальных проектны решений/ Под ред. В. С. Михалевича. — Киев: Наукова Думк 1977.

4. **Беллман Р., Дрейфус С.** Прикладные задачи динамическ го программирования. — М.: Наука, 1965.

5. **Корн Г., Корн Т.** Справочник по математике для научны работников и инженеров. — М.: Наука, 1973.

6. **Моисеев Н. Н., Иванилов Ю. П., Столярова Е. М.** Мет ды оптимизации. — М.: Наука, 1978.

[17.05.8

УДК 621.316.174:629.13.001.24

Оптимизация сечений проводов и размещения узлов разветвления электрической сети

РЕШЕТОВ С. А.

Синтез оптимальных электрических сетей должен рассматриваться не только с точки зрения выбора сечений проводов на участках сети, но и с учетом необходимости определения оптимального расположения распределительных и преобразовательных устройств на объекте. Задача оптимизации сечений проводов на участках сети при фиксированном положении узловых ее точек, в которых могут находиться распределительные устройства (РУ), разветвительные коробки (РК), преобразовательные (ПУ) и выпрямительные устройства (ВУ), рассмотрена, например, в [1,4]. Настоящая статья посвящена более общему случаю оптимизации электрической сети, когда в ней могут изменяться не только сечения проводов, но и координаты размещения РУ, РК, ПУ или ВУ.

Вопрос рационального размещения узлов электросети для некоторых частных структур уже рассматривался в частности, в [2 и 3]. Здесь при определенных допущениях задача решается для произвольно разветвленной неоднородной разомкнутой электросети, содержащей в общем случае узлы с трансформаторами, выпрямительными устройствами, а также участки сети с различным числом фаз, параллельных проводов, коэффициентами мощности и различными технико-экономическими показателями проводов (проводимость, плотность, стоимость и др.).

Для решения задачи рассмотрим сначала частный случай выполнения структуры сети, представляемой в форме протяженных линий вдоль продольной оси ствола сети.

Обсудим здесь один из возможных вариантов реализации такого рода задач в виде решения системы нелинейных уравнений.

В качестве целевой функции можно выбрать конструктивную массу сети. Вопрос учета в составе целевой функции потерь энергии в сети подробно рассмотрен в [4], где показано, что в разветвленной разомкнутой сети суммарные потери энергии при коэффициенте одновременно работы приемников $K_0=1$ равны произведению суммарного тока (тока головного участка) на допустимое значение потери напряжения и не зависят от распределения его по участкам линий. В этом случае (равенства наибольших и допустимых потерь напряжения) стоимость потерь энергии выносится из задачи оптимизации, и решение становится инвариантным относительно критериев массы и затрат на сеть с учетом стоимости потерь энергии в ней. Если K_0 существенно меньше 1, то при принятии в ка честве критерия оптимизации народнохозяйственны затрат на сеть в состав целевой функции следует вв сти стоимость потерь на участках сети.

При решении сделаем следующие допущения: пр вода имеют непрерывный ряд сечений; вопросы мех нической прочности и допустимой токовой нагрузк проводов в общей постановке задачи не рассматрив ются; оптимальному распределению подлежат потер напряжения в активных сопротивлениях проводов л ний от источника до приемников энергии. Ограничени по механической прочности и допустимой токовой на грузке из условий нагрева учитываются на втором эт пе решения задачи дискретного программирования пр переходе к стандартным сечениям методом целен правленного перебора.

Потери напряжения в реактивных сопротивления проводников рассчитываются обычными методами вычитаются из общего значения допустимой потер напряжения в линиях, т. е. выносятся из задачи опт мизации. Указанное допущение не влияет на точност решения даже при значительных реактивных сопр тивлениях, так как длина линий при изменении коо динат узлов сети не изменяется (координаты источн ка и приемников энергии зафиксированы).

Числа РУ, РК, ВУ или ПУ определяются требов ниями, предъявляемыми к системе электроснабжени со стороны токоприемников, тогда как место их пол жения может быть определено из решения общей з дачи оптимизации сети.

За положительное направление отсчета длин уч стков сети примем направление, которое соответств ет перемещению узловой точки сети слева направ Соответственно отрицательное направление отсче будет определяться противоположно направлению дв жения узловой точки сети справа налево. Перемещ ние узловой точки сети вдоль продольной оси ство относительно выбранного положения обозначим ч рез x.

Целевая функция в форме конструктивной масс сети

$$M=\sum_{i=1}^{i=N} g_i l_i, \qquad ($$

где g_i — удельные показатели массы единицы длин участка сети, кг/м;

$$g_i=u_i+w_i s_i; \qquad (2$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

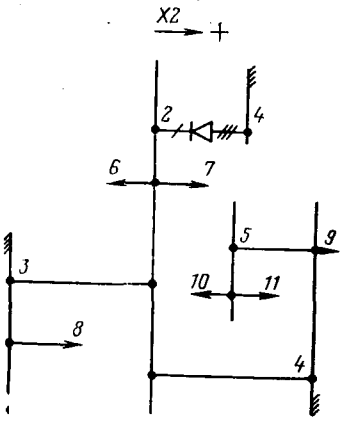


Рис. 1

$i=1, 2, 3, \ldots, N$ — номера участков электрической сети; l_i — базовая длина i-го участка сети, м; s_i — поперечное сечение провода i-го участка сети, мм^2; u_i и w_i — постоянные коэффициенты для данной марки провода.

Если учесть (1) и (2), а также координаты возможного перемещения узловых точек сети, то задача оптимизации сети по параметрам s и x может быть математически сформулирована в следующем виде:

минимизировать целевую функцию в форме

$$1=\sum_{i=1}^{N}\left[u_i\left(l_i+x_i-x_{Ni}\right)+w_i\left(l_i+x_i-x_{Ni}\right)s_i\right] \qquad (3)$$

области, заданной «жесткими» ограничениями вида

$$\sum_{j\in N}^{p}\delta u_j=\sum_{j\in N}^{p}\rho_j\left(l_j+x_j-x_{Nj}\right)I_j\frac{\cos\varphi_j}{s_j}=\delta u_{1p} \qquad (4)$$

неравенствами

$$x_{Ni}\leqslant x_i+l_i \qquad (5)$$

ри положительном направлении отсчета длин участов сети от узловой ее точки или

$$x_i\leqslant x_{Ni}+l_i \qquad (6)$$

– при отрицательном направлении отсчета.

Здесь x_i и x_{Ni} — координаты перемещения узловых очек сети, ограничивающих участок длиной l_i соответственно справа и слева в направлении передачи лектрической энергии, м; $\sum_{j\in N}^{p}\delta u_j$ — сумма потерь напряжения на активных сопротивлениях участков сети т источника $И$ до точки подключения p-го токоприемника, В; δu_{1p} — допустимая потеря напряжения на ктивных сопротивлениях участков сети, соединенных оследовательно и включенных между источником лектрической энергии до точки подключения p-го токоприемника, B.

Применительно к электрической сети, изображенной на рис. 1, задача математического непрерывного елинейного программирования может быть сформулирована в следующем виде:

$$\begin{aligned}M=&m_1u_1\left(l_1-x_1\right)+u_2\left(l_2+x_1-x_2\right)+u_3\left(l_3+x_2\right)+\\&+u_4\left(l_4-x_2\right)+u_5\left(l_5-x_5\right)+u_6\left(l_6+x_2\right)+u_7\left(l_7-x_2\right)+\\&+u_8l_8+u_9l_9+u_{10}\left(l_{10}+x_5\right)+u_{11}\left(l_{11}-x_5\right)+\\&+m_1w_1\left(l_1-x_1\right)s_1+w_2\left(l_2+x_1-x_2\right)s_2+\\&+w_3\left(l_3+x_2\right)s_3+w_4\left(l_4-x_2\right)s_4+w_5\left(l_5-x_5\right)s_5+\\&+w_6\left(l_6+x_2\right)s_6+w_7\left(l_7-x_2\right)s_7+w_8l_8s_8+\\&+w_9l_9s_9+w_{10}\left(l_{10}+x_5\right)s_{10}+w_{11}\left(l_{11}-x_5\right)s_{11}\rightarrow\min;\end{aligned} \qquad (7)$$

$$\begin{aligned}&\frac{\cos\varphi_1\rho_1I_1\left(l_1-x_1\right)}{k_1s_1}+\frac{\rho_2I_2\left(l_2+x_1-x_2\right)}{s_2}+\\&+\frac{\rho_6I_6\left(l_6+x_2\right)}{s_6}=\delta u_{16};\\&\frac{\cos\varphi_1\rho_1I_1\left(l_1-x_1\right)}{k_1s_1}+\frac{\rho_2I_2\left(l_2+x_1-x_2\right)}{s_2}+\frac{\rho_7I_7\left(l_7-x_2\right)}{s_7}=\delta u_{17};\\&\frac{\cos\varphi_1\rho_1I_1\left(l_1-x_1\right)}{k_1s_1}+\frac{\rho_2I_2\left(l_2+x_1-x_2\right)}{s_2}+\\&+\frac{\rho_4I_4\left(l_4-x_2\right)}{s_4}+\frac{\rho_9I_9l_9}{s_9}=\delta u_{19};\\&\frac{\cos\varphi_1\rho_1I_1\left(l_1-x_1\right)}{k_1s_1}+\frac{\rho_2I_2\left(l_2+x_1-x_2\right)}{s_2}+\frac{\rho_4I_4\left(l_4-x_2\right)}{s_4}+\\&+\frac{\rho_5I_5\left(l_5-x_5\right)}{s_5}+\frac{\rho_{10}I_{10}\left(l_{10}+x_5\right)}{s_{10}}=\delta u_{1,\,10};\\&\frac{\cos\varphi_1\rho_1I_1\left(l_1-x_1\right)}{k_1s_1}+\frac{\rho_2I_2\left(l_2+x_1-x_2\right)}{s_2}+\\&+\frac{\rho_5I_5\left(l_5-x_5\right)}{s_5}+\frac{\rho_{11}I_{11}\left(l_{11}-x_5\right)}{s_{11}}=\delta u_{1,\,11}.\end{aligned} \qquad (8)$$

Решая совместно (7) и (8) методом неопределенных множителей Лагранжа, получим:

$$\left.\begin{aligned}&\frac{\partial L(s,\,x)}{\partial s_1}=m_1w_1\left(l_1-x_1\right)-\\&-\frac{\cos\varphi_1\rho_1I_1\left(l_1-x_1\right)}{k_1s^2{}_1}\sum_{p=6}^{p=11}\lambda_p=0;\\&\frac{\partial L(s,\,x)}{\partial s_2}=w_2\left(l_2+x_1-x_2\right)-\\&-\frac{\rho_2I_2}{s^2{}_2}\left(l_2-x_1-x_2\right)\sum_{p=6}^{p=11}\lambda_p=0;\\&\frac{\partial L(s,\,x)}{\partial s_5}=w_5\left(l_5-x_5\right)-\\&-\frac{\rho_5I_5}{s^2{}_5}\left(l_5-x_5\right)\sum_{p=6}^{p=11}\lambda_p=0;\\&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\&\frac{\partial L(s,\,x)}{\partial s_{10}}=w_{10}\left(l_{10}+x_5\right)-\\&-\frac{\rho_{10}I_{10}}{s^2{}_{10}}\left(l_{10}+x_5\right)\lambda_{10}=0;\\&\frac{\partial L(s,\,x)}{\partial s_{11}}=w_{11}\left(l_{11}-x_5\right)-\\&-\frac{\rho_{11}I_{11}}{s_{11}{}^2}\left(l_{11}-x_5\right)\lambda_{11}=0;\end{aligned}\right\} \qquad (9)$$

$$\begin{aligned}\frac{\partial L(s,\,x)}{\partial x_1}=&-m_1u_1+u_2-m_1w_1s_1+w_2s_2+\\&+\left(\frac{\rho_2I_2}{s_2}-\frac{\cos\varphi_2\rho_1I_1}{k_1s_1}\right)\sum_{p=6}^{p=10}\lambda_p=0;\end{aligned}$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$\frac{\partial L(s,\ x)}{\partial x_2} = -u_2+u_3-u_4+u_6-u_7-w_2s_2-w_4s_4+$$

$$+w_6s_6-w_7s_7-\frac{\rho_2 I_2}{s_2}\sum_{p=6}^{p=11}\lambda_p+\frac{\rho_6 I_6}{s_6}\lambda_6-$$

$$-\frac{\rho_7 I_7}{s_7}\lambda_7+\frac{\rho_3 I_3}{s_3}\lambda_8-\frac{\rho_4 I_4}{s_4}\sum_{p=6}^{p=11}\lambda_p=0;$$

$$\frac{\partial L(s,\ x)}{\partial x_5} = -u_5+u_{10}-u_{11}-w_5s_5+w_{10}s_{10}-w_{11}s_{11}-$$

$$-\frac{\rho_5 I_5}{s_5}(\lambda_{10}+\lambda_{11})+\frac{\rho_{10}I_{10}}{s_{10}}\lambda_{10}-\frac{\rho_{11}I_{11}}{s_{11}}\lambda_{11}=0. \quad (10)$$

Систему уравнений (9) можно представить после определения множителей Лагранжа в следующем виде:

$$\frac{m_i k_i s_i^2 w_i n^2 i}{\cos\varphi_i \rho_i I_i} = \sum_{\mu\in N}^{\mu=k}\frac{m_\mu k_\mu s^2_\mu w_\mu n^2_\mu}{\cos\varphi_\mu\ \rho_\mu I_\mu}, \quad (11)$$

где k — число участков сети, подключенных к i-му узлу сети, не считая токопроводящего участка, в сети радиального типа с одним источником электрической энергии.

Решая систему уравнений (10) с учетом системы (9), получим:

$$u_2+2w_2s_2=m_1u_1+2m_1w_1s_1;$$
$$u_3+u_6+2(w_3s_3+w_6s_6)=u_2+u_4+u_7+$$
$$+2(w_2s_2+w_4s_4+w_7s_7);$$
$$u_{10}+2w_{10}s_{10}=u_5+u_{11}+2(w_5s_5+w_{11}s_{11})$$

или в общем виде

$$\sum_{\mu\in N}(\pm(m_\mu u_\mu+2m_\mu w_\mu s_\mu))=0, \quad (12)$$

где в левой части стоит алгебраическая сумма массовых показателей участков сети, расположенных справа (+) и слева (—) от узловой точки.

Выражение (12) представляет собой новый признак оптимальности электрической сети относительно координат размещения ее распределительных и преобразовательных устройств. В частном случае, когда распределительная электрическая сеть оказывается частично однородной, т. е. выполнена проводом одной и той же марки без преобразования энергии в однофазном исполнении, сформулированный признак минимума критерия в электрической сети можно представить в более компактном виде:

$$\sum_{\mu\in N}(\pm s_\mu)=0, \quad (13)$$

где s_μ — сечения проводов участков электрической сети, расположенных соответственно справа (+) и слева (—) относительно рассматриваемой узловой точки.

В таком случае выражение (11) для однородной электрической сети существенно упрощается:

$$\frac{s^2 i}{I_i}=\sum_{\mu\in N}^{\mu=k}\frac{s^2_\mu}{I_\mu}. \quad (14)$$

Таким образом, формулировка задачи математического непрерывного нелинейного программирования для определения оптимальных сечений и размещения узловых точек в сети сводится к составлению совместной системы нелинейных уравнений. Число этих уравнений должно соответствовать числу неизвестных. В свою очередь, число неизвестных определяется не только числом участков в электрической сети N, но и числом перемещаемых в ней узлов R. Полное число совместных уравнений равно $N+R$.

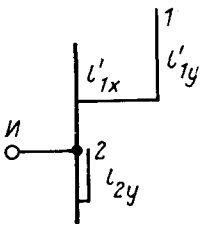


Рис. 2

Число уравнений оптимизации, составляемых в соответствии с первым признаком минимума критерия (11) или (14), равно числу независимых узлов $R+t-b$, где b — число узлов, в которых напряжение поддерживает регулятором напряжения постоянным; t — число узлов в сети, которые являются фиксированными на объекте.

Число уравнений оптимизации, составляемых в соответствии с полученным признаком минимума критерия в электрической сети (12) или (13), равно R. Недостающее число уравнений можно записать на основе уравнений жестких ограничений типа (4) или (8). При равных допустимых потерях напряжения $\Delta u_{доп}$ вдоль линий задача может быть решена аналитически.

Рассмотренное решение легко перенести на случай произвольного направления отсчета участков и размещения узлов сети в пространстве.

Рассмотрим сначала случай, когда участки или их отдельные части расположены вдоль осей x, y, z, а перемещение узлов возможно лишь вдоль оси x. В этом случае сохраняется общность полученных решений, если длины участков представить в виде рис. 2:

$$l_1=l'_{1y}+l'_{1z}+abs(l'_{1x}-x);\ l_2=l'_{2y}+l'_{2z}+absx.$$

На рис. 2 составляющая по оси z не показана, а $l'_{2x}=0$.

Если в более общем случае принять произвольное направление участков, а перемещение узлов — в трехмерном пространстве, то перемещения узлов и связанные с этим изменения длин участков следует рассматривать в виде вектора в осях x, y, z, модуль которого

$$\mathbf{L}=\sqrt{(l_x+x)^2+(l_y+y)^2+(l_z+z)^2}. \quad (15)$$

При этом выражения (11) и (14) сохраняются, а (8) — изменяется. Так, для узла 5 на рис. 3

$$\frac{s_5}{L_5}(l_{5x}+x_5)+\frac{s_4}{L_4}(l_{4x}+x_5)=\frac{s_6}{L_6}(l_{6x}-x_5);$$

$$\frac{s_5}{L_5}(l_{5y}+y_5)+\frac{s_4}{L_4}(l_{4y}+y_5)=\frac{s_6}{L_6}(l_{6y}-y_5);$$

$$\frac{s_5}{L_5}(l_{5z}+z_5)+\frac{s_4}{L_4}(l_{4z}+z_5)=\frac{s_6}{L_6}(l_{6z}-z_5),$$

где

$$L_4=\sqrt{(l_{4x}+x_5)^2+(l_{4y}+y_5)^2+(l_{4z}+z_5)^2};$$
$$L_5=\sqrt{(l_{5x}+x_5)^2+(l_{5y}+y_5)^2+(l_{5z}+z_5)^2};$$
$$L_6=\sqrt{(l_{6x}-x_5)^2+(l_{6y}-y_5)^2+(l_{6z}-z_5)^2}.$$

В процессе решения задачи оптимизации по изложенной методике определяются приращения по каждой координате, а затем по (15) — длины участков.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Пример. Рассмотрим решение задачи определения оптимальных s и x в однородной электрической сети автономной системы, изображенной на рис. 3. Численные значения исходных параметров однородной сети:

$\|l\|=\|6{,}96;\ 4;\ 3;\ 2;\ 5;\ 8\|$;

$\|I\|=\|9;\ 4;\ 3;\ 2;\ 5;\ 4\|$;

$\delta u_{доп}=1$ В; $\rho=0{,}025$ Ом·м/мм².

Составим систему уравнений нелинейного программирования. Учтя, что $N+R=8$ и $R+t-b=2$; $t=1$, $b=1$, имеем:

$$\left.\begin{aligned} \frac{s^2_1}{I_1} &= \frac{s^2_2}{I_2}+\frac{s^2_3}{I_3}+\frac{s^2_5}{I_5};\\ \frac{s^2_5}{I_5} &= \frac{s^2_4}{I_4}+\frac{s^2_6}{I_6}. \end{aligned}\right\} \qquad (П\text{-}1)$$

В соответствии с признаком минимума критерия по координатам узлов можно записать:

$$\left.\begin{aligned} s_5+\ldots+s_4-s_6&=0;\\ s_1+s_3-s_2-s_5&=0. \end{aligned}\right\} \qquad (П\text{-}2)$$

Из условий жестких ограничений следует:

$$\left.\begin{aligned} \frac{I_1(l_1+x_1)}{s_1}+\frac{I_2(l_2-x_1)}{s_2}&=\frac{\delta u_{12}}{\rho};\\ \frac{I_1(l_1+x_1)}{s_1}+\frac{I_3(l_3+x_1)}{s_3}&=\frac{\delta u_{13}}{\rho};\\ \frac{I_1(l_1+x_1)}{s_1}+\frac{I_5(l_5-x_1+x_2)}{s_5}+\frac{I_4(l_4+x_5)}{s_4}&=\\ =\frac{\delta u_{14}}{\rho};&\\ \frac{I_1(l_1+x_1)}{s_1}+\frac{I_5(l_5-x_1+x_2)}{s_5}+\frac{I_6(l_6-x_5)}{s_6}&=\\ =\frac{\delta u_{16}}{\rho};& \end{aligned}\right\} \qquad (П\text{-}3)$$

$$\delta u_{12}=\delta u_{13}=\delta u_{14}=\delta u_{16}=\delta u_{17}=\delta u_{доп}=1\ \text{В}.$$

Совместное решение системы (П-1)—(П-3) приводит к квадратным уравнениям:

$$ax^2_5+bx_5+c=0; \qquad (П\text{-}4)$$

$$a'x^2_1+b'x_1+c'=0, \qquad (П\text{-}5)$$

где

$$a=(I_6+I_4)\ (I_5-I_4-I_6);$$

$$b=2\,[I_4I_6\,(l_6-l_4)-I_6l_6\,(I_5-I_6)+I_4l_4\,(I_5-I_4);$$

$$c=I_5\,(I_6l^2_6+I_4l^2_4)-(I_6l_6-I_4l_4)^2;$$

$$a'=(I^2_2+I^2_3+I^2_5)-I_1\,(I_2+I_3+I_5)+2\,(I_2I_3+I_2I_5+I_3I_5);$$

$$b'=2\,[I_3l_3\,(I_3-I_1)-I_2l_2\,(I_2-I_1)-I_2I_3\,(l_2-l_3)+$$
$$+I_5\,(I_3l_3-I_2l_2)+(l'_5I_5+l'_6I_6-l'_4I_4)\,(I_1-I_2-I_3-I_5)];$$

$$c'=(l_2I_2-l_3I_3)^2-I_1\,(l^2_2I_2+l^2_3I_3)+(l'_5I_5+l'_6I_6-l'_4I_4)\times$$
$$\times\left[2\,(l_2I_2-l_3I_3)+\frac{I_5-I_1}{I_5}\right];$$

$$l'_4=l_4+x_5;\ l'_5=l_5+x_5;\ l'_6=l_6-x_5.$$

Решение по (П-4) дает $x_5=2$ м.

Скорректируем с учетом полученного x_5 значения l_5, l_4, l_6; $l'_4=l_4+x_5=4$ м; $l'_5=l_5+x_5=7$ м; $l'_6=l_6-x_5=6$ м.

Аналогично по (П-5) получаем $x_1=-5{,}96$ м. Убедившись в выполнении условий (5) и (6)—$5{,}96<l_5+x_5=7$ уточняем $l'_1=l_1-5{,}96=1$ м; $l'_2=l_2+5{,}96=9{,}96$ м; $l'_3=|l_3-5{,}96|=2{,}96$ м; $l'_5=l_5+5{,}96=12{,}96$ м и определяем оптимальные сечения скорректированной системы при оптимальном расположении РУ.

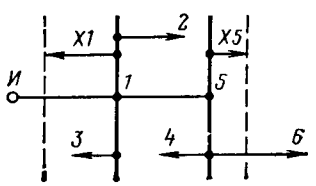


Рис. 3

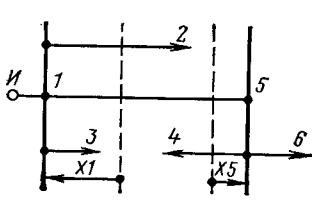


Рис. 4

Используя методику [4], подсчитываем значения структурно-энергетических показателей:

$$I_1-I_1l^2_1=9\ \text{А·м}^2;\ J_2=I_2l^2_2=396{,}8\ \text{А·м}^2;$$

$$J_3=I_3l^2_3=26{,}28\ \text{А·м}^2;\ J_5=I_5l^2_5=839{,}8\ \text{А·м}^2;$$

$$J_6=I_6l^2_6=288\ \text{А·м}^2;\ J_4=I_4l^2_4=32\ \text{А·м}^2;$$

$$\mathcal{Э}_5=(\sqrt{J_5}+\sqrt{J_4+J_6})^2=2196{,}7\ \text{А·м}^2;$$

$$\mathcal{Э}_1=(\sqrt{J_1}+\sqrt{J_2+J_3+\mathcal{Э}_5})^2=2935{,}8\ \text{А·м}^2$$

и значения сечений:

$$s_1=\frac{\rho}{\Delta u_{доп}}\sqrt{I_1\mathcal{Э}_1}=4{,}06\ \text{мм}^2;$$

$$s_2=\frac{\rho}{\Delta u_{доп}}I_2l_2\sqrt{\frac{\mathcal{Э}_1}{J_2+J_3+\mathcal{Э}_5}}=1{,}05\ \text{мм}^2;$$

$$s_3=s_2\frac{l_3I_3}{l_2I_2}=0{,}24\ \text{мм}^2;$$

$$s_4=\frac{\rho}{\Delta u_{доп}}I_4l_4\sqrt{\frac{\mathcal{Э}_1\mathcal{Э}_5}{(\mathcal{Э}_5+J_2+J_3)\,(J_4+J_6)}}=0{,}555\ \text{мм}^2,$$

$$s_5=\frac{\rho}{\Delta u_{доп}}\sqrt{I_5}\sqrt{\frac{\mathcal{Э}_1\mathcal{Э}_5}{J_2+J_3+\mathcal{Э}_5}}=2{,}77\ \text{мм}^2,$$

$$s_6=s_4\frac{I_6l_6}{I_4l_4}=3{,}33\ \text{мм}^2.$$

Выполнения условий говорит о правильности решения задачи и полученных алгоритмов. Так,

$$s_1=s_2+s_3+s_5=4{,}06;\ s_6=s_4+s_5=3{,}33\ \text{мм}^2;$$

$$\Delta u_{доп6}=\rho\left(\frac{I_1l_1}{s_1}+\frac{I_5l_5}{s_5}+\frac{I_6l_6}{s_6}\right)=1\ \text{В};$$

$$\frac{s^2_1}{I_1}=\frac{s^2_2}{I_2}+\frac{s^2_3}{I_3}+\frac{s^2_5}{I_5}=1{,}82\ \frac{\text{мм}^2}{\text{А}}\ \text{и т. д.}$$

Оценим эффективность оптимизации координат размещения РУ. Масса сети с оптимальным распределением $\Delta u_{доп}$ при заданном положении РУ в соответствии с [4]

$$G^*=\frac{\gamma\rho}{\Delta u_{доп}}\mathcal{Э}_1=0{,}7\ \text{кг},$$

где

$$\mathcal{Э}_1=(\sqrt{I_1l^2_1}+$$
$$+\sqrt{I_2l^2_2+I_3l^2_3+(\sqrt{I_5l^2_5}+\sqrt{I_4l^2_4+I_6l^2_6})^2})^2=3160\ \text{А·м}^2.$$

Масса сети, оптимизированной как по распределению $\Delta u_{доп}$ между узлами, так и по размещению РУ,

$$G^{**}=\frac{\gamma\rho}{\Delta u_{доп}}\mathcal{Э}'_1=0{,}65\ \text{кг}.$$

Таким образом, эффект от дополнительной оптимизации по размещению РУ составляет 7,2%.

Оптимальное расположение РУ на объекте условно изображено на рис. 4 по отношению к размещению РУ на рис. 3.

Заключение. Сформулированный признак оптимальности положения узлов в электросети существенно облегчает формализацию математического описания задач нелинейного программирования по синтезу оптимальных систем более высокого уровня. Полученные математические модели системы создают возможности для разработки эффективных алгоритмов оптимизации систем на ЦВМ. В то же время конечные решения настолько просты, что успешно могут быть применены и для ручного счета.

При равных потерях напряжения в линиях переменные оптимального перемещения узлов x могут быть определены независимо от s по выражениям (П-4)—(П-5). Это создает возможность упростить решение

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

задачи совместной оптимизации x и s, сведя ее к задаче оптимизации сечений при фиксированных узлах, используя при этом разработанные ранее методики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кривенцев В. И., Морозовский В. Т.** О многомерной оптимизации электрических сетей подвижных объектов. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1973, № 4.

2. **Оптимизация** некоторых параметров двухзвеньевой горо ской электрической сети среднего напряжения/ А. А. Глазуно Ю. Л. Мрзел, О. А. Кондаков и др. — Электричество, 1977, № 1

3. **Каялов Г. М., Балабанян Г. А.** Геометрические принцип размещения подстанций. — Электричество, 1972, № 8.

4. **Решетов С. А.** Оптимизация электрических сетей при з данной потере напряжения. — Электричество, 1982, № 6.

103.06.8

УДК 63:621.316.1.001.24

Выбор параметров электрических сетей сельских населенных пунктов

БУДЗКО И. А., академик ВАСХНИЛ, ЛЕВИН М. С. доктор техн. наук, БЛОХИНА Е. Л., инж.
МИИСП им. В. П. Горячкина

Значительная часть финансовых и материальных ресурсов на электроснабжение сельских районов расходуется на внутрипоселковые сети напряжением 380 В в населенных пунктах. Выбор рациональных параметров этих сетей является сложной многокритериальной задачей, которую к тому же приходится решать при отсутствии достаточно достоверной информации о перспективных электрических нагрузках. Как известно, строгих методов решения подобных задач не существует, поэтому предложен ряд приближенных методов, имеющих определенные области применения (например, [1—3]). Ввиду сложности задачи предпочтение следует отдать методам ее решения с помощью ЦВМ. Однако ранее авторы соответствующих программ обычно основывались на детерминированном представлении основной исходной информации. Кроме того, сами методы были достаточно сложны. В настоящей статье предложена более простая методика выбора количества, мощности и мест расположения трансформаторных подстанций (ТП) в населенном пункте, построения сети, охватывающей всех потребителей, и выбора сечений проводов. При этом учитывается неопределенный характер информации о ряде факторов. Методика может быть применена также для выбора наилучших решений при реконструкции существующих сетей.

Основным критерием выбора рациональных решений принято условие минимума приведенных затрат на сеть при соблюдении нормированных значений отклонений напряжения у потребителей. В качестве дополнительных критериев можно использовать суммарную длину распределительной сети, расход проводникового металла, потери энергии.

Даже при детерминированно заданных нагрузках и применении единственного критерия приведенных затрат задача построения оптимальной сети не имеет строгого аналитического решения. Схему сети целесообразно выбирать по результатам сравнения ее вариантов, близких к оптимальному. Число вариантов обычно очень велико, так что их полный перебор практически невозможен даже при использовании современных ЦВМ.

Для сокращения числа рассматриваемых вариантов применено поэтапное решение задачи. На первом этапе с учетом неопределенного характера исходной информации приближенно определяется рациональное число ТП. На втором этапе для нескольких близких по количеству ТП вариантов выбирают конфигурации воздушных линий (ВЛ) и сечения проводов. Сравнение технико-экономических показателей позволяет сделать окончательное решение.

Для приближенного определения рационального числа ТП используется выражение для приведенных затрат на сооружение и эксплуатацию сети [4]:

$$З = \frac{K_{10} p_{10}}{\sqrt{z l^2_0}} \sqrt{N} + \frac{K_{ТП} p_{ТП}}{z l^2_0} N + \\ + \frac{\psi \gamma \sqrt{z l^2_0}}{8U \cos\varphi} \left(\frac{b \sigma_1 p_{0,38}}{j} + j \rho \tau c \sigma_2 10^{-3} \right) \frac{1}{\sqrt{N}}. \quad (1)$$

Это выражение составлено для населенного пункта с равномерным распределением нагрузки по территории, представляющей собой квадрат со стороной $2l$. В выражении (1) z — число домов в населенном пункте; N — количество $ТП$; l_0 — расстояние между домами; p_0 — нагрузка, приходящаяся на один дом; K_{10} — удельная стоимость ВЛ среднего напряжения (6, 10, 20 или 35 кВ), руб/км; $K_{ТП}$ — средняя стоимость трансформаторной подстанции, руб; $p_{ТП}$, p_{10}, $p_{0,38}$ — суммарные коэффициенты нормативных и амортизационных отчислений от капитальных вложений соответственно для ТП и для ВЛ среднего напряжения и 0,38 кВ; ψ — коэффициент, определяемый из анализа сетей с идеализированной конфигурацией; γ — плотность равномерно распределенной по территории нагрузки, кВт/км^2; σ_1, σ_2 — коэффициенты, зависящие от числа проводов; j — плотность тока, А/мм^2; b — постоянный коэффициент, руб/(км·мм)^2; ρ — удельное сопротивление алюминия, Ом·мм^2/км; τ — число часов потерь, ч/год; c — затраты на потери энергии, руб/(кВт·ч).

Анализ входящих в уравнение (1) величин показывает, что значение некоторых из них в момент проектирования невозможно определить однозначно. В первую очередь это относится к поверхностной плотности нагрузки γ, которую вследствие непрерывного роста нельзя рассматривать как фиксированную величину. Коэффициенты σ_1 и σ_2 зависят от числа проводов на отдельных участках воздушных линий (σ_{1min}=2,3, σ_{1max}=3,46; σ_{2min}=1,73, σ_{2max}=3,46), показатель разветвленности сети ψ может изменяться в пределах от 3,22 до 2,67. Произведение τc зависит от величины и вида нагрузки и изменяется в пределах от 47 до 75 руб/(кВт·год).

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таким образом, в рассматриваемой задаче величины ψ, γ, σ_1, σ_2, τc следует считать неопределенными факторами, для которых точно можно установить лишь максимальные и минимальные значения.

В этом случае задачу выбора числа ТП приходится решать в условиях неопределенности. Для этой цели можно, например, использовать метод районирования векторов состояния природы [5]. Обозначим составляющие выражения (1)

$$\left.\begin{aligned} \delta_{TП} &= \frac{K_{TП} p_{TП}}{z l^2_0}\ ;\ \delta_{1_0} = \frac{K_{1_0} p_{1_0}}{\sqrt{z l^2_0}}, \\ \beta &= \frac{\psi\gamma \sqrt{z l^2_0}}{8U\cos\varphi}\left(\frac{b\sigma_1 p_{0,38}}{j} + j\rho\tau c\sigma_2\, 10^{-3}\right) \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

и представим его в виде критерия эффективности

$$\left.\begin{aligned} W(N,\ \beta) &= \delta_{1_0}\sqrt{N} + \delta_{TП} N + \beta N^{-\frac{1}{2}}, \\ N &= \{1,\ n\};\ \beta \in M,\ M: \beta_{\min} \leqslant \beta \leqslant \beta_{\max}. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Здесь δ_{1_0}, $\delta_{TП}$ — фиксированные составляющие критерия эффективности; β — результирующий неопределенный фактор; M — множество реализаций результирующего неопределенного фактора, соответствующее множеству сочетаний состояний природы; N — множество стратегий, соответствующее числу ТП в населенном пункте.

По методу районирования вектора состояния природы множество M возможных значений результирующего фактора β разбивается на области, в каждой из которых оптимальна определенная стратегия, в данном случае — некоторое число ТП.

Алгоритм выбора числа ТП основан на операции разбиения множества M для подкласса из двух стратегий $x_i{=}N$ и $x_j{=}N{+}1$. При соблюдении условий:

$$\max_{\beta} \Delta W_{ij}(\beta) \geqslant 0 \text{ и } \min_{\beta} \Delta W_{ij}(\beta) < 0,$$

где

$$\max_{\beta} \Delta W_{ij}(\beta) = \delta_{TП} N + \delta_{1_0}\sqrt{N} + \beta_{\max}\frac{1}{\sqrt{N}} - \delta_{TП}(N+1) - \delta_{1_0}\sqrt{N+1} - \beta_{\max}\frac{1}{\sqrt{N+1}};$$

$$\min_{\beta} \Delta W_{ij}(\beta) = \delta_{TП} N + \delta_{1_0}\sqrt{N} + \beta_{\min}\frac{1}{\sqrt{N}} - \delta_{TП}(N+1) - \delta_{1_0}\sqrt{N+1} - \beta_{\min}\frac{1}{\sqrt{N+1}},$$

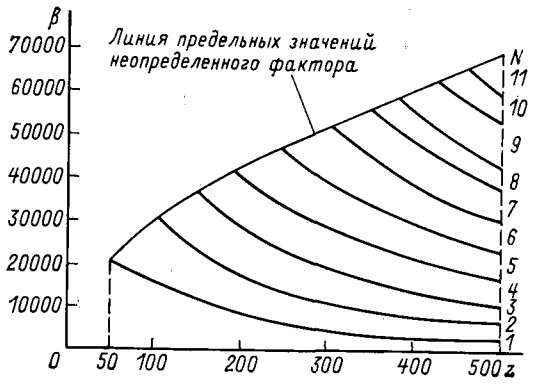


Рис. 1. Районирование результирующего неопределенного фактора

составляется уравнение парной границы, определяемое равенством показателей эффективности для действий x_i и x_j:

$$\delta_{TП} N + \delta_{1_0}\sqrt{N} + \beta\frac{1}{\sqrt{N}} = \delta_{TП}(N+1) + \delta_{1_0}\sqrt{N+1} + \beta\frac{1}{\sqrt{N+1}}. \qquad (4)$$

Решение (4) относительно $\beta_{пар}$ определяет зону оптимальности некоторого числа $ТП$ N:

$$\beta_{пар} = \delta_{1_0}\sqrt{N(N+1)} + \delta_{TП}\frac{\sqrt{N(N+1)}}{\sqrt{N+1}-\sqrt{N}}. \qquad (5)$$

Если же

$$\max_{\beta} \Delta W_{ij}(\beta) < 0;$$

$$\min_{\beta} \Delta W_{ij}(\beta) \geqslant 0,$$

то парная граница не пересекает поле векторов состояния, и одно из действий оказывается за пределами зоны неопределенности, т. е. не является оптимальным ни при каких условиях.

На рис. 1 представлены результаты районирования неопределенного фактора по числу ТП.

Для каждого диапазона числа домов, например от 100 до 500, установлена зона неопределенности, соответствующая максимальному и минимальному значениям неопределенных факторов. Зоны между отдельными кривыми определяют оптимальное число ТП.

Как уже отмечалось, до сих пор рассматривалась сеть геометрически правильной формы с равномерно распределенной нагрузкой жилых домов. На самом деле в сельских населенных пунктах выделяют жилую и производственную зоны. В последней располагаются животноводческие фермы, ремонтные мастерские и другие сельскохозяйственные предприятия. Их электроснабжение осуществляют по специальным проектам, в которых строго обосновывают величины электрических нагрузок производственных потребителей и выбирают мощность и количество ТП. Выбор параметров сетей производственного назначения здесь не рассматривается.

В жилой зоне, кроме жилых домов, обычно расположены культурно-просветительные и медицинские учреждения. Чтобы для такого реального населенного пункта по кривым на рис. 1 выбрать число ТП, необходимо определить «эквивалентные» число домов и значения неопределенного фактора.

Эквивалентное число домов

$$z_э = z_ж + z_{к.б}, \qquad (6)$$

где $z_ж$ — число жилых домов (в пересчете на одноквартирные);

$$z_{к.б} = \frac{\Sigma P}{P_1},$$

P — суммарная коммунально-бытовая нагрузка, кроме жилых домов; P_1 — расчетная нагрузка одноквартирного дома.

Эквивалентные значения результирующего неопределенного фактора определяют по формуле (2) с учетом возможных предельных значений отдельных факторов в рассматриваемом населенном пункте.

При заданном количестве ТП и выбранных проектировщиком их мест расположения можно построить

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

множество различных конфигураций сетей. В [6 и 7] варианты конфигураций формируются по результатам расчета потокораспределения в замкнутой сети, которую затем упрощают по специальным алгоритмам. В [6] из исходной схемы исключают ветви с пренебрежимо малыми потоками, в [7] существенность для схемы отдельных ветвей определяют по абсолютной величине экономии затрат.

В настоящей статье для построения конфигурации сети также используется ее модель в виде графа G замкнутой электрической цепи, которая состоит из активных сопротивлений и идеальных источников тока. Дуги графа G соответствуют участкам воздушных линий, возможным по условиям местности и характеру застройки населенного пункта. Токи источников тока определяют максимальные расчетные нагрузки потребителей в узлах.

Построение электрической сети с суммарными приведенными затратами, близкими к минимальным, можно рассматривать как решение задачи минимизации функционала $\Phi = \sum_G F(I)$, где $F(I)$ — зависящие от квадрата тока значения приведенных затрат на участок сети.

Реальная ступенчатая зависимость приведенных затрат от нагрузки и сечения проводов ВЛ аппроксимируется функцией [8]

$$F(I) = (A + BI^2)(1 - e^{-\alpha I^2}), \qquad (7)$$

где коэффициенты A и B определяют удельную стоимость ВЛ низкого напряжения и стоимость потерь энергии в сети; α — переменный параметр $(0 < \alpha < 1)$.

Реальные конфигурации сетей строятся путем перехода от замкнутого графа G к разомкнутому графу G', соответствующему одному из вариантов распределительной сети. Переход основан на расчете в исходном графе G естественного токораспределения, зависящего от коэффициента α и соответствующего в установившемся режиме так называемому экстремальному свойству [9]. Суть этого свойства заключается в возможности минимизации объема цепи, определяющего потери мощности в активных сопротивлениях.

Объему цепи ставится в соответствие функционал Ф. Минимум Ф обеспечивается заданием ветвей графа G в виде условного сопротивления (8) [8 и 9]:

$$R = \frac{1}{\lambda I} \frac{dF(I)}{dI} L, \qquad (8)$$

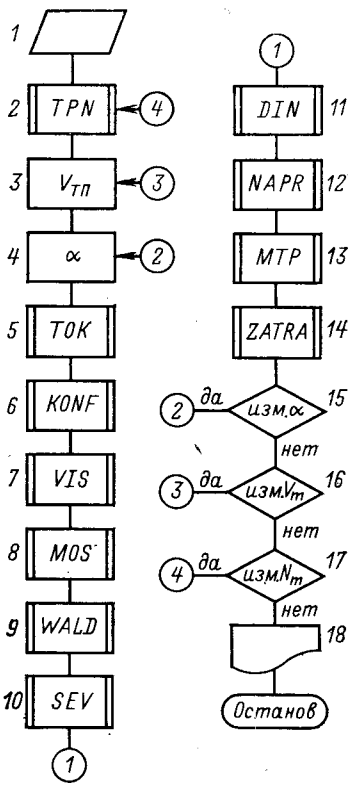
где λ — множитель Лагранжа, величина которого не влияет на результаты расчета токораспределения.

Коэффициенты A и B и выражении (8) приняты неизменными и соответствуют некоторым значениям капитальных вложений и активным сопротивлениям стандартных сечений проводов.

В цепи с параметрами, заданными выражением (8), по методу узловых потенциалов итеративно рассчитывается токораспределение. В нулевой итерации сопротивление R считается не зависящим от тока и принимается равным αA. В последующих итерациях значения R всех дуг корректируются в соответствии с выражением (8). Расчет заканчивается при практическом равенстве токов за две последовательные итерации.

Для построения графа G' из графа G исключают дуги с наименьшими расчетными значениями токов. Изменение в функции $F(I)$ параметра α, задающего

Рис. 2. Схема алгоритма выбора параметров электрической сети в населенном пункте



множество установившихся режимов цепи, расширяет множество графов, G' и таким образом увеличивает количество различных вариантов сети при фиксированных числах и местоположении ТП. Для выбора рационального местоположения ТП задаются различными сочетаниями вершин графа, в которых с точки зрения проектировщика целесообразно размещать ТП. Каждое сочетание вершин определяет отдельный вариант сети. При этом учитываются условия местности и возможность подвода питающей линии среднего напряжения, а также удаленность ТП от концов проектируемой сети и от потребителей с максимальными нагрузками.

Методика выбора сечений проводов ВЛ при неопределенном характере исходной информации о перспективном росте нагрузок предложена в [10], где сечения рекомендуется выбирать по минимаксным критериям Вальда или Сэвиджа. Задача решается в ходе «игры с природой», в которой сечения проводов ВЛ являются стратегиями, а законы роста нагрузки — неопределенными состояниями природы. Множество состояний природы в каждом конкретном случае ограничено областью возможных значений минимальной и максимального пределов изменения нагрузок.

По нашему мнению, для решения задачи целесообразнее использовать метод районирования вектора состояния природы [5].

Изложенная методика реализована в виде программы на языке ФОРТРАН IV для ЦВМ серии ЕС. Структурная схема алгоритма приведена на рис. 2.

Блок *1* предназначен для задания исходных данных. В блоке *2* выбирается предварительное число ТП, в блоках *3—6* строятся конфигурации распределительной сети, определяемые значением α, числом и местоположением ТП. В блоках *7—8* для каждого варианта сети определяются расчетные нагрузки, по которым в блоках *9—11* производится выбор проводов на участках сети. В блоке *12* выбранные сечения проводов проверяются по допустимой потере напряжения. При необходимости на одном или нескольких участках сечение проводов увеличивается. Мощность ТП определяется в блоке *13* из условия минимума приведенных затрат на ТП. В блоке *14* рассчитываются основные технико-экономические показатели, по которым сравниваются отдельные варианты распределительной сети. Задание нового варианта производится последовательно путем изменения величины α (блок *15*), местоположения ТП (блок *16*) и числа ТП (блок *1*

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Лучший вариант выбирают по минимуму суммарных приведенных затрат на ВЛ и ТП (блок *17*).

Для ряда населенных пунктов с помощью ЦВМ были построены сети путем перебора вариантов по количеству и местоположению ТП при варьировании параметра α. В результате расчетов по каждому варианту определялись длина сети, капитальные вложения, приведенные затраты, расход проводникового металла, потери мощности и энергии. Эти данные сравнивались с соответствующими показателями проектов, выполненных вручную.

Длины сетей, построенных ЦВМ, оказались в среднем на 11,9% меньше проектных данных. Приведенные затраты также были ниже, чем у проектных вариантов, причем в среднем разница составила 12,5%.

Разработанная программа по существу является имитационной моделью для выбора варианта электрической сети в сельском населенном пункте. Она может быть применена при автоматизации проектных расчетов сетей в сельских населенных пунктах. Программа также может быть использована в задачах по исследованию технико-экономических показателей сельских сетей.

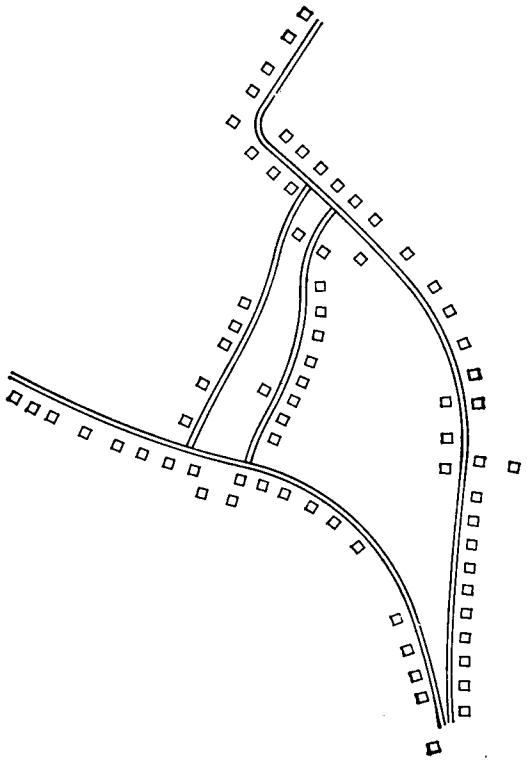


Рис. 3. План населенного пункта

Пример. Требуется выбрать рациональный вариант электрической сети для электроснабжения населенного пункта, план которого приведен на рис. 3.

В населенном пункте 71 жилой дом, площадь поселка, измеренная планиметром, составляет $S_{н.п}$=0,562 кв. км. Исходная нагрузка на один жилой дом 0,7 кВ·А. Минимальная нагрузка в конце расчетного периода P_{min}=0,95 кВ·А, максимальная нагрузка P_{max}=1,58 кВ·А. Минимальные и максимальные значения неопределенных факторов ψ, σ_1, σ_2, τc приведены в тексте статьи.

Расчеты выполняются по описанной программе.

Для предварительного выбора количества ТП находим минимальное и максимальное значения результирующего неопределенного фактора:

$$\beta_{min} = \frac{\psi_{min} P_{min} z_э}{\sqrt{S_{нп}}\, 8U \cos\varphi}\left(\frac{b\sigma_{1min} p_{0,38}}{j} + \frac{j\rho(\tau c)\ \min \sigma_{2min}}{10^3}\right);$$

$$\beta_{max} = \frac{\psi_{max} P_{m\,x} z_э}{\sqrt{S_{н.п}}\, 8U \cos\varphi}\left(\frac{b\sigma_{1max} P_{0,38}}{j} + \frac{j\rho(\tau c)\ \max \sigma_{2max}}{10^3}\right).$$

При $z_э = z_ж$=71, β_{min}=480, β_{max}=1850, рациональное число ТП N=1.

Для построения конфигурации распределительной сети при заданных α, количестве и местоположении установки ТП используется замкнутый направленный граф G, который формируется на основе плана населенного пункта с учетом особенностей местности и характера застройки. Граф G (рис. 4) моделирует совокупность возможных вариантов разомкнутой сети в поселке. Описание графа дается с помощью первой матрицы инциденций, которая вводится в память ЦВМ. Каждая клетка таблицы-матрицы отвечает одной ветви и одному узлу. Если ветвь не связана с узлом, то в клетке ставится 0, если же ветвь связана с тем или иным узлом — проставляется либо +1, либо —1 в зависимости от направления ветви в направленном графе G. Для ветви, направленной от узла, в соответствующей клетке матрицы ставится —1, если же ветвь направлена к узлу, то в матрице записывается +1. При составлении матрицы опускает-

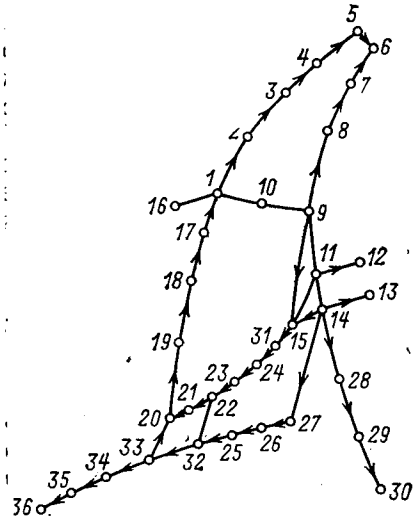


Рис. 4. Замкнутый направленный граф сети

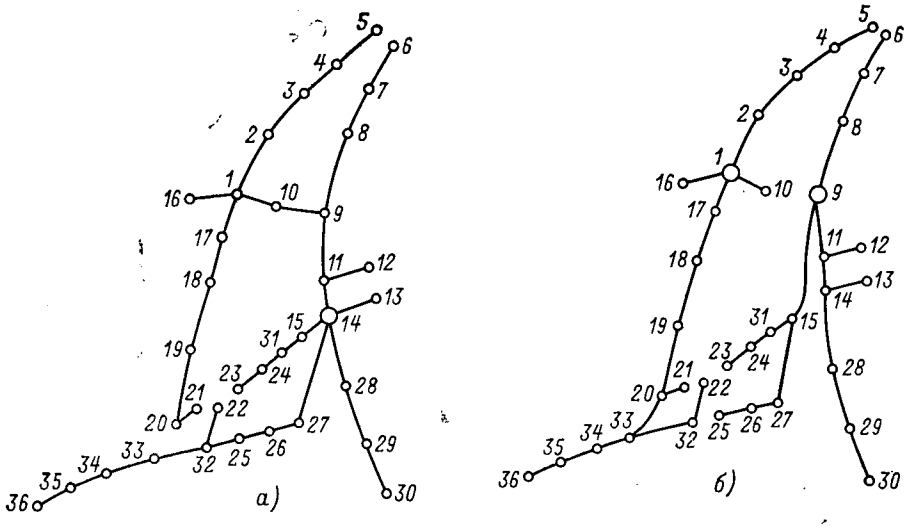


Рис. 5. Варианты сети, построенные с помощью ЦВМ:
а — граф G'_1 с одной ТП в узле *14*; *б* — граф G'_2 с двумя ТП в узлах *1—9*

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

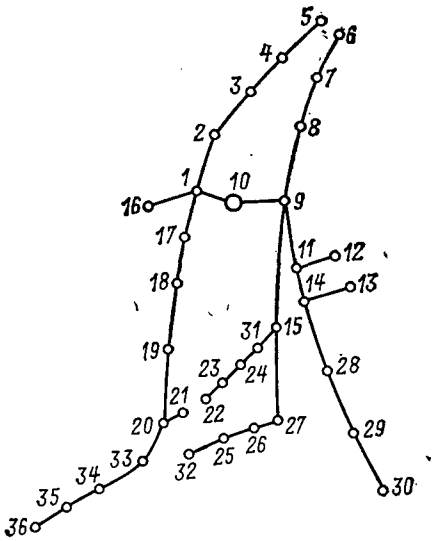


Рис. 6. Вариант сети инженера-проектировщика

ся предварительно выбранный балансирующий узел. Для графа G матрица имеет вид:

узлы ветви	1	2	3	4	5	6	7 . . . 47	48
1	1	—1	0	0	0	0	0 . . . 0	0
2	0	1	—1	0	0	0	0 . . . 0	0
3	0	0	1	—1	0	0	0 . . . 0	0
4	0	0	0	1	—1	0	0 . . . 0	0
5	0	0	0	0	1	—1	0 . . . 0	0
.	.	.	.	.	.	.	. . . . .	.
.	.	.	.	.	.	.	. . . . .	.
35	0	0	0	0	0	0	0 . . . 0	0
36	0	0	0	0	0	0	0 . . . 0	0

В таблице приведены данные по трем вариантам сети в населенном пункте. Графы G'_1 с одной ТП в узле *14* и G'_2 с двумя ТП в узлах *1—9* (рис. 5) построены с помощью ЦВМ по результатам расчета токораспределения в графе G путем исключения ветвей с м лыми расчетными значениями токов в ветвях граф Вариант, соответствующий графу G'_3 (рис. 6) разр ботан инженером-проектировщиком.

Граф	Суммарные приведенные затраты, руб	Приведенные затраты на ВЛ, руб	Приведенные затраты на ТП, руб	Общая длин сети, км
G'_1	17 896	12 476	5419	2,57
G'_2	19 774	12 383	7381	2,66
G'_3	18 106	13 093	5012	2,73

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Будзко И. А., Астафьев Н. Н.** О числе трансформаторн пунктов в селении. — Механизация и электрификация социал стического сельского хозяйства. 1956, № 1.

2. **Левин М. С., Федина З. А.** Проектирование сельских с тей напряжением 0,38/0,22 кВ с помощью ЦВМ «Минск-22». В кн.: Применение вычислительной техники в электроэнергет ке. М.: Энергия, 1970, вып. 2.

3. **Оптимизация** параметров сетей в сельских населенн пунктах/ Ю. Н. Астахов, Али Эль Махди Хассан, А. А. Глаз нов, А. А. Федосеев — Механизация и электрификация социал стического сельского хозяйства, 1978, № 9.

4. **Будзко И. А., Гессен В. Ю., Левин М. С.** Электроснабж ние сельскохозяйственных предприятий и населенных пунктов. М.: Колос, 1975.

5. **Динер И. Я.** Районирование множества векторов состо ния природы и задача выбора решения. — В кн.: Исследован операций. — М.: Наука, 1972.

6. **Падалко П. П.** О методах построения оптимальной ко фигурации электрической сети с использованием ЭЦВМ. — Из вузов. Энергетика, 1965, № 12.

7. **Арзамасцев Д. А., Скляров Ю. С.** Определение оптимал ной динамической конфигурации электрической сети с помощ ЦВМ. — В кн.: Применение вычислительной техники в энер тике. — М.: Энергия, 1970, вып. 2.

8. **Carson M. J., Cornfield G.** Design of low voltage distrib tion networks. — Proc. IEE, 1973, vol. 120, № 5.

9. **Хранович И. П.** Экстремальное свойство электрическ цепей постоянного тока. — Теоретическая электротехника, 197 вып. 14.

10. **Васин Ю. Н., Горелик В. А.** Принципы минимакса в з дache выбора проводов воздушных линий. — Техническая кибе нетика, 1975, № 2.

130.03.

УДК 621.313.32.045.013.001.24

Расчет дифференциального рассеяния обмотки якоря явнополюсной синхронной машины

ИВАНОВ-СМОЛЕНСКИЙ А. В., ВЛАСОВ А. И., КУЗНЕЦОВ В. А., МАРТЫНОВ В. А.

Московский энергетический институт

Увеличение электромагнитных нагрузок, связанное с ростом единичных мощностей явнополюсных синхронных машин (ЯСМ), требует дальнейшего уточнения методов расчета их параметров. Это относится и к такому параметру, как коэффициент дифференциального рассеяния, которое в ЯСМ составляет значительную долю от общего рассеяния. Особенно это касается ЯСМ с малым дробным числом пазов на полюс и фазу q. Существующие методы определения дифференциального рассеяния [1—5, 8] основаны на ряде допущений, одним из которых является замена одного из зубчатых сердечников гладким. В результате этого влияние на поле в зазоре машины геометрических очертаний сердечников полюсов с пазами дл демпферной обмотки (ДО), которая в общем случа может быть неравношаговой, и токов, индуктирова ных в ДО, учитывается недостаточно точно.

Данная статья посвящена расчету дифференциал ного рассеяния обмотки якоря ненасыщенной ЯС с учетом двухсторонней зубчатости сердечников влияния токов ДО.

Применим к определению дифференциального ра сеяния ЯСМ метод проводимостей зубцовых конт ров (ПЗК) [6, 7]. Предположим, что m-фазная ($m \geqslant 2$) обмотка якоря питается симметричной системо токов прямой последовательности, ток в обмотке во

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

буждения равен нулю, ротор вращается синхронно. Используя метод ПЗК, можно определить потокосцепление фазы обмотки якоря от потока, пересекающего зазор машины, для различных положений ротора относительно статора [7, 9, 10] и найти э. д. с. фазы основной частоты E_Σ.

Тогда э. д. с. дифференциального рассеяния $E_{\sigma д}$ [1]

$$E_{\sigma д} = \sum_{\nu \neq p} E_{\phi \nu} = E_\Sigma - E_\phi, \qquad (1)$$

где E_ϕ — э. д. с. фазы, индуктированная основной гармонической индукции.

В относительной форме дифференциальное рассеяние выражается коэффициентом дифференциального рассеяния [2]:

$$\sigma = \frac{E_{\sigma д}}{E_\phi} = \frac{E_\Sigma - E_\phi}{E_\phi} = \frac{x_{\sigma д}}{x_a}, \qquad (2)$$

где $x_{\sigma д}$ — индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния; x_a — индуктивное сопротивление обмотки якоря, обусловленное основной гармонической синхронного поля.

Принятые допущения. Схема замещения. При решении поставленной задачи примем следующее.

1. Обмотка возбуждения оказывает пренебрежимо малое демпфирующее воздействие на поле дифференциального рассеяния по сравнению с ДО.

2. Зубцовые контуры машины являются «широкими и углубленными в пазы», т. е. взаимные проводимости между контурами статора и ротора для потока совпадают с проводимостями для потокосцепления.

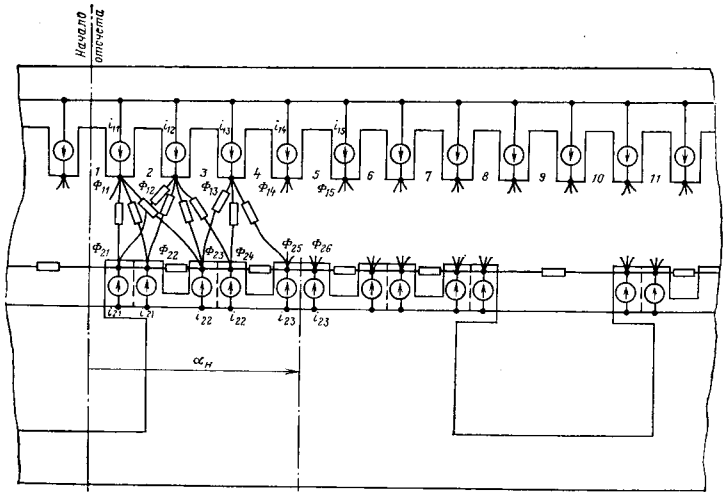


Рис. 1. Схема замещения магнитной цепи ЯСМ для определения дифференциального рассеяния

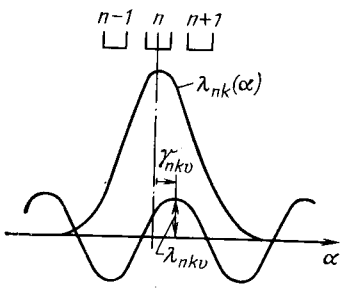


Рис. 2. Кривая проводимости взаимоиндукции контуров статора и ротора и ее ν-я гармоника

3. Полюс ЯСМ — шихтованный и влиянием вихревых токов в роторе можно пренебречь.

4. Активное сопротивление ДО индуктора равно нулю.

В соответствии с методом ПЗК и принятыми допущениями при определении коэффициента дифференциального рассеяния ненасыщенную ЯСМ можно представить в виде схемы замещения, изображенной на рис. 1. Так как рассматривается поле дифференциального рассеяния, то на схеме замещения отсутствуют проводимости, соответствующие пазовому рассеянию статора, и в силу первого допущения нет магнитных проводимостей, соответствующих рассеянию обмотки возбуждения индуктора. Потокосцепление пазового рассеяния ДО воспроизводится проводимостями, включенными между соответствующими узлами схемы замещения. Мгновенные токи зубцовых контуров статора и ротора представляются как м. д. с., включенные между узлами схемы. За положительное направление токов зубцовых контуров примем направление, показанное на рис. 1. Как будет показано ниже, число контуров на полюсе ротора должно быть достаточно большим, поэтому в общем случае реальные зубцовые контуры на полюсе ротора разбиваются на элементарные, м. д. с. которых совпадают с реальным током ДО (рис. 1). Проводимости между зубцовыми контурами статора и ротора рассчитываются при особых граничных условиях [6, 9]. При этом чаще всего оказывается, что каждый зубцовый контур статора (ротора) индуктивно связан не со всеми, а лишь с несколькими контурами ротора (статора). Вид кривой зависимости магнитной проводимости между контуром n статора и контуром k ротора от угла их взаимного положения α показан на рис. 2. При нерегулярной структуре зубцовой зоны кривая может быть несимметрична относительно максимума.

Считаем, что статор ЯСМ имеет симметричную обмотку, и все фазы обмотки имеют одинаковую структуру. Некоторые ЯСМ могут иметь неравновитковую обмотку и нерегулярные зубцовые деления по окружности якоря. В этом случае обмотка будет симметричной, если первые катушки различных фаз сдвинуты относительно друг друга на z_1/m зубцовых делений по окружности якоря, где z_1 — число пазов якоря. Кроме того необходимо, чтобы аналогичные катушки фаз охватывали одинаковые зубцы, т. е. кривые проводимостей между контуром ротора k и контурами статора $n, n+\frac{z_1}{m}, n+\frac{2z_1}{m}, \ldots$ от угла их взаимного положения должны иметь одинаковый вид.

Уравнения магнитных потоков, потокосцеплений зубцовых контуров статора и ротора. Примем за начало отсчета произвольный паз якоря. Номерам зубцов присвоим номера пазов, лежащих слева от них (рис. 1). При расчете поля в зазоре ЯСМ достаточно рассмотреть область, соответствующую периоду изменения м. д. с. якоря. Будем считать, что обмотка якоря питается симметричной системой токов.

$$\left.\begin{aligned} i_{\phi 1} &= I_m \cos \omega t; \\ i_{\phi 1} &= I_m \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{m}\right); \\ i_{\phi 3} &= I_m \cos\left(\omega t - \frac{4\pi}{m}\right), \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

где $i_{ф1}$, $i_{ф2}$, $i_{ф3}$, ... — мгновенные токи соответственно первой фазы, второй, третьей и т. д.; I_m — амплитуда тока.

Разложим пространственную кривую м. д. с. якоря в гармонический ряд и найдем угол сдвига положительного максимума основной гармонической относительно начала отсчета, при этом порядок основной гармонической будет равен p' — числу пар полюсов, приходящихся на период м. д. с. В общем случае это возможно сделать лишь численным методом [12]. Положение основной гармонической м. д. с. якоря характеризуется электрическим углом $\alpha_р$, на который сдвинут ближайший положительный максимум основной гармонической м. д. с. относительно начала отсчета, $\alpha_р$ равен [12]:

$$\alpha_р = \operatorname{arctg} \frac{\mathbf{M2}}{\mathbf{M1}} \frac{{}^{т}_{р}\bar{I}_a}{{}^{т}_{р}\bar{I}_n}, \qquad (4)$$

где $\bar{I}_п$ — вектор мгновенных значений полных пазовых токов; **M1** и **M2** — матрицы-столбцы, имеющие следующую структуру

$$\left.\begin{aligned} \mathbf{M1}_р = [&\sin 0 \sin p'(-\alpha) \dots \sin p'(-\alpha_n) \dots \\ &\dots \sin p'(-\alpha_{z1})]^т \\ \mathbf{M2}_р = [&\cos 0 \cos p'\alpha_2 \dots \cos p'\alpha_n \dots \\ &\dots \cos p'\alpha_{z1}]^т. \end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

Здесь α_2, α_3, ..., α_n, ..., α_{z1} — геометрические углы между началом отсчета и осями пазов 2, 3, ..., n, ..., z_1.

Мгновенные значения полных пазовых токов можно определить воспользовавшись структурной матрицей схемы обмотки **G**, физический смысл которой и алгоритм заполнения показан в [11]:

$$\bar{I}_n = \mathbf{G}\bar{I}_ф, \qquad (6)$$

где $\bar{I}_ф$ — вектор мгновенных значений токов всех фаз обмотки по (3).

Зная угол нагрузки ψ между основной гармонической м. д. с. якоря и поперечной осью индуктора q в электрических градусах, можно от угла $\alpha_р$ перейти к геометрическому углу $\alpha_н$ между осью первого полюса и началом отсчета.

$$\alpha_н = \frac{1}{p'}\left(\alpha_р + \psi - \frac{\pi}{2}\right). \qquad (7)$$

По известному положению ротора относительно статора для любого момента времени можно определить взаимные проводимости между контурами и составить систему уравнений для схемы замещения. Мгновенные потоки в зубцах якоря определяются следующим образом [9, 10]:

$$\bar{\Phi}_1 = \boldsymbol{\lambda}_{11}\bar{i}_1 + \boldsymbol{\lambda}_{12}\bar{i}_2, \qquad (8)$$

где $\bar{\Phi}_1$ — вектор мгновенных потоков в зубцах якоря; $\bar{i}_1$ — вектор мгновенных значений токов зубцовых контуров якоря; $\bar{i}_2$ — вектор мгновенных значений токов зубцовых контуров ротора; $\boldsymbol{\lambda}_{11}$ — диагональная матрица проводимостей самоиндукции контуров статора; $\boldsymbol{\lambda}_{12}$ — матрица проводимостей взаимоиндукции контуров статора и ротора.

Уравнение мгновенных значений потокосцеплений контуров ротора запишется следующим образом:

$$\bar{\Psi}_2 = \boldsymbol{\lambda}_{21}\bar{i}_1 + \boldsymbol{\lambda}_{22}\bar{i}_2, \qquad (9)$$

где $\bar{\Psi}_2$ — вектор мгновенных значений потокосцеплений контуров вектора; $\boldsymbol{\lambda}_{21}$ — матрица проводимостей взаимоиндукции контуров ротора и статора; $\boldsymbol{\lambda}_{22}$ — матрица проводимостей само- и взаимоиндукции контуров ротора.

Определение токов зубцовых контуров якоря. Как показано в [9], токи зубцовых контуров якоря можно получить непосредственно через мгновенные токи в фазах, воспользовавшись матрицей преобразования токов фаз к токам зубцовых контуров **F**, которую можно выразить через матрицу преобразования потоков зубцов к потокосцеплениям фаз **C**:

$$\bar{i}_1 = \mathbf{F}\bar{I}_ф = \mathbf{C}^т\bar{I}_ф. \qquad (10)$$

Матрица **C** имеет число столбцов, равное числу зубцов якоря, и число строк, равное числу фаз обмотки. Элемент C_{jn} матрицы **C** показывает, с какой кратностью и с каким знаком потокосцепление контура n входит в потокосцепление фазы j. Токи зубцовых контуров, определенные по (10), удовлетворяют условию

$$\sum_{n=1}^{z_1} i_{1n} = 0. \qquad (11)$$

Алгоритм формирования матрицы **C** приведен в приложении.

Мгновенный ток зубцового контура n якоря по (10) будет равен

$$\begin{aligned} i_{1п} &= C_{1n}i_{ф1} + C_{2n}i_{ф2} + C_{3n}i_{ф3} + \dots = \\ &= C_{1n}I_m \cos \omega t + C_{2n}I_m \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{m}\right) + \dots \\ &\dots + C_{mn}I_m \cos\left[\omega t - \frac{2\pi(m-1)}{m}\right] = A_nI_m \cos \omega t + \\ &+ B_nI_m \sin \omega t = I_mF_n \cos(\omega t - \varphi_n), \end{aligned} \qquad (12)$$

где

$$A_n = C_{1n} + C_{2n}\cos\frac{2\pi}{m} + C_{3n}\cos\frac{4\pi}{m} + \dots;$$

$$B_n = C_{2n}\sin\frac{2\pi}{m} + C_{3n}\sin\frac{4\pi}{m} + \dots;$$

$$F_n = \sqrt{A^2_n + B^2_n};\ \varphi = \operatorname{arctg}\frac{B_n}{A_n}.$$

Определяя токи зубцовых контуров по (10) ил (12), нужно иметь в виду, что для ЯСМ, имеющи дробную обмотку с четным знаменателем дробности условие (11) не удовлетворяет условию равенства ну лю потока через зазор машины, и токи зубцовых ко туров в этом случае получаются найденными с то ностью до постоянной [7].

Определение токов зубцовых контуров ротор Для определения токов зубцовых контуров ротор воспользуемся допущением о равенстве нулю активн го сопротивления ДО. При этом допущении э. д. индуктируемая в контурах ДО, должна равнять нулю

$$\frac{d\bar{\Psi}_2}{dt} = 0 \text{ или } \bar{\Psi}_2 = \bar{\Psi}_0 = \text{const}. \qquad (1$$

В соответствии с (13) токи ДО должны изменят ся так, чтобы потокосцепление каждого контура ост валось постоянным и равным $\bar{\Psi}_0$. Подставим поток

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

сцепление ДО $\overline{\Psi}_2$, состоящим из двух слагаемых

$$\overline{\Psi}_2 = \overline{\Psi}'_2 + \overline{\Psi}''_2 = \lambda_{21}\overline{i}_1 + \lambda_{22}\overline{i}_2 = \overline{\Psi}_0, \qquad (14)$$

где $\overline{\Psi}'_2$ — вектор потокосцеплений контуров ДО от внешнего поля, образованного токами статора; $\overline{\Psi}''_2$ — вектор потокосцеплений контуров ДО от токов ДО.

Решая (14) относительно токов ДО, получим

$$\overline{i}_2 = \lambda_{22}^{-1}\ (\overline{\Psi}_0 - \overline{\Psi}'_2). \qquad (15)$$

Выражение (15) позволяет получить мгновенное значение тока контуров ДО при заданном установившемся потокосцеплении $\overline{\Psi}_0$ и заданном внешнем поле. В ранних работах [13] переменная проводимость контуров ДО заменялась средним значением, а все переменные составляющие не учитывались. В этом случае установившееся потокосцепление $\overline{\Psi}_0$ равно среднему значению потокосцепления внешнего поля $\overline{\Psi}'_{20}$

$$\overline{\Psi}_0 = \overline{\Psi}'_{20} = \frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} \overline{\Psi}'_2(\alpha)\, d\alpha. \qquad (16)$$

Применение метода ПЗК позволяет учитывать реальное изменение проводимостей контуров ДО во времени. Разложив в гармонический ряд потокосцепления и проводимости зубцовых контуров ДО, легко показать, что при $\overline{\Psi}_0$, найденном из (16), токи демпферной обмотки имеют постоянную составляющую. Это противоречит реальным процессам в ДО, так как при как угодно малых сопротивлениях демпферных стержней постоянная составляющая токов ДО отсутствует. Таким образом, расчет токов ДО методом ПЗК при условии (16), как это делалось в [10], приводит к методической погрешности. Установившееся потокосцепление $\overline{\Psi}_0$ должно быть выбрано таким образом, чтобы удовлетворялось условие равенства нулю постоянной составляющей токов ДО

$$\frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} \overline{i}_2(\alpha)\, d\alpha = 0. \qquad (17)$$

Определим токи $\overline{i}_2$, соответствующие условию (17), для чего подставим в (17) токи ДО, определенные по (15)

$$\frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} \lambda_{22}^{-1}(\overline{\Psi}_0 - \overline{\Psi}'_2)\, d\alpha = \frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} \lambda_{22}^{-1}(\overline{\Psi}_0 - \overline{\Psi}'_{20})\, d\alpha - \frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} \lambda_{22}^{-1}(\overline{\Psi}'_{20} - \overline{\Psi}'_2)\, d\alpha. \qquad (18)$$

Обозначим токи, соответствующие условию (16), через $\overline{i}_{2m}$. Второе слагаемое в правой части (18) представляет собой среднее значение токов $\overline{i}_{2m}$. В первом слагаемом (18) постоянные потокосцепления можно вынести за знак интеграла. Решая (18) относительно $\overline{\Psi}_б$, получим

$$\overline{\Psi}_0 = \overline{\Psi}'_{20} - (\lambda_{22}^{-1})_{ср}^{-1}\overline{i}_{2m0} = \overline{\Psi}'_{20} + \overline{\Psi}_{2ДО}, \qquad (19)$$

где $(\lambda_{22}^{-1})_{ср}$ — среднее значение матрицы λ_{22}^{-1}; $\overline{i}_{2m0}$ — среднее значение токов $\overline{i}_{2m}$; $\Psi_{2ДО}$ — среднее зачение потокосцепления контуров ДО от токов ДО.

Таким образом, установившееся потокосцепление контуров ДО при условии (17) не равно среднему потокосцеплению от внешнего поля, а отличается от него на составляющую $\overline{\Psi}_{2ДО}$, обусловленную влиянием токов ДО.

Подставим потокосцепления $\overline{\Psi}_0$, полученные по (19), в (15) и получим окончательно для токов ДО, удовлетворяющих условию отсутствия постоянной составляющей (17)

$$\overline{i}_2 = \overline{i}_{2m} - \lambda_{22}^{-1}(\lambda_{22}^{-1})_{ср}^{-1}\overline{i}_{2m0}. \qquad (20)$$

Как видно из (20), токи $\overline{i}_2$ отличаются от токов $\overline{i}_{2m}$ не только отсутствием постоянной составляющей, но и гармоническим составом. Это различие определяется значением пульсаций проводимостей контуров демпферной обмотки, обусловленных влиянием зубчатости статора.

Расчет среднего потокосцепления контуров ДО от внешнего поля. Среднее потокосцепление контуров ДО от контурных токов статора определится из расчета $\overline{\Psi}'_2$ при перемещении ротора на 2π геометрических градусов

$$\overline{\Psi}'_{20} = \frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} \overline{\Psi}'_2 d\alpha. \qquad (21)$$

Заметим, что при отсутствии насыщения и при токе возбуждения, равном нулю, среднее потокосцепление контуров ДО будет равно среднему значению потока, т. е.

$$\overline{\Psi}'_{20} = \overline{\Phi}_{20}, \qquad (22)$$

где $\overline{\Phi}_{20}$ — вектор средних потоков контуров ДО от внешнего поля.

Рассмотрим мгновенное значение потока в контуре k ротора от токов статора при каком-либо положении ротора относительно статора

$$\Phi_{2k} = \sum_{n=1}^{z_1} i_n\lambda_{nk} = I_m \sum_{n=1}^{z_1} F_n\lambda_{nk}\cos(\omega t - \varphi_n), \qquad (23)$$

где λ_{nk} — взаимная проводимость между контуром k ротора и контуров n статора.

Величина ωt в (23) связана с углом перемещения ротора следующим соотношением

$$\omega t = p'\alpha. \qquad (24)$$

Разложим проводимость между контурами n и k в гармонический ряд на периоде 2π (рис. 2)

$$\lambda_{nk}(\alpha) = \lambda_{nk0} + \sum_{\nu}\lambda_{nk\nu}\cos[\nu(\alpha + \beta_{nk}) - \gamma_{nk\nu}], \qquad (25)$$

где β_{nk} — угол по первой гармонической между контурами n и k при $\alpha=0$; $\gamma_{nk\nu}$ — электрический угол смещения положительного максимума ν-й гармоники кривой $\lambda_{nk}(\alpha)$ от оси контура n.

С учетом (23)—(25) среднее значение потока контура k будет равно

$$\Phi_{2k} = \frac{I_m}{2\pi}\int_0^{2\pi}\sum_{n=1}^{z_1} F_n\lambda_{nk0}\cos(p'\alpha - \varphi_n)\, d\alpha +$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$+\frac{I_m}{2\pi}\int_0^{2\pi}\sum_{n=1}^{z_1}\sum_{\nu}F_n\lambda_{nk\nu}\cos(p'\alpha-\varphi_n)\cos[\nu(\alpha+\beta_{nk})-$$

$$-\gamma_{nk\nu}]\,d\alpha. \qquad (26)$$

Рассмотрим (26) при $\nu\neq p'$

$$\Phi_{2k}=\frac{I_m}{2\pi}\sum_{n=1}^{z_1}\frac{2F_n\lambda_{nk0}}{p'}\sin p'\pi\cos(p'\pi-\varphi_n)+$$

$$+\frac{I_m}{4\pi}\sum_{n=1}^{z_1}\sum_{\nu}F_n\lambda_{nk\nu}\left\{\frac{2}{p'-\nu}\sin\pi(p'-\nu)\cos[\pi(p'-\nu)-\right.$$

$$-(\nu\beta_{nk}+\varphi_n-\gamma_{nk\nu})]+\frac{2}{p'+\nu}\sin\pi(p'+\nu)\cos[\pi(p'+\nu)+$$

$$\left.+(\nu\beta_{nk}-\varphi_n-\gamma_{nk\nu})]\right\}=0. \qquad (27)$$

Выражение (27) равно нулю, так как

$$\sin p'\pi=\sin\pi(p'-\nu)=\sin\pi(p'+\nu)=0.$$

Рассмотрим теперь (26) при $\nu=p'$:

$$\Phi_{2k}=\frac{I_m}{4\pi}\sum_{n=1}^{z_1}F_n\lambda_{nkp}\left\{\cos(p'\beta_{nk}+\varphi_n-\gamma_{nkp})\int_0^{2\pi}d\alpha+\right.$$

$$\left.+\int_0^{2\pi}\cos[2\alpha p'+(p'\beta_{nk}-\varphi_n-\gamma_{nkp})]\,d\alpha\right\}=$$

$$=\frac{I_m}{2}\sum_{n=1}^{z_1}F_n\lambda_{nkp}\cos(p'\beta_{nk}+\varphi_n-\gamma_{nkp}). \qquad (28)$$

Таким образом, из (27) и (28) следует, что среднее значение потока в контурах ДО обусловлено действием только синхронного поля ЯСМ, которое неподвижно относительно ротора. Из (28) видно, что средние потоки контуров ротора, сдвинутых на полюсное деление, равны по значению и противоположны по знаку. В этом нетрудно убедиться, подставив в (28) вместо электрического угла $p'\beta_{nk}$ электрический угол $p'\beta_{nk}+\pi$. Это означает, что суммарное значение среднего потока в контурах ДО равно нулю. Следовательно, при определении среднего потока контуров ДО можно определить токи зубцовых контуров статора по (12) и для ЯСМ, имеющих дробную обмотку с четным знаменателем дробности. При этом униполярные потоки через зазор машины при каждом повороте ротора на π электрических градусов взаимно компенсируются.

Заметим, что для определения $\bar{\Phi}_2$ не обязательно разлагать кривые $\lambda_{nk}(\alpha)$ в гармонический ряд и пользоваться формулой (28). Можно заменить интеграл (21) суммой при достаточно большом количестве взаимных положений ротора относительно статора l_p

$$\bar{\Phi}_{20}=\frac{1}{l_p}\sum_{i=1}^{l_p}\boldsymbol{\lambda}_{21i}\bar{i}_{1i}. \qquad (29)$$

Так как средние потоки аналогичных контуров ротора, расположенных на соседних полюсах, равны по значению, то поворачивать ротор относительно статора можно лишь на одно полюсное деление, одновременно усредняя потоки аналогичных контуров. В этом случае число перемещений ротора l_p будет не очень большим.

Определение э. д. с. фазы E_Φ, индуктированной основной гармонической синхронного поля. При явнополюсном роторе с ДО кривая индукции синхронного поля в зазоре машины несинусоидальна и содержит как основную, так и высшие по отношению к ней нечетные гармоники, которые неподвижны относительно ротора. В общем случае при некотором угле нагрузки ψ все гармоники индукции B_ν сдвинуты относительно оси полюса на углы ε_ν (рис. 3). Средние потоки в контурах ДО можно выразить через эти гармоники следующим образом [1]:

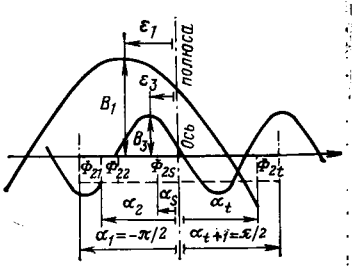


Рис. 3. Гармоника индукции синхронного поля зазора

$$\left.\begin{aligned}\Phi_{21}&=\frac{Rl_\delta}{p'}\int_{\alpha_1}^{\alpha_2}\sum_{\nu=1,3,5,\ldots}B_\nu\cos(\nu\alpha+\varepsilon_\nu)\,d\alpha;\\ &\vdots\\ \Phi_{2t}&=\frac{Rl_\delta}{p'}\int_{\alpha_t}^{\alpha_{t+1}}\sum_{\nu=1,3,5,\ldots}B_\nu\cos(\nu\alpha+\varepsilon_\nu)\,d\alpha;\end{aligned}\right\} \qquad (30$$

где R — радиус окружности зазора; l_δ — расчетная длина зазора; $\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_t, \alpha_{t+1}$ — электрические углы по основной гармонической, соответствующие границам контуров ротора; t — число зубцовых контуров на одном полюсе ротора.

При определении средних потоков в контурах ДО необходимо учитывать как среднюю составляющую внешнего поля, так и поток $\bar{\Phi}_{2д}$, обусловленный токами ДО, пересекающий зазор. Поток $\bar{\Phi}_{2д}$ определяется через токи демпферной обмотки и матрицу проводимостей $\boldsymbol{\lambda}_{22\delta}$

$$\bar{\Phi}_{2д}=\boldsymbol{\lambda}_{22\delta}\bar{i}_2.$$

Матрица $\boldsymbol{\lambda}_{22\delta}$ имеет диагональную структуру и элементами являются проводимости контуров ДО на статор. Средний поток ДО складывается из средне потока внешнего поля и средней составляющей пот ка $\bar{\Phi}_{2д}$

$$\bar{\Phi}_2=\bar{\Phi}_{20}+\bar{\Phi}_{2д0},$$

где

$$\bar{\Phi}_{2д0}=\frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi}\Phi_{2д}(\alpha)\,d\alpha\approx\frac{1}{l_p}\sum_{i=1}^{l_p}\boldsymbol{\lambda}_{22\delta i}\bar{i}_{2i}.$$

Уравнения (30) можно переписать следующ образом

$$\frac{\Phi_{21}p'}{D_il_\delta}=\sum_{\nu=1,3,5,\ldots}\frac{B_\nu}{\nu}\cos\left(\nu\frac{\alpha_2+\alpha_1}{2}+\varepsilon_\nu\right)\sin\nu\frac{\alpha_2-\alpha_1}{2};$$

$$\vdots$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$\frac{\Phi_{2t}p'}{D_i l_\delta} = \sum_{\nu=1,3,5,\ldots} \frac{B_\nu}{\nu} \cos\left(\nu \frac{\alpha_{t+1}+\alpha_t}{2} + \varepsilon_\nu\right) \sin \nu \frac{\alpha_{t+1}-\alpha_t}{2},$$

где $D_i=2R$ — диаметр окружности зазора.

Уравнения (31) представляют собой систему трансцендентных уравнений относительно неизвестных B_1, B_3, B_5, ..., ε_1, ε_3, ε_5 .... Если в (31) ограничиться таким числом гармоник, при котором число уравнений будет равно числу неизвестных, то (31) можно решить одним из численных методов, например, методом Ньютона, и определить основную гармонику индукции B_1.

Практически коэффициент дифференциального рассеяния нужно знать только для углов нагрузки $\psi=\pi/2$, который соответствует системе продольных токов, и $\psi=0$, который соответствует системе поперечных токов, т. е. вычислять коэффициент дифференциального рассеяния соответственно по осям d и q. В этом случае при симметричной конфигурации ротора относительно оси полюса, что как правило имеет место на практике, гармоники индукции при $\psi=\pi/2$ будут симметричны относительно оси d, а при $\psi=0$ симметричны относительно оси q. При этом уравнения (30) запишутся следующим образом:

$$\left.\begin{aligned} \Phi_{21} &= \frac{Rl_\delta}{p'} \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \sum_{\nu=1,3,5,\ldots} B_\nu \sin \nu(\psi+\alpha)\, d\alpha; \\ \Phi_{22} &= \frac{Rl_\delta}{p'} \int_{\alpha_2}^{\alpha_3} \sum_{\nu=1,3,5,\ldots} B_\nu \sin \nu(\psi+\alpha)\, d\alpha. \end{aligned}\right\} \quad (32)$$

В (32) неизвестными являются лишь B_ν. Допустим, что кривая индукции содержит только $(2s-1)$ нечетных гармоник, где

$$s=\frac{t}{2} \quad \text{при } t \text{ — четном;}$$

$$s=\frac{t+1}{2} \quad \text{при } t \text{ — нечетном.}$$

Получим следующую систему уравнений:

$$\begin{aligned} \frac{\Phi_{21}p'}{D_i l_\delta} &= B_1 \sin\left(\psi+\frac{\alpha_2+\alpha_1}{2}\right) \sin\frac{\alpha_2+\alpha_1}{2} + \\ &+ \frac{B_3}{3} \sin 3\left(\psi+\frac{\alpha_2+\alpha_1}{2}\right) \sin 3\frac{\alpha_2-\alpha_1}{2} + \ldots \\ &\ldots + \frac{B_{2s-1}}{2s-1} \sin\left[(2s-1)\left(\psi+\frac{\alpha_2+\alpha_1}{2}\right)\right] \sin(2s-1)\times \\ &\times \frac{\alpha_2-\alpha_1}{2}; \end{aligned}$$

$$\vdots$$

$$\begin{aligned} \frac{\Phi_{2s}p'}{D_i l_\delta} &= B_1 \sin\left(\psi+\frac{\alpha_{s+1}+\alpha_s}{2}\right) \sin\frac{\alpha_{s+1}-\alpha_s}{2} + \\ &+ \frac{B_3}{3} \sin 3\left(\psi+\frac{\alpha_{s+1}+\alpha_s}{2}\right) \sin 3\frac{\alpha_{s+1}-\alpha_s}{2} + \ldots \\ &\ldots + \frac{B_{2s-1}}{2s-1} \sin\left[(2s-1)\left(\psi+\frac{\alpha_{s+1}+\alpha_s}{2}\right)\right] \times \\ &\times \sin(2s-1)\frac{\alpha_{s+1}-\alpha_s}{2}. \end{aligned} \quad (33)$$

Решая (33), найдем амплитуду основной гармоники индукции в зазоре машины B_1.

Отметим, что в кривой индукции гармоники, имеющие порядок, больше $\nu=15$, ничтожно малы по сравнению с основной гармонической, поэтому в практических расчетах при определении B_1 достаточно выделить на половине полюса ротора не больше $s=(15+1)/2=8$ зубцовых контуров и составить систему уравнений для s неизвестных.

По известной амплитуде основной гармоники индукции нетрудно найти э. д. с. в фазе, индуктированную этой гармоникой [1]:

$$E_\Phi = \frac{k_{op}B_1}{\sqrt{2}\,p'} \pi D_i 2 f w l_\delta, \quad (34)$$

где k_{op} — обмоточный коэффициент основной гармонической м. д. с.; w — число витков в фазе.

Значение обмоточного коэффициента k_{op} в общем случае определится как [12]

$$k_{op} = \frac{\sqrt{(\mathbf{G}^{\mathrm{T}}_j \mathbf{M1}_p)^2 + (\mathbf{G}^{\mathrm{T}}_j \mathbf{M2})^2}}{Q}, \quad (35)$$

где $\mathbf{G}_j$ — матрица-столбец, полученная выделением из структурной матрицы $\mathbf{G}$ любого столбца; Q — суммарное число лежащих в пазах проводников фазы обмотки.

Расчет э. д. с. дифференциального рассеяния. Для определения коэффициента дифференциального рассеяния по формуле (2) необходимо рассчитать результирующую э. д. с. фазы основной частоты E_Σ и э. д. с., индуктированную основной гармонической поля E_Φ. Результирующую э. д. с. фазы основной частоты E_Σ можно найти, зная кривую изменения потокосцепления фазы во времени. Мгновенное значение потокосцепления фазы Ψ_1 определится через мгновенные потери в зубцах якоря $\bar{\Phi}_1$ как [9]:

$$\Psi_1 = \mathbf{C}_j \bar{\Phi}_1, \quad (36)$$

где $\mathbf{C}_j$ — матрица-строка, полученная выделением любой строки из матрицы $\mathbf{C}$.

Определяя мгновенные значения потоскопления фазы Ψ_1 при различных положениях ротора относительно статора на полюсном делении, получим зависимость Ψ_1 от времени. Разложим полученную зависимость в гармонический ряд и выделим основную гармонику потокосцепления фазы, амплитуду которой обозначим ψ_m. Тогда э. д. с. фазы будет равна

$$E_\Sigma = \omega \Psi_{1m}/\sqrt{2}. \quad (37)$$

Расчет значений $\bar{\Phi}_1$ производится в два этапа. На первом этапе по (20) определяются мгновенные значения контурных токов демпферной обмотки. Затем по (8) определяются потоки $\bar{\Phi}_1$.

Отметим, что сумма потоков зубцовых контуров ротора равна нулю при любом положении ротора относительно статора, и следовательно, всегда равен нулю суммарный поток через зазор машины, поэтому если мгновенные контурные токи якоря будут найдены с точностью до постоянной, мгновенные токи ротора по (20) также определятся с точностью до постоянной, которая скомпенсирует униполярный поток от токов якоря. Таким образом, токи зубцовых конту-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ров якоря можно определять по формуле (10) и для машин, имеющих дробную обмотку с четным знаменателем дробности.

По изложенному выше алгоритму составлена универсальная программа на языке ФОРТРАН-IV для определения коэффициента дифференциального рассеяния ЯСМ по осям d и q.

Приложение. Алгоритм формирования матрицы **С**.

Матрица **С** имеет число столбцов, равное числу зубцов якоря, и число строк, равное числу фаз обмотки m. Каждой фазе обмотки соответствует строка матрицы **С**, а каждому зубцу — столбец этой матрицы. Обозначим число витков в катушке через $w_к$, если катушка включена согласно в схему фазы, обмотки, и через $-w_к$, если катушка включена встречно. Тогда элемент C_{jn} матрицы, расположенный в строке j и столбце n, будет равен алгебраической сумме чисел витков катушек фазы j, охватывающих зубец n. Если катушки фазы j не охватывают зубец n, тогда элемент C_{jn} равен нулю.

Структуру матрицы **С** покажем на примере. Рассмотрим симметричную трехфазную двухслойную обмотку с числом зубцов z_1=15, числом пар полюсов p=2, числом пазов на полюс и фазу q=1 1/4, шагом обмотки в зубцовых делениях y=3, фазной зоной 60° и числом витков в катушке $w_к$=1. Так как обмотка трехфазная, матрица **С** имеет три строки. Применим цифровую индикацию фаз. Верхняя строка матрицы **С** соответствует фазе *1* (фаза *A*), средняя — фазе *2* (фаза *B*), нижняя — фазе *3* (фаза *C*). Первый столбец матрицы **С** относится к первому зубцу якоря, последний столбец относится к последнему зубцу. Достаточно рассмотреть алгоритм заполнения одной строки матрицы **С**, т. е. рассмотреть одну фазу обмотки; для других фаз вычисления будут аналогичными. Рассмотрим схему фазы *A*, которая приведена на рис. 4. Как видно из схемы фазы, первый зубец охватывает одна катушка, включенная согласно, поэтому первый элемент первой строки матрицы **С** равен $C_{11}=w_к=1$.

Второй зубец охватывает две катушки, обе они включены согласно, поэтому второй элемент первой строки матрицы **С** определится как $C_{12}=w_к+w_к=2$. Третий зубец охватывают те же катушки фазы, он будет равен второму элементу рассматриваемой строки $C_{13}=C_{12}=2$. Четвертый зубец охватывает одна катушка, включенная согласно, значит $C_{14}=w_к=1$. Пятый зубец охватывает одна катушка, включенная встречно, следовательно, $C_{15}=-w_к=-1$ и т. д.

Заполнение второй и третьей строки матрицы **С** производится аналогично. Для рассматриваемой обмотки матрица **С** имеет следующий вид:

$$\mathbf{C}=\begin{bmatrix} 1 & 2 & 2 & 1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 \\ -1 & -1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & -1 & -1 & -1 & 1 & 2 & 2 & 1 & -1 \\ 1 & 0 & -1 & -1 & 1 & 1 & 2 & 2 & 1 & -1 & -1 & -1 & 0 & 1 & 1 \end{bmatrix}$$

Матрицу **С** можно получить и не вычерчивая схему обмотки. В [11] показано, что схему обмотки машины можно представить в виде структурной матрицы **G**, там же пояснен физический смысл этой матрицы. Матрица **G** получается из двух матриц: матрицы $\mathbf{G}_в$ для верхнего слоя обмотки и матрицы $\mathbf{G}_н$ для нижнего слоя. В случае однослойной обмотки для получения матрицы **G** обмотка представляется как полученная из двухслойной, у которой нижние стороны катушек вынесены в дополнительные пазы, расположенные между основными.

Матрица $\mathbf{G}_в$ показывает расположение начала катушек фаз обмотки по окружности якоря, сколько витков имеет каждая катушка и как катушки включены в схемы соответствующих фаз. Причем, как показано в [11], для однослойных обмоток первая строка матрицы $\mathbf{G}_в$ соответствует первому пазу якоря, вторая строка — третьему пазу, третья строка — пятому пазу и т. д., тогда как для двухслойной обмотки номер строки матрицы $\mathbf{G}_в$ соответствует номеру паза якоря.

Покажем, как, зная матрицу $\mathbf{G}_в$ и шаг обмотки y, можно получить матрицу **С**. Как и раньше, рассмотрим заполнение одной j-й строки матрицы **С**, заполнение других строк будет производиться аналогично. Выделим из матрицы $\mathbf{G}_в$ столбце j, который соответствует j-й фазе. Элемент n этого столбца матрицы $\mathbf{G}_в$ равен числу витков катушки $w_к$ фазы j, если в пазу n лежат проводники катушки, включенной согласно в схему j-й фазы, равен $-w_к$, если катушка включена встречно, и равен нулю, если в пазу нет проводников фазы j. Каждая катушка фазы охватывает y зубцов. Поэтому первый элемент j-го столбца матрицы $\mathbf{G}_в$ показывает, что $G_{в1j}$ витков фазы j охватывают зубцы с первого по зубец с номером y. Присвоим предварительно первым y элементам j-й строки матрицы **С** значения $G_{в1j}$:

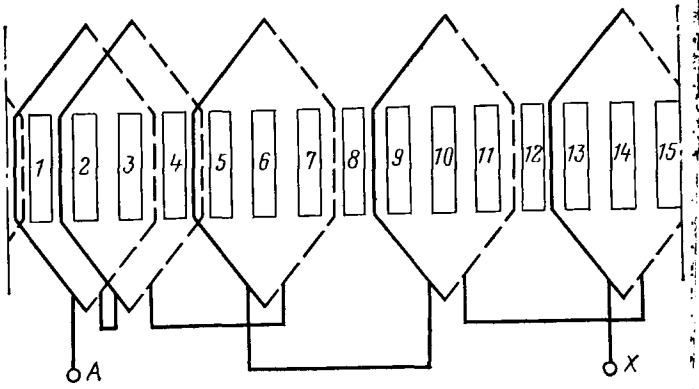


Рис. 4. Схема фазы обмотки якоря

$$C^0_{j1}=G_{в1j};$$
$$C^0_{j2}=G_{в1j};$$
$$\vdots$$
$$C^0_{jy}=G_{в1j}.$$

Второй элемент j-го столбца матрицы $\mathbf{G}_в$ показывает, что $G_{в2j}$ витков j-й фазы охватывают зубцы с n-го по зубец с номером $y+n-1$, где n=2 для двухслойных обмоток и n=3 для однослойных, поэтому для y элементов матрицы **С**, начиная с номера n, можно записать:

$$C^1_{jn}=C^0_{jn}+G_{в2j};$$
$$C^1_{jn+1}=C^0_{jn+1}+G_{в2j};$$
$$C^0_{jn+y-1}=G_{в2j}.$$

Индексами «1» и «0» здесь обозначены соответственно новые и старые значения элементов матрицы **С**.

Любой i-й элемент столбца j матрицы $\mathbf{G}_в$ показывает, что $G_{вij}$ витков фазы j охватывают зубцы с n-го по зубец с номером $y+n-1$, где $n=i$ для двухслойных обмоток и $n=2i-1$ для однослойных. Значит для получения значений элементов j-й строки матрицы **С** с n-го по $(n+y-1)$-й надо к уже полученным значениям элементов C_{jn}, C_{jn+1}, ... прибавить $G_{вij}$.

Покажем заполнение первой строки матрицы **С** на примере обмотки, рассмотренной выше, у которой y=3, а

$$\mathbf{G}_в=\begin{bmatrix} 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T.$$

Предварительно все элементы матрицы **С** приравняем к нулю. Так как рассматриваемая обмотка двухслойная, то заполнение первой строки матрицы **С** в соответствии с вышеприведенным алгоритмом будет производиться следующим образом:

$$C^1_{11}=C^0_{11}\pm G_{в11}=0+1=1;$$
$$C^1_{12}=C^0_{12}+G_{в11}0=+1=1;$$
$$C^1_{13}=C^0_{13}+G_{в11}=0+1=1;$$
$$\vdots$$
$$C^2_{12}=C^1_{12}+G_{в21}=1+1=2;$$
$$C^2_{13}=C^1_{13}+G_{в21}=1+1=2;$$
$$C^1_{14}=C^0_{14}+G_{в21}=0+1=1$$

и т. д.

Заполнив аналогично вторую и третью строки матрицы, получим матрицу, совпадающую с построенной по схеме обмотки и приведенной выше.

В [11] приведен алгоритм автоматического заполнения матрицы $\mathbf{\Theta}_в$ для симметричных многофазных обмоток переменного тока. По матрице $\mathbf{G}_в$ и шагу обмотки y несложно автоматизировать и заполнение матрицы **С** для симметричных многофазных обмоток.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

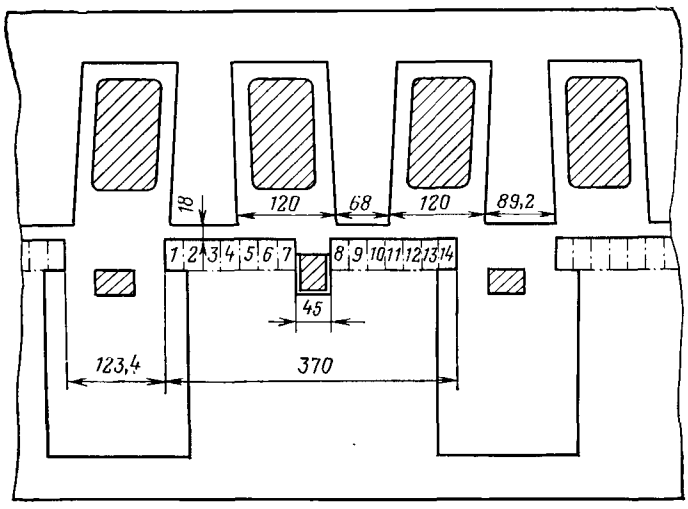


Рис. 5. Поперечный разрез ЯСМ, рассмотренной в примере

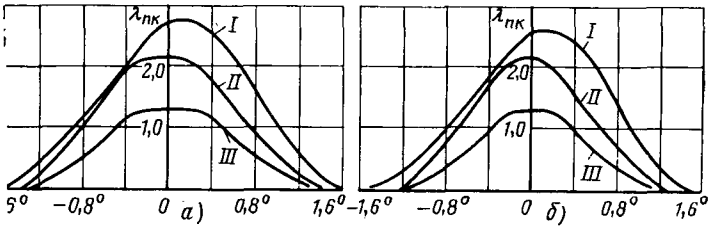


Рис. 6. Кривые проводимостей взаимоиндукции зубцовых контуров ЯСМ

Пример расчета. В качестве примера рассмотрим ЯСМ, руктура зубцовой зоны якоря и индуктора которой показана рис. 5. Данная ЯСМ имеет p=35 пар полюсов, число зубцов статоре равно z_1=174. Трехфазная однослойная обмотка яко-, соединенная в звезду, содержит по N_Φ=29 последовательно лученных катушек в каждой фазе, при этом первые девять тушек каждой фазы имеют по 28 витков, следующие десять тушек имеют по 42 витка. Каждая катушка фазы охватывает и зубца якоря (y=3): два широких и один узкий (см. рис. 5). исло катушек на полюс и фазу этой обмотки равно

$$q_N = N_\Phi / 2p = 29/70.$$

Таким образом, эта ЯСМ имеет неравновитковую обмотку нерегулярные зубцовые деления по окружности якоря.

Дополнительная обмотка машины имеет два стержня на одно люсное деление, при этом один стержень помещен в пазу средине полюсного наконечника, а другой находится в меж-люсном пространстве. Так как число реальных зубцовых конров на одном полюсе ротора равно двум, то для определения новной гармонической синхронного поля взаимоиндукции в зазоре машины каждый реальный зубцовый контур разбит на семь ементарных зубцовых контуров, как показано на рис. 5. На с. 6 приведены кривые зависимости относительных проводи-стей между зубцовыми контурами статора и ротора от угла взаимного положения, полученные в результате расчета поля бцового контура при особых граничных условиях. Нерегуляр-сть структуры зубцовой зоны якоря ЯСМ отображается двумя дами зависимостей: зависимостями проводимостей зубцовых нтуров ротора с широким зубцом статора (рис. 6,*а*) и зависимостями проводимостей зубцовых контуров ротора с узким бцом статора (рис. 6,*б*). При этом на рис. 6 через *I* обозначена кривая проводимости между зубцом статора и зубцовыми контурами ротора *1* и *14*; через *II* — кривая проводимости между зубцом статора и зубцовыми контурами ротора *7* и *8*; через *III* — кривая зависимости между зубцом статора и зубцовыми контурами ротора *2, 3, 4, 5, 6, 9, 10, 11, 12, 13*.

Относительная проводимость рассеяния стержня ДО, расположенного в пазу полюсного наконечника, равна 0,801; относительная проводимость рассеяния межполюсного стержня — 0,332. Расчетная длина зазора машины $l_\delta = 2{,}15$ м.

В результате расчета ЯСМ по изложенному алгоритму имеем: обмоточный коэффициент основной гармонической м. д. с. по (35) k_{op}=0,8953; относительное индуктивное сопротивление продольной реакции якоря x^*_{ad}=0,6625, относительное индуктивное сопротивление поперечной реакции якоря x^*_{aq}=0,5377; коэффициент и индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния по продольной оси σ_d=0,183; $x^*_{\sigma Дd} = x^*_{ad}$=0,121; коэффициент и индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния по поперечной оси σ_q=0,225; $x^*_{\sigma Дq} = x^*_{aq}\sigma_q = 0{,}121$.

Для сравнения данного алгоритма с имеющимися методиками расчета дифференциального рассеяния был произведен расчет данной ЯСМ по методике, изложенной в [5]. При этом ротор ЯСМ был заменен гладким (с учетом коэффициента Картера $k_{\delta 2}$ =1,214) с равномерно распределенной ДО. Кроме того, чтобы распространить методику [5] на рассматриваемую машину, при расчете гармоник индукции были учтены нерегулярность структуры зубцовой зоны и неравновитковость обмотки якоря. В результате расчета ЯСМ с гладким ротором имеем x^*_a=0,5967; σ=0,1543; $x^*_{\sigma д} = 0{,}092$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Вольдек А. И.** Дифференциальное рассеяние обмотки статора явнополюсной синхронной машины. — Электричество, 1953, № 7.

2. **Иванов-Смоленский А. В.** Электрические машины. — М.: Энергия, 1980.

3. **Вольдек А. И.** Влияние неравномерности воздушного зазора на дифференциальное рассеяние асинхронной машины. — Электричество, 1953, № 8.

4. **Сорокер Т. Г.** Дифференциальное рассеяние многофазных асинхронных электродвигателей. — Вестник электропромышленности, 1956, № 6.

5. **Сорокер Т. Г.** Поле в зазоре асинхронного двигателя и связанные с ним реактивные сопротивления. — Труды ВНИИЭМ, 1976, т. 45.

6. **Иванов-Смоленский А. В.** Анализ магнитного поля контура в электрической машине с двухсторонней зубчатостью сердечников. — Энергетика и транспорт, 1976, № 4.

7. **Иванов-Смоленский А. В.** Метод проводимостей зубцовых контуров и его применение к электромагнитному расчету ненасыщенной электрической машины с двухсторонней зубчатостью сердечников. — Электричество, 1976, № 9.

8. **Шидерова Р. М.** Дифференциальное рассеяние синхронных явнополюсных машин. Автореферат канд. дисс., МЭИ, 1978, 20 с.

9. **Власов А. И.** Исследование электромагнитных процессов в турбогенераторе методом проводимостей зубцовых контуров, Автореферат канд. дисс., МЭИ, 1979, 20 с.

10. **Дмитриев В. М.** Исследование влияния демпферной клетки на работу синхронной явнополюсной машины. Автореферат канд. дисс., МЭИ, 1979, 20 с.

11. **Иванов-Смоленский А. В., Мартынов В. А.** Автоматизация составления схем симметричных многофазных обмоток переменного тока. — Электротехника, 1981, № 8.

12. **Иванов-Смоленский А. В., Мартынов В. А.** Расчет обмоточных коэффициентов симметричных многофазных обмоток переменного тока. — Электричество, 1982, № 1.

13. **Иванов-Смоленский А. В., Дулькин А. И.** Расчет токов в демпферной обмотке синхронной машины в установившемся режиме. — Электричество, 1964, № 3.

[03.12.81]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.313.322-82

Развитие систем вентиляции крупных гидрогенераторов

ВЛАДИМИРСКИЙ С. А., НАСЕДКИНА А. Я., ФИЛИППОВ И. Ф.

Ленинград

Важнейшие энергетические агрегаты — гидрогенераторы — принадлежат к числу таких электрических машин, для которых избранная система вентиляции в существенной мере определяет как степень использования активной зоны, так и коэффициент полезного действия. При создании гидрогенераторов стремятся к достижению эффективного охлаждения обмоток и стали при минимальных затратах энергии на циркуляцию охлаждающих масс воздуха. Задача эта непростая, и решалась она поэтапно. На первых порах поиски были направлены на повышение эффективности процесса теплообмена, чтобы создать возможность увеличения единичной мощности машин в достигнутых габаритах. Впоследствии остро встал вопрос об уменьшении вентиляционных потерь, приходящихся на единицу мощности генератора.

Оба названных этапа характеризуются интенсивным проведением расчетных и экспериментальных исследований с использованием макетов, моделей, модельных машин и математических аналогов. Результаты этих исследований, на которых базировался прогресс конструкций, дополненные результатами испытаний головных образцов натурных гидрогенераторов, были опубликованы в разное время и с разной степенью обобщения материала.

Наиболее полное освещение в литературе получили проблемы интенсификации воздушного охлаждения и методов расчета схем вентиляции [1—5]. Позднее были обоснованы методы теплового расчета [6, 7] и затем — методы расчета потерь энергии на охлаждение [8]. В то же время обобщающий краткий обзор принципиальных путей совершенствования схем вентиляции, призванный служить для правильной ориентировки при проектировании мощных гидрогенераторов, до настоящего времени не был выполнен. Далее приведен анализ прогрессивных тенденций развития вентиляционных систем, который содержит физическую трактовку некоторых наиболее новых проблем.

Развитие систем охлаждения гидрогенераторов. В течение длительного периода времени в качестве основных напорных элементов схемы вентиляции в гидрогенераторах по аналогии с другими электрическими машинами применялись вентиляторы центробежного, ковшевого и осевого исполнения.

К концу 50-х годов работами советских ученых было показано, что напорное действие спиц ротора может иметь определяющее влияние на всю картину циркуляции воздуха в машине [3]. Были реконструированы гидрогенераторы сравнительно небольшой мощности в качестве модельных машин с установкой на спицах так называемых «раструбов» и проведено сравнительное исследование систем охлаждения [1]. В целом работа оказалась эффективной. Были достигнуты по меньшей мере три важных результата:

интенсифицировано охлаждение лобовых частей обмотки статора;

выравнена эпюра скоростей в вентиляционных каналах сердечника статора;

ликвидированы перетекания горячего воздуха из зазора в камеры лобовых частей обмотки.

Этому содействовало также применение продольных осевых прорезей на выходе из обода ротора в междуполюсное пространство. Естественно, что и суммарный полезный расход охлаждающего воздуха увеличился благодаря перечисленным мерам примерно на 25—35%.

На этой основе была спроектирована и внедрена схема вентиляции крупнейших в те годы гидрогенераторов Братской ГЭС, построенных в объединении «Электросила». Интересно отметить, что эта схема без каких-либо изменений была запатентована японскими фирмами пятнадцать лет спустя [4, 5].

В эти годы был проделан более углубленный анализ сравнительной эффективности напорного действия каналов обода ротора с раструбами на спицах либо без них.

В частности, были проведены уникальные по сложности организации опыты с полным перекрытием каналов обода ротора двух машин Братской ГЭС. Результаты показали, что гидродинамическое сопротивление вращающихся каналов обода ротора превосходит сопротивление этих же каналов, когда они неподвижны, по крайней мере, в несколько раз. Стала очевидной необходимость учитывать этот эффект на стадии проектирования. В качестве первого шага был разработан метод учета самовентилирующего действия каналов [9], внедрение которого в практику проектных расчетов позволило правильнее оценивать соотношение циркулирующих в роторе потоков воздуха.

Несколько позднее эффекты вращения были специально исследованы на моделях, что позволило получить расчетную формулу гидродинамического сопротивления вращающихся каналов и проанализировать причины возникновения помпажных режимов вентиляционной сети гидрогенераторов, а также пути их устранения [8]. Относительное сопротивление для ламинарного движения было описано зависимостью

$$\bar{\lambda}_л = 10^2 \frac{R_0}{\mathrm{Re}} + 0{,}1 R_0^{0{,}2} \mathrm{Re}^{0{,}5},$$

где R_0 — коэффициент вращения, Re — число Рейнольдса; для турбулентного

$$\bar{\lambda}_т = R_{0j}^{0{,}1} \mathrm{Re}^{0{,}05}.$$

Помпаж — это неустойчивый режим циркуляции жидкости или газа, сопровождающийся резкими колебаниями давления и расхода и наличием обратных перетеканий среды. Обычно он проявляется в центробежных нагнетателях (вентиляторах и насосах) в режимах работы с малой подачей (расходом) на сети высокого сопротивления. Сущность явления сводится к тому, что нагнетатель при заданной скорости вращения и имеющихся геометрических размерах колеса (в первую очередь при определенной ширине лопаток) всасывает в колесо в единицу времени такое количество среды, которое не может быть передано через сеть высокого сопротивления при сравнительно умеренных располагаемых давлениях нагнетателя. Результатом являются обратные течения в самом колесе

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

и во всей схеме до нагнетателя и резкие колебания давления.

Явление помпажа отчетливо зафиксировано в схемах вентиляции некоторых гидрогенераторов мощностью 100, 175 и 500 МВт. Оно проявляется в форме колебаний давления в схемах вентиляции и в наличии встречных течений в зоне входа охлаждающего воздуха в звезду ротора, а в предельном случае в форме самопроизвольной перестройки схемы на одностороннюю подачу воздуха в ротор.

Последний случай наиболее ярко характеризует физическую ситуацию в системе. Представим себе, что спицы ротора, являясь весьма мощными и крупнорасходными нагнетателями, никак не дросселированы на входе в звезду (т. е. снизу и сверху машины при обычной вертикальной установке гидрогенератора). Так например, рациональным для спиц гидрогенератора мощностью 500 МВт при имеющейся быстроходности и геометрических параметрах звезды является расход около 400—450 м^3/с. В то же время вентиляционная система самой машины является сетью достаточно большого сопротивления и вызывает потери напора, соизмеримые с располагаемым напором тех же спиц, уже при расходе около 150—200 м^3/с.

Возникающее противоречие устраняется в машине автоматически следующим своеобразным способом. Большой расход воздуха начинает циркулировать мимо основных аэродинамических сопротивлений схемы вентиляции, т. е. проще говоря, мимо самой машины. Путями новой (как бы присоединенной) циркуляции служат проемы между корпусом генератора и внутренней стенкой шахты. Таким образом устанавливается следующая картина движения потоков. Попадая в звезду ротора с одной стороны машины, например сверху, охлаждающий воздух разветвляется на две большие струи, одна из которых поступает в каналы машины и охлаждает ее обычным образом с тем единственным исключением, что после охладителей воздух направляется только вверх. Вторая струя выбрасывается из звезды вниз и, проходя вдоль корпуса генератора между охладителями в направлении снизу вверх, присоединяется к полезному расходу воздуха, поступающему из охладителей в звезду ротора сверху. Суммарный расход воздуха, поступающий в звезду, ограничивается при этом лишь сопротивлением входа в звезду, весьма незначительным, если вход не дросселируется. Такая увеличенная циркуляция сопровождается большими потерями механической энергии.

В отдельных случаях влияние помпажа выражено в менее резкой форме, но всегда сопровождается нарушением циркуляции и увеличением вентиляционных потерь.

Анализ показывает, что подобные аномалии имеют место лишь в тех случаях, когда вход в звезду ротора (снизу и сверху) чрезмерно раскрыт без учета соответствия между расходом через спицы и сопротивлением машины. Простейшей мерой борьбы с помпажем является дросселирование входа в звезду, которое должно быть предусмотрено при проектировании схемы вентиляции машины. Окна между спицами в целях дросселирования входа частично закрываются стальными листами.

Нужно следить за тем, чтобы скорость воздуха при входе в звезду превосходила скорость в воздухоохладителях машины, по крайней мере, в 1,5 раза. Что же касается сопротивления машины, то оно должно определяться с учетом формулы для $\overline{\lambda}$.

Повышение единичной мощности гидрогенераторов и коэффициента использования активной зоны привело к необходимости использовать непосредственное водяное охлаждение обмотки статора. Одновременно было форсировано воздушное охлаждение обмотки возбуждения. Новая система охлаждения включала в себя полученные ранее рациональные решения по использованию напорных возможностей ротора.

Для расчета форсированной системы охлаждения ротора было получено упрощенное решение дифференциального уравнения распределения температуры [7] и дифференциального уравнения распределения скоростей воздуха по поперечным каналам [10]. При этом температура с большой точностью пересчитывается по прототипу на основе зависимости

$$P^* = \frac{mF^*\vartheta^*}{\frac{m-1}{\alpha^*}+\frac{F^*}{c^*Q^*}},$$

где P^* — относительные потери; m — коэффициент; F^*, ϑ^*, α^*, c^*, Q^* — соответственно относительные поверхность охлаждения, превышение температуры обмотки, коэффициент теплоотдачи, теплоемкость и расход охлаждающей среды.

Скорость в ответвлении с номером n может быть определена, минуя рекуррентные вычисления, по формуле

$$U_n = w_0 \frac{S\cos K\frac{n}{N}}{\sin K\sqrt{\left(\frac{n}{N}\right)^2+(2+\xi)S^{*2}}}. \qquad (1)$$

Здесь w_0 — скорость перед разветвлением; S^* — относительное сечение питающего канала; K — коэффициент; N — число ответвлений; ξ — коэффициент сопротивления ответвления.

Схемы вентиляции. При радиальной вентиляции крупного гидрогенератора воздух после охладителей поступает к ротору обычно как в нижней, так и в верхней части машины. Симметрия тракта при этом, как правило, не соблюдается. Наличие системы торможения ротора и масляной ванны подпятника снизу, крестовины с направляющим подшипником или подпятником и вспомогательного генератора — сверху вносят различие в геометрические размеры воздуховодов. В результате один из потоков воздуха перед входом в ротор как бы дополнительно дросселируется. Опыт показывает, что в зависимости от конкретных условий уменьшенным может быть любой из потоков (табл. 1).

Как можно видеть, вполне гармоничное распределение воздуха достигается лишь в отдельных случаях. Опыт показывает, однако, что неравномерность распределения суммарного расхода по ветвям — нижней и верхней — не приводит к неравномерности распределения воздуха внутри генератора, т. е. по каналам схемы вентиляции, как в роторе, так и в статоре. Регулирующее воздействие аэродинамического сопротивления отдельных каналов (квадратичный закон) столь велико, что несимметрия подачи не нарушает картину распределения воздуха по каналам. По этой причине в зависимости от требований эксплуатации односторонняя подача может быть организована

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таблица 1

Тип генератора	Мощность, МВт	Процент расхода воздуха, поступающего к ротору	
		сверху	снизу
СВ $\frac{1500}{200}$-88	105	65	35
СВ $\frac{1130}{220}$-44 ХЛЧ	215	50	50
ВГС $\frac{1190}{215}$-48 ХЛЧ	240	28	72
СВ $\frac{1500}{175}$-84	171	100	0

искусственно (например только сверху — для упрощения конструкции фундамента).

Обращают на себя внимание две последние строки табл. 1. Уменьшение расхода в одной из ветвей, верхней или нижней, или его отсутствие связано с помпажными явлениями и приводит к возрастанию потерь мощности на вентиляцию.

Затраты мощности на охлаждение. Известно, что вентиляция крупных гидрогенераторов, в отличие от многих других типов электрических машин, определяет не только достижимый уровень использования активного объема, но и энергетические показатели, коэффициент полезного действия машин. Последнее связано с большими объемами циркулирующих масс охлаждающего воздуха.

При увеличении мощности гидрогенераторов благодаря интенсификации теплообмена и повышению термической надежности изоляционных материалов объемный расход на единицу мощности машины несколько уменьшается. В связи с этим увеличение суммарного расхода воздуха в некоторой степени отстает от увеличения мощности агрегата.

Это положение проиллюстрировано на рис. 1 графиками, относящимися к машинам с полным воздушным (*а*) и частичным водяным (*б*) охлаждением, которые построены в основном по материалам отечественного гидрогенераторостроения, но учитывают опыт и некоторых зарубежных фирм. Как можно видеть, максимальный суммарный расход воздуха для машин с полным воздушным охлаждением достигнет в обозримом будущем значения 300 м³/с, что обеспечит создание машин мощностью около 700 МВт при подогреве воздуха в пределах 40—45 К.

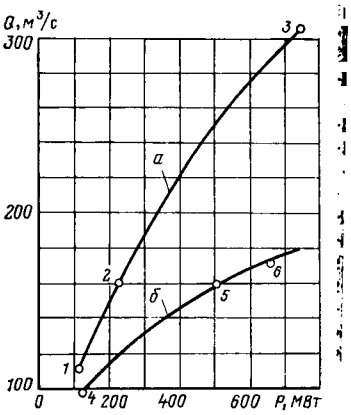
Применение водяного охлаждения обмотки статора позволяет уменьшить значение максимального суммарного расхода для гидрогенератора названной мощности до 180 м³/с.

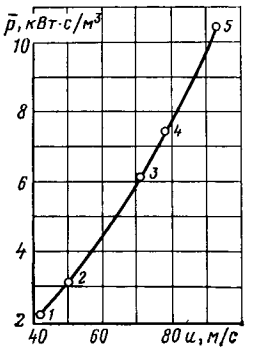
Таким образом, объемы циркулирующих масс воздуха оказываются однозначно заданными избранной системой охлаждения машины. Однако затраты энергии на циркуляцию этих масс в большей мере зависят не от конструкции машины, а от частоты ее вращения.

Поскольку в крупных машинах роль нагнетателей, как правило, выполняют полюса и вентиляционные каналы ротора, минимальная механическая работа, передаваемая с вала циркулирующей среде, при радиальной ориентации вентиляционных распорок обода ротора может быть положена равной эйлеровой, т. е. $P=\rho u^2 Q$, или на единицу объемного расхода $\bar{P}=\rho u^2$

Рис. 1. Зависимость расхода воздуха от мощности гидрогенератора при полном воздушном (*а*) и частичном водяном охлаждении (*б*):

1 — Волжская ГЭС; *2* — Братская ГЭС; *3* — [13]; *4* — Опытный Волжский гидрогенератор; *5* — Красноярская ГЭС; *6* — Саяно-Шушенская ГЭС





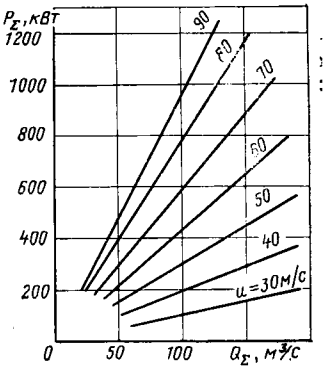


Рис. 2. Зависимость удельных потерь на вентиляцию от окружной скорости ротора:

1 — Горьковская ГЭС; *2* — Волжская ГЭС; *3* — Братская ГЭС; *4* — Красноярская ГЭС; *5* — Шамбская ГЭС

Рис. 3. Зависимость суммарных вентиляционных потерь от суммарного расхода воздуха

(рис. 2) *. Как видно из рис. 2, увеличение окружной скорости на внешнем диаметре ротора приводит к тому, что на циркуляцию одного кубического метра воздуха в гидрогенераторах, например Братской ГЭС расходуется вдвое больше энергии, чем в машинах Волжских ГЭС.

Рис. 3 иллюстрирует зависимость потерь энергии на циркуляцию воздуха от суммарного расхода окружной скорости ротора. Как видно, для определения циркуляционной составляющей потерь необходимо располагать значениями суммарного расхода воздуха, частоты вращения и диаметра ротора.

Опыт показывает, однако, что фактические затраты энергии, связанные с движением охлаждающего воздуха по каналам тракта вентиляции, в отдельных случаях значительно превышают минимально необходимые. Это связано с рециркуляцией воздуха из зон повышенного давления в зоны разрежения через неплотности тракта.

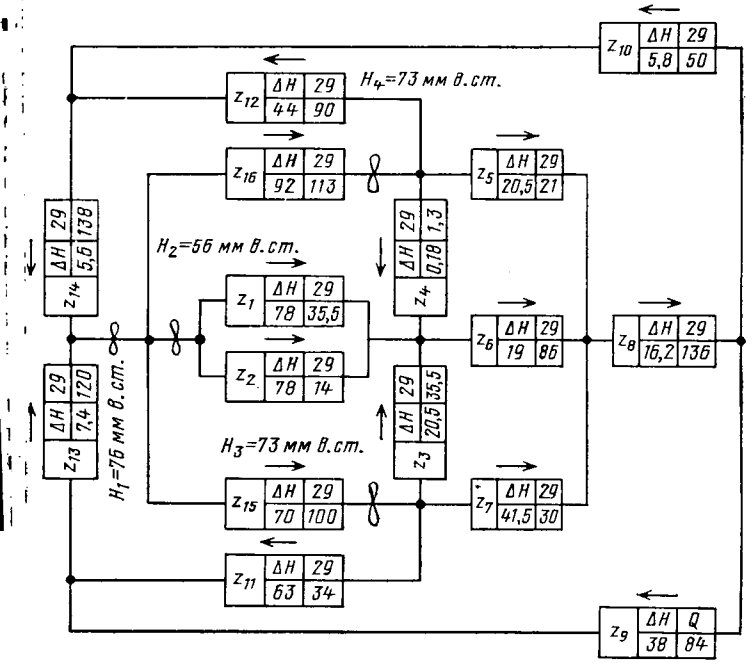
Если не принять специальных мер, значение расхода рециркуляции может сравняться со значением полезного расхода и даже превзойти его. Но, поскольку энергия, снимаемая с вала, в равной мере расходуется на организацию движения как полезного расхода так и расхода рециркуляции, возникают так называемые «паразитные потери». Например, в гидрогенер

* Применение осевых нагнетателей позволяет, вообще го ря, несколько уменьшить эти затраты энергии.

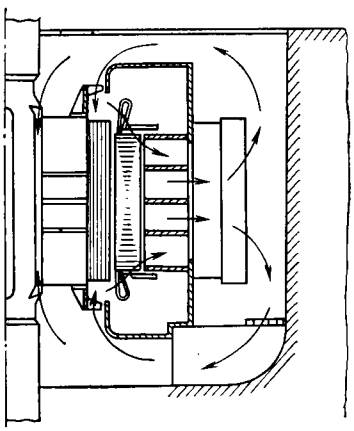
Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

торе типа СВФ 1690/175-64 потери мощности равны по измерениям 1800 кВт при полезном расходе воздуха 145 м³/с и расчетных потерях — не более 1100 кВт. В то же время некоторые простые усовершенствования конструкции позволяют свести потери мощности к приемлемому минимуму. Примером может служить гидрогенератор типа ВГС 1190/215-48 ХЛЧ, у которого при расходе 175 м³/с потери равны 1250 кВт (расчетное значение 1100 кВт).

Расчетное распределение расхода рециркуляции может быть получено только при использовании эквивалентной схемы замещения, учитывающей все существенные аэродинамические сопротивления вентиляционного тракта (рис. 4). При этом решение может быть осуществлено как на аналоговой, так и на цифровой вычислительных машинах. В последнем случае целесообразно использовать алгоритм расчета, построенный на принципе направленных итераций [11].



ис. 4. Эквивалентная схема замещения вентиляционного тракта гидрогенератора и результаты ее расчета



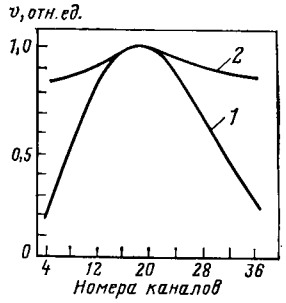


Рис. 5. Схема аксиальной вентиляции гидрогенератора

Рис. 6. Распределение скоростей в радиальной схеме: 1 — до реконструкции и в аксиальных схемах; 2 — при использовании напора спиц ротора

На рис. 4 приведен пример расчета гидрогенератора мощностью 225 МВт. Как видно из рис. 4, расход рециркуляции воздуха в одном из вариантов схемы составляет 124 м³/с, приближаясь к значению полезного расхода — 136 м³/с. Опыт подтвердил правильность расчета и необходимость реконструкции данного варианта схемы.

Удовлетворительное соответствие расчетных и экспериментальных данных по вентиляционным потерям ряда гидрогенераторов иллюстрируется табл. 2.

Таблица 2

Тип генератора	Вентиляционные потери, кВт		Тип генератора	Вентиляционные потери, кВт	
	расчет	опыт		расчет	опыт
СВ $\frac{1190}{250}$ - 48	1420	1550	СВ $\frac{1500}{200}$ - 88	406	510
СВ $\frac{1690}{175}$ - 64	2000	1980	СВ2 $\frac{1500}{200}$ - 88	396	425
СВ $\frac{1500}{1750}$ - 84	615	600	СВ $\frac{375}{195}$ - 12	495	550

Сопоставление радиальных и аксиальных схем вентиляции. Выше были рассмотрены схемы радиальной вентиляции как более распространенной. В то же время важно проанализировать некоторые характерные особенности аксиальных схем (рис. 5).

Принято считать, что преимуществом аксиальных схем вентиляции, применяемых для быстроходных машин, является использование осевых вентиляторов, которые обладают более высоким коэффициентом полезного действия по сравнению с центробежными нагнетательными элементами. Эта точка зрения подтверждается данными экспериментов по определению потерь энергии на охлаждение.

Дело обстоит, однако, значительно сложнее, чем представляется при простом сопоставлении нагнетательных элементов. Следует иметь в виду, что и в случае применения осевых вентиляторов гидрогенераторы содержат мощные нагнетательные элементы центробежного типа — полюса. Достаточно указать, что при работе со снятыми вентиляторами и перекрытыми вентиляционными каналами в ободе ротора полюса обеспечивают циркуляцию в тракте до 50—80% расхода воздуха. При установке осевых вентиляторов полюса продолжают играть свою роль центробежных нагнетателей, поэтому потери мощности на циркуляцию формируются как интегральный эффект совместного действия последовательно включенных напорных элементов.

В то же время существует очевидное и сравнительно легко достижимое преимущество аксиальных схем, которое выражается в заметном уменьшении расходов рециркуляции, что представляет органическое свойство аксиальных схем. При аксиальной подаче воздуха в полюсные окна вентиляторы являются естественным вращающимся уплотнением и перетекание воздуха из зон давления в зоны разрежения происходит практически лишь в кольцевом зазоре между лопатками и цилиндрическим кожухом вентилятора (обечайкой).

Приведем некоторые цифры, подтверждающие сказанное. В гидрогенераторах типа СВ 375/195-12 и СВ 460/210-12 вентиляционные потери составляют 460

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

и 690 кВт при расчетных значениях по полезному расходу 430 и 650 кВт. При этом расход рециркуляции соответственно равен 3 и 5 м³/с.

Ограничивающим фактором для применения аксиальных схем в гидрогенераторах большой мощности является неблагоприятное распределение скоростей воздуха по вентиляционным каналам сердечника статора. На рис. 6 кривая *1*, построенная для радиальной схемы, представляет в то же время измеренное распределение скоростей в гидрогенераторе типа СВ 460/210-12 с аксиальной схемой вентиляции. В соответствии с формулой распределения по ответвлениям (1) скорости в каналах изменяются по закону косинуса с максимумом в середине сердечника. При этом распределении скорость охлаждающего воздуха имеет наименьшие значения в крайних вентиляционных каналах, где по условиям тепловыделения требуется наиболее интенсивное охлаждение. Для сравнения на этом же рисунке кривая *2* представляет в относительных единицах распределение скоростей по каналам машины типа СВ 1130/220-44 ХЛЧ с радиальной вентиляцией.

Указанное противоречие между естественным для аксиальных схем распределением скоростей и необходимым по условиям охлаждения может быть устранено применением специальной конструкции торцевых зон генератора. Наиболее эффективным является использование аксиальных каналов в пазах и теле сердечника и варьирование высоты вентиляционных каналов в торцевой зоне.

Выводы. 1. В период с 1960 по 1980 гг. созданы [12] высокоэффективные системы охлаждения крупных гидрогенераторов, позволяющие достигать больших значений коэффициента использования (Эссона) вплоть до 15 кВА·мин/(м³·об) (гидрогенераторы Саяно-Шушенской ГЭС).

2. Разработаны схемы вентиляции, которые обеспечивают равномерное распределение полезного расхода охлаждающего воздуха по каналам и минимизацию расходов рециркуляции через неплотности системы, что позволяет приблизить потери энергии к теоретическому минимуму. Однако такой результат достижим при выполнении соответствующих требований к конструкции (гладкие вращающиеся поверхности, лабиринтные уплотнения, рациональное соотношение проходных сечений).

3. При увеличении единичной мощности охлаждаемых воздухом крупных гидрогенераторов предел уменьшения потерь мощности на охлаждение, приходящихся на один мегаватт полезной мощности машины, определен допустимым максимальным подогревом воздуха (30—50 К), т. е. допустимым минимальным расходом воздуха, приходящимся на 1 МВт отводимых потерь 30,3—18,2 м³/(с·МВт). При этом минимальные удельные затраты мощности на циркуляцию воздуха определяются, главным образом, окружной скоростью полюсов ротора и вентилирующих элементов конструкции и близки при радиальной вентиляции к величине ρu^2 кВт·с/м³.

4. Применение схем осевой вентиляции обеспечивает уменьшение вентиляционных потерь по сравнению со схемами радиальной вентиляции, но требует для крупных гидрогенераторов принятия специальных мер к эффективному охлаждению торцевой зоны.

5. Заданное распределение скоростей воздуха в вентиляционных каналах ротора и статора достижимо при неравномерной подаче воздуха к ротору сверху и снизу машины, вплоть до применения односторонней подачи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Альпер Т. И., Сергиевская Т. Г.** Охлаждение гидрогенераторов/ Под ред. П. М. Ипатова. — М.: Энергия, 1969.

2. **Филиппов И. Ф.** Вопросы охлаждения электрических машин. — Л.: Энергия, 1964.

3. **Усовершенствование** системы охлаждения крупных гидрогенераторов/ Т. И. Альпер, В. И. Поликовский, М. И. Земляной, Т. Г. Сергиевская. — Труды НИИЭМ, т. I, 1959.

4. **А. с. 105906 (СССР).** Система воздушного охлаждения гидрогенератора/ М. И. Земляной. Опубл. в Б. И., 1957, № 4.

5. **Патент США,** кл. 310—61, № 4020373 от 01.10.75 (26.04.77) приоритет 04.10.1974, № 49—113896, Япония (Hitachi, Ltd).

6. **Сергиевская Т. Г.** Теплоотдача лобовых частей обмотки статора гидрогенератора. — Электротехника, 1965, № 5.

7. **Иванов Н. П., Филиппов И. Ф.** Метод теплового расчета электрических машин с непосредственным охлаждением. —«Электричество», 1963, № 1.

8. **Филиппов И. Ф.** Основы теплообмена в электрических машинах. — М.; Л.: Энергия, 1974.

9. **Филиппов И. Ф.** Метод учета самовентилирующего действия роторов электрических машин. — Электричество, 1964, № 9.

10. **Филиппов И. Ф., Шифрина Н. Н.** Распределение скоростей охлаждающего газа по однотипным вентиляционным каналам системы. — Турбо- и гидрогенераторы, 1974.

11. **Дегтева Л. И., Филиппов И. Ф.** Алгоритм решения нелинейных вентиляционных цепей произвольной сложности применительно к конструкциям электрических машин. — Сб. Электросила, 1976, № 31.

12. **А. с. 127738 (СССР).** Система охлаждения ротора электрической синхронной машины/ Н. П. Иванов и др. Опубл. в Б. И., 1960, № 8.

13. **World's** largest capacity air-cooled hydro-generator/ T. Awan, J. Fujita, N. Suzuki e. a. — Toshiba Review, 1979, № 122.

[13.05.82]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.316.722.1:621.373

Стабилизация высокого напряжения в схемах с импульсными трансформаторами

ЖЕЛТОВ К. А.

Москва

Стабилизация импульсного высокого напряжения порядка сотен киловольт по амплитуде и фронту с точностью до единиц или десятых долей процента является обязательной в ряде устройств, применяемых в технике физического эксперимента. Так, амплитудная стабильность импульсного напряжения необходима при генерации постоянного по спектру и интенсивности рентгеновского излучения, при формировании электронных пучков со стабильной энергией, для питания искровых и ионизационных камер и т. д. Стабильность по фронту необходима для точной синхронизации двух процессов, происходящих со сдвигом во времени, например пуск развертки высокоскоростного осциллографа с заданным опережением относительно момента срабатывания ускорительной трубки.

К числу устройств, допускающих стабилизацию напряжения по амплитуде и фронту, следует отнести генераторы на основе импульсных трансформаторов [1 и 2], содержащих управляемые выходные разрядники, срабатывание которых происходит на квазиплоской вершине импульсного высокого напряжения. С этой целью в цепи вторичной обмотки трансформатора включается нелинейная индуктивность, представляющая собой дроссель с насыщающимся ферромагнитным сердечником преимущественно из пермаллоя. На нелинейной индуктивности через интервалы времени, кратные полупериоду колебаний, формируются кратковременные поджигающие импульсы, приходящиеся на максимум выходного напряжения, благодаря чему в таких схемах при соответствующем подборе параметров возможна стабилизация амплитуды и фронта высокого напряжения к моменту запуска управляемого разрядника.

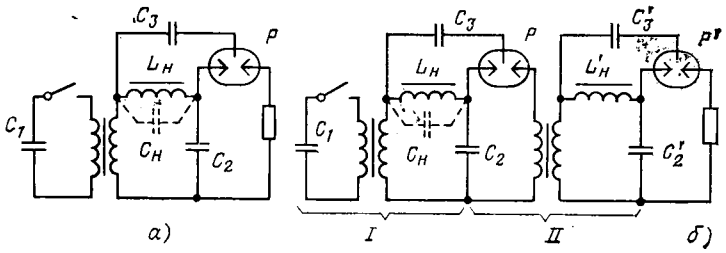


Рис. 1. Принципиальные схемы однокаскадной и двухкаскадной генерации стабильного импульсного напряжения на емкостной нагрузке

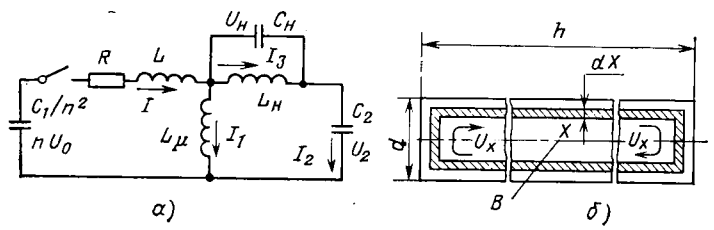


Рис. 2.

а — схема замещения одного каскада с импульсным трансформатором на замкнутом сердечнике; *б* — к определению потерь в ферромагнитном сердечнике

На рис. 1 показаны две схемы генерации стабильного импульсного напряжения. Первая — однокаскадная схема [1] — состоит из первичного емкостного накопителя C_1, заряжаемого постоянным напряжением U_0, импульсного трансформатора, вторичного емкостного накопителя C_2, соединенного с трансформатором посредством нелинейной индуктивности $L_н$. Из точки подсоединения $L_н$ к трансформатору через развязывающую емкость C_3 поджигающий импульс подводится к управляющему электроду выходного разрядника P. Обычно используются два типа разрядников — тригатрон или разрядник с искажением поля.

Вторая схема — двухкаскадная схема генератора, описанного в [1 и 2], представляет собой последовательное соединение двух однокаскадных схем с выходным управляемым разрядником [3], причем ее особенностью является большой коэффициент умножения напряжения при крутом фронте выходного импульса на емкостной нагрузке.

Первый каскад с выходным напряжением до 100 кВ, как правило, содержит импульсный трансформатор с сильной связью на замкнутом ферромагнитном сердечнике [2]. Во втором каскаде с напряжением 0,5—1 МВ обычно применяется трансформатор Тесла с разомкнутым сердечником или без сердечника.

Для вывода основных соотношений рассмотрим однокаскадный генератор с импульсным трансформатором на замкнутом сердечнике. Полученные соотношения имеют общий характер и могут быть применены ко второму каскаду с трансформатором Тесла.

Схема замещения одного каскада показана на рис. 2,*а*, где L и $L_μ$ — индуктивности рассеяния и намагничивания импульсного трансформатора; $L_н$ — индуктивность дросселя с насыщающимся сердечником; C_1 и C_2 — емкости первичного и вторичного накопителей; $C_н$ — емкость нагрузки дросселя, состоящая из собственной емкости обмотки и емкости цепей поджига разрядника; R — сопротивление трансформаторной цепи, вызывающее снижение к. п. д. и амплитуды напряжения на C_2 вследствие потерь. Непременным условием высокой стабильности импульсного напряжения генератора является достаточно малое сопротивление R, при котором к. п. д. зарядного процесса емкостной нагрузки близок к единице.

По принципу работы схемы сердечник нелинейной индуктивности не насыщен только в течение весьма коротких интервалов времени вблизи нуля тока, а остальное время находится в состоянии насыщения. При насыщении индуктивность дросселя мала в сравнении с индуктивностью рассеяния трансформатора, что позволяет пренебречь падением напряжения на нелинейной индуктивности и не учитывать $L_н$ при расчетах выходного напряжения генератора, тока в контуре, потерь и к. п. д., а также при определении амплитудной и временно́й нестабильности импульса на емкостной нагрузке.

Напряжение на емкости C_2 при условии высокого к. п. д. трансформаторной цепи имеет вид слабозату-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

хающих гармонических колебаний

$$U_2 = \frac{nU_0}{\beta}\left(1 - e^{-\frac{R}{2L}t}\cos\omega t\right), \qquad (1)$$

где n — коэффициент трансформации, равный отношению чисел витков вторичной и первичной обмоток; $\beta = 1 + \frac{n^2C_2}{C_1}$ — коэффициент, характеризующий эффективность использования энергии первичного накопителя;

при $\beta \geqslant 2$ вся энергия первичной емкости C_1 передается нагрузке; при $\beta < 2$ некоторая доля энергии сохраняется в первичной емкости при полном заряде вторичной; ω — круговая частота:

$$\omega = \sqrt{\frac{1 + \frac{n^2C_2}{C_1}}{LC_2} - \frac{R^2}{4L^2}} \approx \sqrt{\frac{\beta}{LC_2}}. \qquad (2)$$

Максимум напряжения на емкости C_2 с учетом затухания колебаний, вносимого сопротивлением R при условии его малости, когда $e^{-\frac{R}{2L}t} \approx 1 - \frac{R}{2L}t$, имеет место при $\omega t = \pi$,

$$U_{2m} = \frac{2nU_0}{\beta}\left(1 - \frac{\pi R}{4}\sqrt{\frac{C_2}{\beta L}}\right). \qquad (3)$$

Коэффициент полезного действия зарядного процесса, под которым понимается отношение энергии $C_2U^2_{2m}/2$, запасенной в емкостной нагрузке C_2 в момент максимума напряжения на ней, к энергии, поступившей от источника (первичного накопителя) с учетом потерь в сопротивлении R в течение полупериода,

$$\eta = \frac{C_2U^2_{2m}}{C_2U^2_{2m} + 2R\int_0^t I^2dt} \approx 1 - \frac{\pi}{4}\beta^{1/2}R\sqrt{\frac{C_2}{L}}. \qquad (4)$$

Сопротивление, входящее в схему замещения, представляет собой сумму из четырех компонент:

$$R = n^2R_1 + R_2 + n^2R_3 + R_4, \qquad (5)$$

где R_1 и R_2 — активные сопротивления первичной и вторичной обмоток; R_3 — сопротивление искрового канала коммутирующего разрядника; R_4 — сопротивление, эквивалентное потерям в сердечнике магнитопровода вследствие вихревых токов.

При оценке сопротивления искры R_3 используется соотношение, предложенное в [4]:

$$R_3 = d\left(\frac{2a}{p}\int_0^t I^2dt\right)^{-1/2}, \qquad (6)$$

в котором d — расстояние между электродами коммутирующего разрядника; p — давление газа, заполняющего разрядник; a — коэффициент, зависящий от давления и вида газа; I — ток в искровом канале.

В наносекундном диапазоне временных интервалов согласно экспериментальным данным [5] для воздуха и азота a=0,8—1 (10^5 Па·см^2)/(с·В^2), а для аргона a=3 МПа·см^2/(с·В^2). В микросекундном диапазоне, как показано в [6], для параметра a характерна тенденция к увеличению, примерно двукратному, и появлению нестабильности в этих пределах. Поэтому для обеспечения высокой стабильности амплитуды и фронта выходного импульсного напряжения необходимо подобрать параметры цепи и разрядника a, d, p таким образом, чтобы общее сопротивление контура, включая сопротивление искры R_3, рассчитанное по формуле (6), не приводило к снижению к. п. д. менее 0,8.

Входящий в выражение (6) ток I для схемы замещения с трансформатором на замкнутом сердечнике, где соблюдается условие $L \ll L_\mu$, есть по существу ток в емкостной нагрузке:

$$I \approx nC_2\frac{dU_2}{dt} = \frac{n^2U_0}{\beta^{1/2}}\sqrt{\frac{C_2}{L}}\sin\omega t. \qquad (7)$$

Принимая во внимание, что верхний предел интеграла (6) соответствует полупериоду $t = t_0 = \pi/\omega$, по истечении которого наступает максимум напряжения на C_2, получим после интегрирования

$$R_3 = \frac{d}{n^2U_0}\left(\frac{p\beta^{3/2}}{\pi aC_2}\sqrt{\frac{L}{C_2}}\right)^{1/2}. \qquad (8)$$

Выражение (8) позволяет установить закономерности, характерные для трансформаторных цепей, коммутируемых искровыми разрядниками. В частности, если иметь в виду закон Пашена (pd=const) из (8) следует $R_3 \approx \frac{1}{U_0p^{1/2}}$, т. е. сопротивление искры уменьшается, причем довольно существенно с ростом напряжения первичного накопителя и в меньшей степени — с увеличением давления газа в разряднике. Заметное влияние на R_3 оказывает и параметр a, зависящий от сорта газа. Вклад сопротивления искры в затухание колебаний $R_3\sqrt{C_2/L}$, как следует из (8), значителен на мощных импульсных трансформаторах, формирующих выходные напряжения с достаточно коротким фронтом.

Сопротивление, эквивалентное потерям в сердечнике, которые возникают вследствие вихревых токов,

$$R_4 = Q\left(\int_0^t I^2dt\right)^{-1}, \qquad (9)$$

где Q — энергия, выделившаяся в виде тепла в ферромагнитнике сердечника в течение $t_0 = \pi/\omega$ и представляющая собой сумму энерговыделений ΔQ в каждой пластине сердечника. Если толщина пластин δ, ширина h, длина силовой линии l, то в соответствии с рис. 2,*б* потери $d\Delta Q$ в контуре пропорциональны квадрату напряжения U_x, наводимому в контуре, и обратно пропорциональны его сопротивлению r_x:

$$d\Delta Q = \frac{U^2_x}{r_x}dt, \qquad (10)$$

причем

$$r_x = \frac{2h\rho}{ldx};\quad U_x = 2xh\frac{dB}{dt},$$

где ρ — удельное сопротивление материала пластины; B — индукция магнитного поля.

Тогда

$$d\Delta Q = \frac{2x^2hl}{\rho}\left(\frac{dB}{dt}\right)^2dxdt. \qquad (11)$$

С учетом

$$B = \frac{w_2}{l}\mu_0\mu I_3 \text{ и } \frac{dI_3}{dt} = \frac{U_2}{L_\mu}$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

(w_2 — число витков вторичной обмотки) находится энерговыделение в одной пластине:

$$\Delta Q = \frac{hl\,(nU_0)^2}{2\rho w^2_2 S^2 \beta^2} \int_0^{\pi/\omega} \int_0^{\delta/2} x^2 dx\,(1-\cos\omega t)^2\,dt. \qquad (12)$$

Умножая (12) на число пластин в сердечнике $\frac{S}{h\delta}$ (S — сечение сердечника), определим плотные потери от вихревых токов и в соответствии с (9) сопротивление потерь

$$R_4 = \frac{lL\delta^2}{4\rho w^2_2 C_2 S\beta}. \qquad (13)$$

Относительный вклад потерь в стали $R_4\sqrt{C_2/L}$, как это следует из (13), растет с уменьшением фронта выходного напряжения и в сильной степени зависит от толщины пластины.

Стабилизация амплитуды и фронт выходного высокого напряжения обеспечивается, как отмечалось выше, за счет срабатывания быстродействующих разрядников, запускаемых поджигающими импульсами, которые формируются нелинейной индуктивностью, в начальный момент времени и через каждый полупериод колебаний (рис. 3,*а*).

Для расчета амплитуды и фронта поджигающего импульса был исследован переходный процесс, протекающий в схеме замещения в интервале времени, в течение которого сердечник дросселя ненасыщен и его индуктивность $L_н$ достаточно велика в сравнении с индуктивностью рассеяния трансформатора. В этом случае на нелинейной индуктивности, нагруженной емкостью $C_н$, формируется импульс напряжения (импульс поджига), нарастающий по закону гармонических колебаний с частотой $\omega = 1/\sqrt{LC_н}$:

$$U_н \approx nU_0(1-\cos\omega_1 t). \qquad (14)$$

Нарастание происходит не до максимума $2nU_0$, а до некоторой фазы $U_{нm}$ на фронте, являющейся амплитудой импульса поджига, которая в зависимости от типа разрядника (тригатрон или разрядник с искажением поля) должна лежать в пределах от 0,1 до $0{,}5nU_0$. Фронт поджигающего импульса t_1 по существу является интервалом времени, в течение которого сердечник пребывает в ненасыщенном состоянии. В течение этого времени ток в нелинейной индуктивности $L_н$ изменяется от нуля до $I_3 = \frac{B_н w}{\mu_0 \mu l_1}$ ($B_н$ — индукция насыщения сердечника дросселя), соответствующего точке перегиба в кривой намагничения ферромагнетика.

Корреляция между t_1 и I_3 вытекает из решения уравнения $\frac{dI_3}{dt} = \frac{nU_0}{L_н}(1-\cos\omega_1 t)$, которое после интегрирования при условии $\sin\omega_1 t \approx \omega_1 t - \frac{(\omega_1 t)^3}{6}$, выполняющемся в интервале $(0{,}1-0{,}5)\,nU_0$, и подстановки $L_4 = \frac{\mu_0\mu w^2_1 S_1}{l_1}$ (S_1 — сечение нелинейной индуктивности; l_1 — длина силовой линии; w — число витков обмотки) преобразуем к следующему виду:

$$t_1 \approx \left[6B_н w S_1 \frac{LC_н}{nU_0}\right]^{1/3} < \pi\sqrt{LC_н}. \qquad (15)$$

Амплитуда импульса поджига после подстановки (15) в выражение (14) с учетом $1-\cos\omega_1 t \approx \frac{(\omega_1 t)^2}{2}$

$$U_{нm} \approx 1{,}65\left[(B_н w S_1)^2 \frac{nU_0}{LC_н}\right]^{1/3}, \qquad (16)$$

После насыщения сердечника в импульсе поджига наблюдается высокочастотная слабозатухающая компонента (рис. 3,*б*), возникающая вследствие колебаний в контуре с весьма малой индуктивностью $L_н$ и емкостью $C_н$. Колебания вызывают периодическую смену полярности высокочастотных всплесков, длительность которых в виду малости $L_н$ в сравнении с индуктивностью рассеяния L существенно меньше t_1. Наличие высокочастотных всплесков противоположной полярности используется для поджига разрядников, срабатывающих при искажении поля.

Нестабильность импульсного напряжения по амплитуде ΔU_2 и по фронту Δt_0 представляет собой сумму трех компонент, обусловленных следующими дестабилизирующими факторами: нестабильностью первичного напряжения ΔU_0; разбросом срабатывания разрядника на фронте или на последующих всплесках поджигающего импульса; изменением окружающей температуры, воздействующей на величины индуктивности, емкости и сопротивления трансформаторной цепи, благодаря чему изменяется период и амплитуда колебаний выходного напряжения;

$$\left.\begin{aligned}\Delta U_2 &= \Delta U_{21} + \Delta U_{22} + \Delta U_{23};\\ \Delta t_0 &= \Delta t_{01} + \Delta t_{02} + \Delta t_{03}.\end{aligned}\right\} \qquad (17)$$

Разброс ΔU_0 не вызывает нестабильности фронта ($\Delta t_{01}=0$), но нестабильность амплитуды напряжения ΔU_{21} в соответствии с (1) пропорциональна ΔU_0:

$$\Delta U_{21} = n\Delta U_0. \qquad (18)$$

Поэтому для снижения ΔU_2 необходимо использовать стабильный источник первичного напряжения U_0, у которого $\Delta U_0 \to 0$.

Нестабильность фронта Δt_{02}, обусловленная разбросом срабатывания разрядника, в принципе не может быть больше длительности поджигающего импульса: $\Delta t_{02} < t_1 < \pi\sqrt{LC_н}$. Принимая во внимание $t_0 = \pi/\omega \approx \pi\sqrt{LC_2}$, получим выражение для нестабильности времени:

$$\Delta t_{02} \leqslant t_0\sqrt{\frac{C_н}{C_2}}, \qquad (19)$$

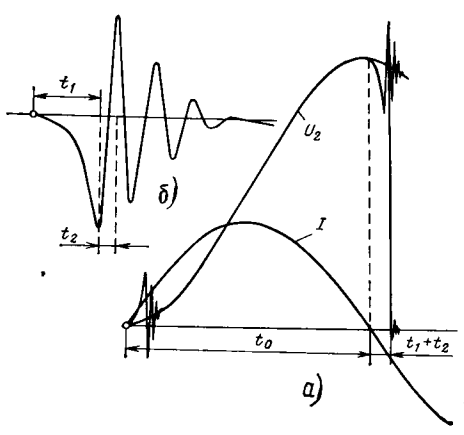


Рис. 3.
а — напряжение и ток емкостной нагрузки схемы; *б* — типичная форма поджигающего импульса

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

которая в основном зависит от соотношения паразитной емкости дросселя и емкости нагрузки. Например, для обеспечения нестабильности порядка единиц процентов необходимо, чтобы различие емкостей составляло четыре порядка. Формула (19) дает завышенную оценку компоненты нестабильности Δt_{02}. В действительности эта компонента существенно меньше, поскольку разброс по времени срабатывания составляет небольшую часть t_1.

Амплитудная компонента нестабильности ΔU_{22}, являющаяся следствием разброса срабатывания разрядника, пропорциональна (в пределе) снижению напряжения за время t_1. Поскольку вблизи максимума импульсного напряжения $U_2 \approx nU_0/\beta\,[2-(\omega t)^2/2]$, то компонента амплитудной нестабильности

$$\Delta U_{22} = \frac{\pi^2}{4}\left(\frac{t_1}{t_0}\right)^2 U_{2m} < \frac{\pi^2}{4}\frac{C_н}{C_2}U_{2m}. \qquad (20)$$

В данном случае амплитудная нестабильность порядка единиц процентов обеспечивается при разнице в емкостях не менее двух порядков.

При использовании в схеме генератора разрядника, работающего на принципе искажения поля [7], компоненты временной и амплитудной нестабильностей заметны меньше. Причиной тому является снижение разброса по времени срабатывания при запуске разрядников высокочастотным всплеском поджигающего импульса, имеющего относительно кратковременную длительность $t_2 \approx \pi\sqrt{L_н C_н}$, которая существенно меньше t_1. В данном случае в выражения временной и амплитудной нестабильности

$$\left.\begin{aligned} \Delta t_{02} &\leqslant t_0\sqrt{\frac{L_н C_н}{LC_2}}; \\ \Delta U_2 &\leqslant \frac{\pi^2}{4}\frac{L_н C_н}{LC_2}U_{2m} \end{aligned}\right\} \qquad (21)$$

входят отношения индуктивности дросселя при насыщенном сердечнике к индуктивности рассеяния трансформатора, причем по принципу действия генератора $L_н \ll L$, благодаря чему высокая степень стабильности обеспечивается при значительно меньшем различии в емкостях $C_н$ и C_2.

Компонента нестабильности времени Δt_{03}, возникающая вследствие изменения периода колебаний t_0 под воздействием изменения окружающей температуры ΔT, представляет собой полный дифференциал от выражения полупериода колебаний dt_0.

Дифференциал представляет сумму трех составляющих Δt_{03}, обусловленных температурными изменениями емкости первичного и вторичного накопителей Δt_C, индуктивности рассеяния Δt_L и сопротивления Δt_R:

$$\Delta t_{03} = \Delta t_C + \Delta t_L + \Delta t_R, \qquad (22)$$

где

$$\Delta t_C = \frac{t_0}{2}\left(\alpha_{C1}\frac{n^2C_2}{n^2C_2+C_1} + \alpha_{C2}\frac{C_1}{C_1+n^2C_2}\right)\Delta T; \qquad (23)$$

$$\Delta t_L = \frac{t_0}{2}\alpha_L \Delta T;$$

$$\Delta t_R = \frac{t_0^3 R^2}{4\pi^2 L^2}(\alpha_R - \alpha_L)\Delta T,$$

причем

$$\alpha_C = \frac{1}{C}\frac{\Delta C}{\Delta T},\ \alpha_L = \frac{1}{L}\frac{\Delta L}{\Delta T},\ \alpha_R = \frac{1}{R}\frac{\Delta R}{\Delta T} —$$

температурные коэффициенты емкости, индуктивности и сопротивления.

Компонента амплитудной температурной нестабильности ΔU_{23} связана с Δt_{03} соотношением вида (20), куда вместо t_1 входит Δt_{03}.

Идеальная температурная стабилизация возможна при $\Delta t_{03}=0$, т. е. при условии компенсации положительных температурных коэффициентов отрицательными. На практике добиться этого далеко непросто, поэтому радикальным путем снижения нестабильности является уменьшение каждой составляющей. Для составляющих Δt_C и Δt_L это означает использование емкостных накопителей и конструкций обмоток с достаточно низкими α_C и α_L. Для составляющей Δt_R, имеющей сильную квадратичную зависимость от сопротивления R, существенным является снижение потерь в контуре за счет повышения к. п. д. трансформаторной цепи. Это возможно, во-первых, путем применения в обмотках низкоомных проводов большого сечения; во-вторых, благодаря снижению потерь от вихревых токов при использовании сердечников, выполненных тонкой лентой, или, еще лучше, ферритовых; в-третьих, за счет уменьшения сопротивлений искрового канала путем применения разрядников со сжатым газом и, по возможности, с более высоким первичным напряжением.

Пример расчета. В [2 и 8] дано описание генератора со следующими характеристиками в первом каскаде: C_1=0,5 мкФ; C_2=25 нФ; $U_0 \approx$ 20 кВ; $U_{2m} \approx$ 80 кВ; n=5; $L \approx$ 20 мГн; t_0=15 мкс. Сопротивления обмоток n^2R_1=2,2 Ом; R_2=4,4 Ом. Коммутация осуществляется разрядником, заполненным азотом (a=0,1 МПа$\times$ $\times$см^2/(с.В)^2 под давлением p=0,3 МПа и имеющем расстояние между электродами d=0,6 см. Согласно (8), сопротивление искры n^2R_3=32 Ом. В сердечнике сечением S=10 см^2 с толщиной пластин δ=0,1 мм выделяются потери, эквивалентные потерям в сопротивлении (13) R_4=1,9 Ом. Суммарное сопротивление R= =40,5 Ом. При этом к. п. д. зарядного процесса, согласно (4), η=0,92.

Компонента нестабильности, обусловленная разбросом срабатывания разрядника, составляет по фронту в соответствии с (19) $\Delta t_{02}/t_0 < 4{,}5\%$ и по амплитуде в соответствии с (20) $\Delta U_{22}/U_{2m} < 0{,}5\%$.

Компоненты температурной нестабильности по фронту при $\alpha_C \approx 10^{-4}$ 1/град; $\alpha_L \approx 3\cdot10^{-5}$ 1/град; $\alpha_R \approx 6\cdot10^{-3}$ 1/град в интервале температур ΔT=50°С составляют: $\Delta t_C/t_0 \approx 0{,}25\%$; $\Delta t_L/t_0 \approx$ $\approx 0{,}08\%$ и $\Delta t_R/t_0 \approx 6\cdot10^{-4}\%$.

Компоненты температурной нестабильности по амплитуде не превышают долей процента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **А. с. № 356761 (СССР).** Генератор импульсов высокого напряжения/ К. А. Желтов, А. С. Береговский, В. М. Виноградов. — Опубл. в Б. И., 1972, № 32.

2. **Зарядное** устройство малогабаритного сильноточного ускорителя электронов/ К. А. Желтов, А. В. Малыгин, В. И. Розов, В. Ф. Шалиманов, ПТЭ, 1980, № 3.

3. **А. с. № 628571 (СССР).** Управляемый разрядник/ К. А. Желтов, О. В. Щербина — Опубл. в Б. И., 1978, № 38.

4. **Rompe R., Weizel W.** Über das Teoplersche Funkengesetz. — Zeitschrift für Physik, 1944, Bd 122, H. 9—12.

5. **Месяц Г. А.** Генерирование мощных наносекундных импульсов. — М., Советское радио, 1974.

6. **Андреев С. И., Ванюков М. П.** Исследование электрических процессов в искровом разряде наносекундной длительности. — ЖТФ, 1961, т. 31, вып. 8.

7. **Воробьев А. А., Руденко Н. С., Сметанин В. И.** Техника искровых камер. — М.: Атомиздат, 1978.

8. **Наносекундный** сильноточный ускоритель электронов со стабильной энергией 1 МэВ/К. А. Желтов, А. В. Малыгин В И. Розов, В. Ф. Шалиманов — ПТЭ, 1981, № 5.

[29.01.82

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Из опыта работы

УДК 621.316.925.2:621.314.223

О применимости дифференциально-фазного принципа для релейной защиты автотрансформатора

ЗАСЫПКИН А. С., *(Новочеркасск)*, РОГАЧЕВСКИЙ В. И. *(Запорожье)*

В настоящее время дифференциально-фазный принцип используется для построения быстродействующих устройств релейной защиты основных элементов электростанций и подстанций и в том числе трансформаторов с целью повышения устойчивости функционирования защиты. Известные трудности с обеспечением отстройки от токов «отсоса», способных блокировать защиту при несимметричных внутренних коротких замыканиях (к. з.), и от внешних к. з., когда возможно ложное срабатывание из-за разновременности насыщения трансформаторов тока апериодической составляющей, и ряд других трудностей можно считать успешно преодоленными. Однако для защиты автотрансформаторов дифференциально-фазный принцип во многих случаях не может быть использован.

Обусловлено это тем, что при к. з. в последовательной обмотке автотрансформатора аварийные составляющие токов на сторонах высокого и среднего напряжений могут иметь различные направления, т. е. угол сдвига фаз 180°, как при внешнем к. з. Значения токов могут во много раз превышать номинальный ток нагрузки, поэтому предотвратить блокирование защиты отстройкой от сквозного тока с заданным значением, как от тока «отсоса», зачастую не представляется возможным. Не учитывать этот вид к. з. нельзя, так как последовательная обмотка выполняется наружной, и вероятность витковых и межкатушечных к. з. в ней наибольшая.

Расчеты токов при коротком замыкании различного числа витков w_3 последовательной обмотки автотрансформатора АТДЦТН-250000/220 проведены на ЦВМ с использованием матричных уравнений и сопротивлений к. з. всех пар ветвей расчетной схемы, приведенной на рисунке, *а*. Указанные сопротивления рассчитывались методом средних геометрических расстояний с учетом зеркальных отражений от стержня. Сопротивления питающих сетей высокого и среднего напряжений x_{c1} и x_{c2} приняты минимальными — по ГОСТ 11667—75, эквивалентные э. д. с. питающих сетей E_{c1} и E_{c2} — равными номинальным напряжениям сторон автотрансформатора и совпадающими по фазе, т. е. рассчитывался собственно аварийный режим. Активные сопротивления не учитывались.

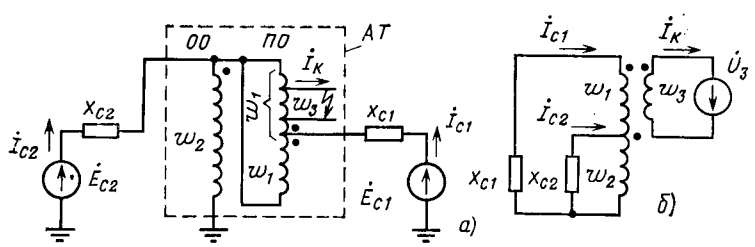
Результаты расчета для различного числа замкнувшихся катушек $n_{кат}$, расположенных в середине полуобмотки последовательной обмотки, сведены в таблицу.

Знак минус у тока I_{c2} на стороне среднего напряжения соответствует направлению тока от автотрансформатора — как при внешнем к. з. на стороне среднего напряжения.

Отмеченное явление можно установить и исследовать аналитически с помощью уравнений многообмоточного трансформатора [1].

Замкнувшиеся витки w_3 последовательной обмотки выделим в отдельную обмотку. При этом автотрансформатор без учета обмотки низкого напряжения можно рассматривать как трехобмоточный трансформатор с обмотками: w_1 — последовательной, w_2 — общей, w_3 — короткозамкнутой. Расчетная схема для собственно аварийного режима показана на рисунке, *б*, где $U_3 = U_{вит} w_3$ — напряжение между замкнувшимися точками до к. з.

[1] **Петров Г. Н.** Трансформаторы. — М.; Л.: Энергоиздат, 1934.



$n_{кат}$	$\frac{w_3}{w_1} = w_{3*}$	$\frac{I_к w_3}{I_{СНном} w_2} = I_{к*}$	$\frac{I_{c1}}{I_{ВНном}} = I_{c1*}$	$\frac{I_{c2}}{I_{СНном}} = I_{c2*}$	$\frac{I_{c1*}}{I_{к*}}$	$\frac{I_{c2*}}{I_{к*}}$
2	0,057	1	1,903	—0,903	1,903	—0,903
4	0,113	1,186	2,266	—1,08	1,91	—0,91
8	0,226	1,649	3,179	—1,53	1,93	—0,93
18	0,5	3,955	7,343	—3,388	1,86	—0,86
36	1	18,56	34	—15,44	1,83	—0,83

Процессы в схеме можно описать системой уравнений:

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{\dot U_3}{w_3} - \frac{\dot U_1}{w_1} = -\dot I_{c1} w_1 j x_{311} - (\dot I_{c1} + \dot I_{c2})\, w_2 j x_{312};\\
&\frac{\dot U_3}{w_3} - \frac{\dot U_2}{w_2} = -\dot I_{c1} w_1 j x_{321} - (\dot I_{c1} + \dot I_{c2})\, w_2 j x_{322};\\
&\dot U_1 = -\dot I_{c1} j x_{c1} + \dot I_{c2} j x_{c2};\ \dot U_2 = -\dot I_{c2} j x_{c2};\\
&\dot I_к w_3 = \dot I_{c1}\,(w_1 + w_2) + \dot I_{c2} w_2.
\end{aligned}\right\} \quad (1)$$

В результате расчетов на ЦВМ внутренних к. з. в обмотках различных трансформаторов установлены приближенные соотношения между сопротивлениями лучей трехлучевой схемы замещения двухобмоточного трансформатора с цилиндрическими обмотками при к. з. в одной из них. Применительно к рассматриваемому случаю эти соотношения заключаются в следующем: сопротивление луча, соответствующего обмотке, в которой произошло к. з. (последовательной), можно считать равным нулю, $x_1 \approx 0$; сопротивление луча, соответствующего другой обмотке (общей), равным сопротивлению к. з. между этими обмотками, $x_2 \approx x_{к12}$; сопротивление луча, соответствующего замкнувшимся виткам x_3, оказывает основное влияние на значение тока в точке к. з.; следовательно:

$$\left.\begin{aligned}
&x_{311} = x_{к31} = x_{к13} \approx x_3;\\
&x_{322} = x_{к32} = x_{к23} = x_2 + x_3 \approx x_{к12} + x_3;\\
&x_{312} = x_{321} = x_3.
\end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Здесь и в (1) все сопротивления приведены к одному витку. Подставив (2) в (1) и решив систему уравнений, получим:

$$\left.\begin{aligned}
&\dot I_{c2} = \dot I_к \frac{w_3}{w_2} \frac{x_{c1} - w_1 w_2 x_{к12}}{x_{c1} + w^2_1 x_{к12} + \left(\frac{w_1 + w_2}{w_2}\right)^2 x_{c2}};\\
&\dot I_{c1} = \dot I_к \frac{w_3}{w_1 + w_2} \times\\
&\times \frac{w_1 (w_1 + w_2)\, x_{к12} + \left(\frac{w_1 + w_2}{w_2}\right)^2 x_{c2}}{x_{c1} + w^2_1 x_{к12} + \left(\frac{w_1 + w_2}{w_2}\right)^2 x_{c2}}.
\end{aligned}\right\} \quad (3)$$

Выразим все величины в относительных номинальных единицах автотрансформатора:

$$x_{c1} = x_{c1*} \frac{U^2_{вит}}{S_{ном.ф}} (w_1 + w_2)^2;$$

$$x_{c2} = x_{c2*} \frac{U^2_{вит}}{S_{ном.ф}} w^2_2;$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$x_{к12} = x_{к12*}\frac{U^2_{вит}}{S_{ном.ф}};$$

$$x_{к12*} = x_{кВН-СН*}\left(\frac{w_1+w_2}{w_1}\right)^2;$$

$$I_{к*} = \frac{I_к w_3/w_2}{I_{СН\ ном}} = \frac{I_к w_3/(w_1+w_2)}{I_{ВН\ ном}};\quad I_{с2*} = I_{с2}/I_{СН\ ном};$$

$$I_{с1*} = I_{с1}/I_{ВН\ ном};\quad \dot{I}_{к*} = \dot{I}_{с1*} + \dot{I}_{с2*},$$

тогда

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{I_{с2}w_2}{I_к w_3} = \frac{I_{с2*}}{I_{к*}} = \frac{x_{с1*} - \frac{w_2}{w_1}x_{кВН-СН*}}{x_{с1*}+x_{с2*}+x_{кВН-СН*}};\\
&\frac{I_{с1}(w_1+w_2)}{I_к w_3} = \frac{I_{с1*}}{I_{к*}} = 1 - \frac{I_{с2*}}{I_{к*}} =\\
&= \frac{x_{с2*} + \frac{w_1+w_2}{w_1}x_{кВН-СН*}}{x_{с1*}+x_{с2*}+x_{кВН-СН*}}.
\end{aligned}\right\} \quad (4)$$

Отношение $I_{с2*}/I_{к*}$, как правило, отрицательно, и тем больше по абсолютному значению, чем меньше сопротивления питающих сетей. Если в (4) подставить значения сопротивлений и витки, использованные в расчете на ЦВМ, получим $I_{с2*}/I_{к*}=-0{,}83$ и $I_{с1*}/I_{к*}=1-I_{с2*}/I_{к*}$, что достаточно близко к значениям, приведенным в таблице. Это подтверждает возможность использования для расчета аварийных токов автотрансформатора приближенной схемы замещения и выведенных формул.

В предельном случае при двустороннем питании автотрансформатора от систем бесконечной мощности, когда $x_{с1}=x_{с2}=0$, из (3) следует

$$\dot{I}_{с2} = -\dot{I}_к w_3/w_1 = -\dot{I}_{с1},$$

а из (4)

$$\frac{I_{с2*}}{I_{к*}} = -\frac{w_2}{w_1} = -\frac{U_{СН}}{U_{ВН}-U_{СН}};$$

$$\frac{I_{с1*}}{I_{к*}} = \frac{w_1+w_2}{w_1} = \frac{U_{ВН}}{U_{ВН}-U_{СН}}. \quad (5)$$

Из полученных соотношений непосредственно следует, что при внутреннем к. з. в последовательной обмотке автотрансформатора фазы аварийных токов на сторонах высокого и среднего напряжений могут отличаться на 180°, т. е. быть такими, как при внешнем к. з. на стороне среднего напряжения. Причин не соответствующего обычным представлениям направления то на стороне среднего напряжения является уравнительный т между сетью высокого и среднего напряжений, обусловленн разностью их эквивалентных э. д. с. и ограниченный сопротивл ниями сетей и поврежденной последовательной обмотки.

Рассмотренное парадоксальное явление исключает примен ние в чистом виде дифференциально-фазного принципа для т ковой релейной защиты автотрансформатора от внутренних к. Дифференциально-токовый принцип может применяться, носкол ку $I_{с1*}+I_{с2*}=I_{к*}$. Однако и в дифференциальной токовой защ те с процентным торможением необходимо учитывать рассмо ренный режим при выборе принципа торможения и провер допустимости принятого коэффициента торможения. Торможен суммой модулей токов высокого и среднего напряжений или т ком высокого напряжения может привести к «переторможени и отказу защиты при рассматриваемом повреждении, поскольк возможно

$$\frac{|I_{с1*}|+|I_{с2*}|}{I_{к*}} > \frac{I_{с1*}}{I_{к*}} > 1.$$

Следует отметить также, что по выражению (1) напряж ния на сторонах высокого и среднего напряжений в собствен аварийном режиме противоположны по знаку токам этих сторо

$$\dot{U}_{ВНав} = \dot{U}_1 + \dot{U}_2 = -\dot{I}_{с1}jx_{с1};$$

$$\dot{U}_{СНав} = \dot{U}_2 = -\dot{I}_{с2}jx_{с2}.$$

Поэтому произведение аварийных составляющих тока и н пряжения имеет один и тот же знак на сторонах высокого среднего напряжений, а это значит, что потоки мощности си метричных составляющих, отсутствующих в предшествующ режиме, имеют одинаковые направления от поврежденного ав трансформатора, являющегося источником несимметрии. Это сво ство может использоваться в релейной защите как трансформ тора, так и автотрансформатора.

Вывод. При повреждении продольной изоляции последов тельной обмотки автотрансформатора аварийные составляющ токов на сторонах высокого и среднего напряжений могут име различные направления, т. е. такие, как в режиме внешнего к. на стороне среднего напряжения. Дифференциально-фазная з щита в этом режиме блокируется, что во многих случаях и ключает возможность использования этого принципа для реле ной защиты автотрансформатора. Применение на автотрансфо маторах дифференциальной токовой защиты с процентным то можением имеет особенности. Контроль направления мощнос собственно аварийного режима может применяться без огран чений.

[13.08

УДК 621.318.3:621.318.4.017.71.001.24

К расчету нестационарного температурного поля катушки электромагнита

НАМИТОКОВ К. К., БРЕЗИНСКИЙ В. Г., ЮРЧЕНКО С. М.

Харьков

Аналитический расчет теплового режима катушек различных электромагнитных устройств, в том числе различных видов электрических аппаратов, производится на основе решения уравнения теплопроводности с граничными условиями или I, или II, или III рода в зависимости от конкретных условий. Необходимость решения с граничными условиями I рода возникает, в частности, в случаях, когда нагрев катушки электромагнита может существенно повлиять на работоспособность расположенных в непосредственной близости от ее поверхности элементов конструкции ряда видов электрических аппаратов и других устройств. Так, вследствие нагрева катушки расцепителя минимального напряжения автоматического выключателя может произойти нежелательный дополнительный нагрев термобиметаллического элемента максимального расцепителя тока, что повлияет на его время-токовые характеристики. В подобных случаях представляет интерес решение задачи нагрева катушки, исходя из температуры ее поверхности.

Рассмотрим нестационарный нагрев катушки электромагни без учета и с учетом отвода тепла с торцов при граничных у ловиях I рода, т. е. когда заданы температуры на внутренней наружной поверхностях катушки. Мощность катушки являет линейной функцией от температуры $Q_i=Q(1+\beta T)$.

Определение нестационарного температурного поля в кату ке электромагнита при отсутствии отвода тепла через тор (катушка бесконечной длины). Такое распределение темпера ры при граничных условиях I рода на внутренней и наружн поверхностях катушки определяется из уравнения теплопров ности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{Q}{cj}(1+\beta T)$$

со следующими условиями

$$T/_{r=r_1} = \varphi_1(t),$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$T/_{r=r_2} = \varphi_2(t), \quad (3)$$

$$T/_{t=0} = f(r), \quad (4)$$

где c — эквивалентная удельная теплоемкость обмотки катушки; γ — эквивалентная плотность обмотки катушки; $a=\lambda/cj$ — эквивалентный коэффициент температуропроводности обмотки катушки; Q — удельная мощность катушки (мощность, приходящаяся на единицу объема катушки); β — температурный коэффициент сопротивления; r_1 — внутренний радиус катушки; r_2 — внешний радиус катушки, $\varphi_2(t)$ — температура на внутренней поверхности катушки, $\varphi_1(t)$ — температура на наружной поверхности катушки; $f(r)$ — начальное распределение температуры в катушке.

Для решения задачи применим конечное интегральное преобразование Ханкеля [1]:

$$\overline{T}(\nu_n, t) = H[T(r, t)] = \int_{r_1}^{r_2} T(r, t)\, rV_0(\nu_n r)\, dr, \quad (5)$$

где ядро преобразования $V_0(\nu_n r)$ определяется по формуле

$$V_0(\nu_n r) = Y_0(\nu_n r_1) J_0(\nu_n r) - J_0(\nu_n r_1) Y_0(\nu_n r). \quad (6)$$

Функция $V_1(\nu_n r)$ имеет вид:

$$V_1(\nu_n r) = Y_0(\nu_n r_1) J_1(\nu_n r) - J_0(\nu_n - r_1) Y_1(\nu_n r), \quad (7)$$

где $J_0(\nu_n r)$, $J_1(\nu_n r)$ — функции Бесселя I рода; $Y_0(\nu_n r)$, $Y_1(\nu_n r)$ — функции Бесселя II рода.

В результате применения преобразования Ханкеля (5) уравнение (1) с учетом условий (2), (3) приводится к следующему линейному уравнению I порядка относительно $\overline{T}(\nu_n, t)$

$$\frac{\partial \overline{T}}{\partial t} = \left(-a\nu_n^2 + \frac{Q}{cj}\beta\right)\overline{T} + a[\varphi_2(t)\, r_2 V_1(\nu_n r_2) - \varphi_1(t)\, r_1 V_1(\nu_n r_1)]\,\nu_n + \frac{Q}{cj}\frac{[r_2 V_1(\nu_n r_2) - r_1 V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n}, \quad (8)$$

где ν_n является корнями уравнения [2]

$$V_0(\nu_n r_2) = 0. \quad (9)$$

Начальное условие будет иметь вид

$$\overline{T}/_{t=0} = H[T/_{t=0}] = \int_{r_1}^{r_2} f(r)\, rV_0/\nu_n r)\, dr. \quad (10)$$

Решение уравнения (8), удовлетворяющее условию (10), определяется по формуле

$$\overline{T} = e^{\left(-a\nu_n^2 + \frac{Q}{cj}\beta\right)t}\left\{\int_0^t \left\{a\nu_n[\varphi_2(\tau)\, r_2 V_1(\nu_n - r_2) - \varphi_1(\tau)\, r_1 V_1(\nu_n r_1)] + \frac{Q}{cj}\frac{[r_2 V_1(\nu_n r_2) - r_1 V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n}\right\} \times e^{\left(a\nu_n^2 - \frac{Q}{cj}\beta\right)\tau} d\tau + \int_{r_1}^{r_2} f(r)\, rV_0(\nu_n r)\, dt\right\}. \quad (11)$$

Формулой обращения для преобразования Ханкеля (5) служит разложение в ряд функции $T(r, t)$ по ортогональным функциям ядра:

$$T(r, t) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n V_0(\nu_n r). \quad (12)$$

Коэффициенты разложения A_n определяются из выражения

$$\int_{r_1}^{r_2} rT(r, t)\, V_0(\nu_n r)\, dr = \int_{r_1}^{r_2}\left[\sum_{n=1}^{\infty} A_n V_0(\nu_n r)\right] rV_0/\nu_n r)\, dr. \quad (13)$$

Функции $V_0(\nu_n r)$ и $V_0(\nu_m r)$ ортогональны, т. е.

$$\int_{r_1}^{r_2} rV_0(\nu_n r)\, V_0(\nu_m r)\, dr = 0, \quad (14)$$

где интеграл [3]

$$\int_{r_1}^{r_2} rV_0^2(\nu_n r)\, dr = \frac{r_2^2}{2} V_1^2(\nu_n r_2) - \frac{r_1^2}{2} V_1^2(\nu_n r_1). \quad (15)$$

Используя формулы (14), (15), найдем из выражения (13) коэффициенты A_n:

$$A_n = \frac{\int_{r_1}^{r_2} rT(r, t)\, V_0(\nu_n r)\, dr}{\int_{r_1}^{r_2} rV_0^2(\nu_n r)\, dr} = \frac{\overline{T}(\nu_n, t)}{\left[\frac{r_2^2}{2} V_1^2(\nu_n r_2) - \frac{r_1^2}{2} V_1^2(\nu_n r_1)\right]}. \quad (16)$$

Таким образом, формула обращения для преобразования Ханкеля будет иметь следующий вид:

$$T(r, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\overline{T}(\nu_n, t)\, V_0(\nu_n r)}{\left[\frac{r_2^2}{2} V_1^2(\nu_n r_2) - \frac{r_1^2}{2} V_1^2(\nu_n r_1)\right]}. \quad (17)$$

Применяя формулу обращения (17), найдем нестационарное распределение температуры в катушке без учета отвода тепла с торцов при граничных условиях I рода на внешней и внутренней поверхностях катушки:

$$T(r, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r)}{\left[\frac{r_2^2}{2} V_1^2(\nu_n r_2) - \frac{r_1^2}{2} V_1^2(\nu_n r_1)\right]} \times \left\{a\nu_n \int_0^t [\varphi_2(\tau)\, r_2 V_1(\nu_n r_2) - \varphi_1(\tau)\, r_1 V_1(\nu_n r_1)] \times e^{\left(-a\nu_n^2 + \frac{Q}{c\gamma}\beta\right)(t-\tau)} d\tau + \frac{Q}{c\gamma} \times \frac{[r_2 V_1(\nu_n r_2) - r_1 V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n\left(a\nu_n^2 - \frac{Q}{c\gamma}\beta\right)}\left[1 - e^{\left(-a\nu_n^2 + \frac{Q}{c\gamma}\beta\right)t}\right] + e^{\left(-a\nu_n^2 + \frac{Q}{c\gamma}\beta\right)t} \int_{r_1}^{r_2} rf(r)\, V_0(\nu_n r)\, d\tau\right\}. \quad (18)$$

Из полученного решения можно получить нестационарное распределение температуры для случая, если мощность катушки не зависит от температуры. Для этого достаточно в формуле (18) положить $\beta=0$, в результате чего получим нестационарное распределение температуры в катушке для случая $Q=\text{const}$:

$$T = 2\sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r)}{[r_2^2 V_1^2(\nu_n r_2) - r_1^2 V_1^2(\nu_n r_1)]} \times \left\{a\nu_n \int_0^t [\varphi_2(\tau)\, r_2 V_1(\nu_n r_2) - \varphi_1(\tau)\, r_1 V_1(\nu_n r_1)]\, e^{-a\nu_n^2 (t-\tau)} d\tau + \frac{Q}{\lambda}\frac{[r_2 V_1(\nu_n r_2) - r_1 V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n^3}\left(1 - e^{-a\nu_n^2 t}\right) + e^{-a\nu_n^2 t} \int_{r_1}^{r_2} rf(r)\, V_0(\nu_n r)\, dr\right\}. \quad (19)$$

Рассмотрим частный случай $\varphi_2(t)=\text{const}=T_2$, $\varphi_1(t)=\text{const}=T_1$, когда температурное поле в катушке при постоянной мощ-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

сти катушки будет характеризоваться формулой

$$T = 2\sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r)}{[r_2^2 V_1^2(\nu_n r_2) - r_1^2 V_1(\nu_n r_1)]} \times$$
$$\times \left\{ \frac{[T_2 r_2 V_1(\nu_n r_2) - T_1 r_1 V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n} (1 - e^{-a\nu_n^2 t}) + \right.$$
$$+ \frac{Q}{\lambda} \frac{[r_2 V_1(\nu_1 r_2) - r_1 V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n^3} \left(1 - e^{-a\nu_n^2 t}\right) +$$
$$\left. + e^{-a\nu_n^2 t} \int_{r_1}^{r_2} r f(r) V_0(\nu_n r)\, dr \right\}. \quad (20)$$

Используя соотношение [3]

$$J_\nu(z)\, Y_{\nu+1}(z) - J_{\nu+1}(z)\, Y_\nu(z) = -\frac{2}{\pi z} \quad (21)$$

и учитывая, что ν_n являются корнями уравнения (9), преобразуем функции $V_1(\nu_n r_1)$ и $V_1(\nu_n r_2)$ к следующему виду:

$$V_1(\nu_n r_2) = \frac{2}{\pi \nu_n r_2} \frac{J_0(\nu_n r_1)}{J_0(\nu_n r_2)}; \quad (22)$$

$$V_1(\nu_n r_1) = \frac{2}{\pi \nu_n r_1}. \quad (23)$$

Подставим в формулу (20) выражения для $V_1(\nu_n r_2)$ и $V_1(\nu_n r_1)$. В результате получим следующее выражение для $T(r, t)$:

$$T = \pi \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r) J_0(\nu_n r_2) [T_2 J_0(\nu_n r_1) - T_1 J_0(\nu_n r_2)]}{[J_0^2(\nu_n r_1) - J_0^2(\nu_n r_2)]} +$$
$$+ \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r) J_0(\nu_n r_2) e^{-a\nu_n^2 t}}{[J_0^2(\nu_n r_1) - J_0^2(\nu_n r_2)]} \times$$
$$\times \left\{ \frac{\pi^2}{2} \nu_n^2 J_0(\nu_n r_2) \int_{r_1}^{r_2} r f(r) V_0(\nu_n r)\, dr - \right.$$
$$\left. - \pi [T_2 J_0(\nu_n r_2) - T_1 J_0(\nu_n r_1)] \right\} + \frac{Q\pi}{\lambda} \times$$
$$\times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r) J_0(\nu_n r_2)}{[J_0^2(\nu_n r_1) - J_0^2(\nu_n r_2)]} (1 - e^{-a\nu_n^2 t}). \quad (24)$$

Так как

$$\pi \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r) J_0(\nu_n r_2) [T_2 J_0(\nu_n r_1) - T_1 J_0(\nu_n r_2)]}{[J_0^2(\nu_n r_1) - J_0^2(\nu_n r_2)]} =$$
$$= \frac{1}{\ln \frac{r_2}{r_1}} \left(T_2 \ln \frac{r}{r_1} + T_1 \ln \frac{r_2}{r} \right), \quad (25)$$

температурное поле в катушке при постоянной мощности кашки будет характеризоваться формулой

$$T = \frac{1}{\ln \frac{r_2}{r_1}} \left(T_2 \ln \frac{r}{r_1} + T_1 \ln \frac{r_2}{r} \right) +$$
$$+ \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r) J_0(\nu_n r_2) e^{-a\nu_n^2 t}}{[J_0^2(\nu_n r_1) - J_0^2(\nu_n r_2)]} \times$$
$$\times \left\{ \frac{\pi^2}{2} \nu_n^2 J_0(\nu_n r_2) \int_{r_1}^{r_2} r f(r) V_0(\nu_n r)\, dr - \right.$$
$$\left. - \pi [T_2 J_0(\nu_n r_1) - T_1 J_0(\nu_n r_2)] \right\} + \frac{Q\pi}{\lambda} \times$$
$$\times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{V_0(\nu_n r) J_0(\nu_n r_2)}{[J_0^2(\nu_n r_1) - J_0^2(\nu_n r_2)]} \frac{1}{\nu_n^2} (1 - e^{-a\nu_n^2 t}). \quad (26)$$

Если в формуле (26) положить $Q=0$, то получим решение, приведенное в [1] для полного цилиндра, на границах которого поддерживаются температуры T_1 и T_2.

Определение нестационарного температурного поля в катушке электромагнита с учетом отвода тепла через торцы (катушка ограниченных размеров) при граничных условиях I рода на внутренней и наружной поверхностях катушки. Предполагаем, что отвод тепла с торцов катушки в окружающую среду происходит с одним и тем же коэффициентом теплоотвода α. Тогда постановка задачи по координате z будет симметричной. Нестационарное температурное поле в катушке с учетом отвода тепла с торцов при граничных условиях I рода на наружной и внутренней поверхностях катушки определяется из уравнения

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{Q}{cj} (1 + \beta T) \quad (27)$$

при следующих условиях:

$$T/_{r=r_1} = \varphi_1(t); \quad (28)$$

$$T/_{r=r_2} = \varphi_2(t); \quad (29)$$

$$\left.\frac{\partial T}{\partial z}\right|_{z=0} = 0; \quad (30)$$

$$-\lambda \left.\frac{\partial T}{\partial z}\right|_{z=l} = \alpha (T - T_c)|_{z=l} \quad (2l - \text{длина катушки}); \quad (31)$$

$$T/_{t=0} = f(r). \quad (32)$$

Сделаем замену:

$$T_1 = T - T_c. \quad (33)$$

Тогда уравнение (27) и условия (28)—(32) будут иметь вид:

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_1}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_1}{\partial z^2} \right) +$$
$$+ \frac{Q}{cj} (1 + \beta T_c) + \frac{Q}{cj} \beta T_1; \quad (34)$$

$$T_1/_{r=r_1} = \varphi_1(t) - T_c = \varphi^*_1(t); \quad (35)$$

$$T_1/_{r=r_2} = \varphi_2(t) - T_c = \varphi^*_2(t); \quad (36)$$

$$\left.\frac{\partial T_1}{\partial z}\right|_{z=0} = 0; \quad (37)$$

$$-\lambda \left.\frac{\partial T_1}{\partial z}\right|_{z=l} = \alpha T_1|_{z=l}; \quad (38)$$

$$T_1|_{t=0} = f(r) - T_c = f^*_1(r). \quad (39)$$

Для решения поставленной задачи сначала применим конечное косинус-преобразование Фурье

$$\overline{T}_1(r, p, t) = \int_0^l T_1(r, z, t) \cos pz\, dz. \quad (40)$$

В результате применения преобразования (40) уравнение (34) с учетом условий (37), (38) приводится к следующему уравнению:

$$\frac{\partial \overline{T}}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \overline{T}_1}{\partial r} - p^2 \overline{T}_1 \right) +$$
$$+ \frac{Q}{cj} (1 + \beta T_c) \frac{\sin pl}{p} + \frac{Q}{cj} \beta \overline{T}_1, \quad (41)$$

где p являются корнями уравнения

$$p \operatorname{tg} pl = \frac{\alpha}{\lambda}. \quad (42)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Условия (35), (36), (39) будут иметь вид:

$$\overline{T}_1|_{r=r_1} = \int_0^l \varphi^*_1(t)\cos pz\,dz = \frac{\varphi^*_1(t)\sin pl}{p}; \quad (43)$$

$$\overline{T}_1|_{r=r_2} = \frac{\varphi^*_2(t)\sin pl}{p}; \quad (44)$$

$$\overline{T}_1|_{t=0} = f^*_1(r)\,\frac{\sin pl}{p}. \quad (45)$$

Далее к уравнению (41) и условиям (43)—(45) применим преобразование Ханкеля

$$\overline{\overline{T}}_1(\nu_n, p, t) = H[\overline{T}_1(r, p, t)] = \int_{r_1}^{r_2} \overline{T}_1(r, p, t)\, rV_0(\nu_n r)\,dr, \quad (46)$$

где ядро преобразования $V_0(\nu_n r)$ определяется по (6).

В результате применения преобразования Ханкеля (46) получим следующее уравнение:

$$\frac{\partial\overline{\overline{T}}_1}{\partial t} = \left(-a\nu^2_n - ap^2 + \frac{Q}{cj}\beta\right)\overline{\overline{T}}_1 + a\left[\frac{\varphi^*_1(t)\sin pl}{p} r_2V_1(\nu_n r_2) - \frac{\varphi^*_1(t)\sin pl}{p} r_1V_1(\nu_n r_1)\right] + \frac{Q}{cj}(1+\beta T_c)\,\frac{\sin pl}{p}\,[r_2V_1(\nu_n r_2) - r_1V_1(\nu_n r_1)], \quad (47)$$

где ν_n являются корнями уравнения (9).

Начальное условие имеет вид

$$\overline{\overline{T}}_1|_{t=0} = \left[\int_{r_1}^{r_2} f^*_1(r)\, rV_0(\nu_n r)\,dr\right]\frac{\sin pl}{p}. \quad (48)$$

Решение уравнения (47) с учетом начального условия (48) будет определяться по формуле

$$\overline{\overline{T}}_1 = \frac{\sin pl}{p} e^{\left(-a\nu^2_n - ap^2 + \frac{Q}{cj}\beta\right)t}\left\{a\nu_n\int_0^t\left\{\varphi^*_2(\tau)\, r_2V_1(\nu_n r_2) - \varphi^*_1(\tau)\, r_1V_1(\nu_n r_1)\right] + \frac{Q}{cj}(1+\beta T_c)\times \frac{[r_2V_1(\nu_n r_2) - r_1V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n}\right\} e^{\left(a\nu^2_n + ap^2 - \frac{Q}{cj}\beta\right)\tau} d\tau + \int_{r_1}^{r_2} f^*_1(r)\, rV_0(\nu_n r)\,dr\Bigg\}. \quad (49)$$

Для нахождения функции $T_1(r, p, t)$ применим формулу обращения (17) для преобразования Ханкеля

$$\overline{T}_1(r, p, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\overline{\overline{T}}_1 V_0(\nu_n r)}{\left[\frac{r^2_2}{2}V^2_1(\nu_n r_2) - \frac{r^2_1}{2}V^2_1(\nu_n r_1)\right]} = \frac{\sin pl}{p}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{V_0(\nu_n r)}{\left[\frac{r^2_2}{3}V^2_1(\nu_n r_2) - \frac{r^2_1}{2}V^2_1(\nu_n r_1)\right]}\times e^{\left(-a\nu^2_n - ap^2 + \frac{Q}{cj}\beta\right)t}\left\{a\nu_n\int_0^t\left\{[\varphi^*_2(\tau)\, r_2V_1(\nu_n r_2) - \varphi^*_1(\tau)\, r_1V_1(\nu_n r_1)] + \frac{Q}{cj}(1+\beta T_c)\,\frac{[r_2V_1(\nu_n r_2) - r_1V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n}\right\}\times e^{\left(a\nu^2_n + ap^2 - \frac{Q}{cj}\beta\right)\tau} d\tau + \int_{r_1}^{r_2} f^*_1(r)\, rV_0(\nu_n r)\,dr\Bigg\}. \quad (50)$$

Применяя формулу обращения для преобразования Фурье [1], найдем нестационарное распределение температуры в катушке ограниченных размеров с учетом отвода тепла через торцы при граничных условиях I рода на внешней и внутренней поверхностях катушки:

$$T = T_c + \sum_{n=1}^{\infty}\frac{\overline{T}_1(r, p, t)\left(p^2 + \frac{\alpha^2}{\lambda^2}\right)\cos pz}{\left[l\left(p^2 + \frac{\alpha^2_3}{\lambda^2}\right) + \frac{\alpha_3}{\lambda}\right]} = \sum_p \frac{\left(p^2 + \frac{\alpha^2}{\lambda^2}\right)\frac{\sin pl}{p}\cos pz}{\left[l\left(p^2 + \frac{\alpha^2}{\lambda^2}\right) + \frac{\alpha}{\lambda}\right]}\times \sum_{n=1}^{\infty}\frac{V_0(\nu_n r)\, e^{\left(-a\nu^2_n - ap^2 + \frac{Q}{cj}\beta\right)t}}{\left[\frac{r^2_2}{2}V^2_1(\nu_n r_2) - \frac{r^2_1}{2}V^2_1(\nu_n r_1)\right]}\times \left\{a\nu_n\int_0^t\left\{[\varphi^*_2(\tau)\, r_2V_1(\nu_n r_2) - \varphi^*_1(\tau)\, r_1V_1(\nu_n r_1)] + \frac{Q}{cj}(1+\beta T_c)\,\frac{[r_2V_1(\nu_n r_2) - r_1V_1(\nu_n r_1)]}{\nu_n}\right\}\times e^{\left(a\nu^2_n + ap^2 - \frac{Q}{cj}\beta\right)\tau} d\tau + \int_{r_1}^{r_2} f^*_1(r)\, rV_0(\nu_n r)\,dr\right\}. \quad (51)$$

Если возникает опасение возможности недопустимого нагрева отдельных участков катушки, максимальная температура и локализация этих участков в установившемся ($t=\infty$) и неустановившемся ($t=t_1$) режимах могут быть определены из (26) или (51), исходя из условия равенства нулю производной от T. Допустимый ток при этом определяется по величине удельной мощности катушки

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Лыков Л. В.** Теория теплопроводности. — М.: Высшая школа, 1967.

2. **Янке Е., Эмде Ф., Леш Ф.** Специальные функции. — М.: Наука, 1968.

3. **Градштейн И. С., Рыжик И. М.** Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. — М.: Государственное изд-во физико-математической литературы, 1963.

[07.07.82]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК [538.521.3:621.3.015.11].001.24

Особенности вывода энергии из секционированного соленоидального индуктивного накопителя в схеме с умножением тока

КОРНЕЕВ В. В., ТРУХИН В. А.

Москва

Структуру схемы вывода энергии из индуктивного накопителя (ИН) определяют ток его зарядки, мощность отключения выключателя и параметры разрядного импульса. Для питания ускоряющей катушки в системе θ-пинч с лайнером требуются значения тока, которые в существующих зарядных устройствах недостижимы. Поэтому применяются схемы умножения тока с секционированными ИН и многомодульной коммутацией. В [1—4] исследованы простейшие схемы с единичным выключателем. Вывод энергии из нескольких одинаковых катушек, не связанных магнитным потоком, с умножением тока на активном сопротивлении и на индуктивности рассмотрен в [5]. Аналогичная схема может быть создана и на основе секционированного соленоида с коэффициентом заполнения витков, близким к единице. Основы преимущества этой конструкции перед отдельными катушками — более высокая удельная энергоемкость по сравнению с тороидальными ИН и относительная простота изготовления. Если секции соленоида имеют одинаковую геометрию, то такой ИН будет несимметричным из-за неодинаковой связи по магнитному потоку между секциями [6].

Цель настоящей статьи — анализ влияния несимметрии секций соленоидального ИН на эффективность передачи энергии лайнеру и сравнение схем умножения тока соленоида, секционированного тора и ИН из отдельных катушек.

На рис. 1 представлена исследуемая система после окончания цикла заряда ИН (исходное состояние). Для решения поставленной задачи используются следующие предположения: геометрия всех секций соленоидального или тороидального ИН одинакова; магнитная энергия в объеме проводников и потери энергии в активных сопротивлениях не учитываются; токи в секциях ИН перед срабатыванием высоковольтных замыкателей одинаковы (см. приложение); время нарастания тока в общем выключателе значительно меньше времени разброса срабатывания последних ступеней выключателей; при ускорении лайнера магнитный поток в разрядном контуре сохраняется [7].

Расчет схемы умножения тока с секционированным соленоидом, тором и отдельными катушками. При выводе энергии из ИН срабатывание первых ступеней выключателей и низковольтных замыкателей производится одновременно. Это обеспечивает защиту схемы от перенапряжений, связанных с возможным временным разбросом работы ступеней выключателей и несимметрией секций соленоида [8]. Далее размыкаются вторые и последующие ступени выключателей. Когда последние ступени размыкают цепи, срабатывают высоковольтные замыкатели и «умноженный» ток течет через общий выключатель. Ускоряющая катушка с лайнером соединяется с ИН включателем нагрузки после разрыва цепи общего выключателя.

В работе элементов схемы можно выделить три основных этапа.

На первом этапе ($t=t_1$), когда сработали высоковольтные замыкатели и выключатели разомкнуты, ток общего выключателя с постоянной индуктивностью $L_p(t_1)$ определяется как

$$i_\Sigma(t_1)=\sum_{j=1}^{n} i_j(t_1),$$

где n — число секций ИН.

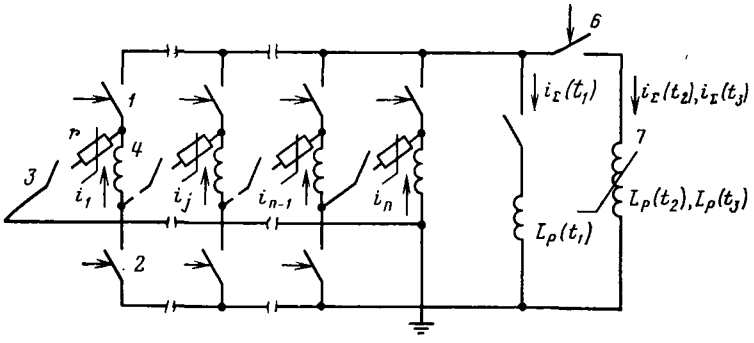


Рис. 1. Схема умножения тока:

1 и *2* — высоковольтные и низковольтные замыкатели; *3* — многоступенчатые выключатели; *4* — секции ИН; *5* — общий выключатель; *6* — выключатель нагрузки; *7* — ускоряющая катушка с лайнером

В момент времени $t=t_2$ начальная индуктивность нагрузки постоянна и равна $L_p(t_2)$, включатель нагрузки замкнут, ток через общий выключатель равен нулю и ток в ускоряющей катушке с лайнером

$$i_\Sigma(t_2)=\sum_{j=1}^{n} i_j(t_2).$$

Состояние системы к третьему этапу ($t=t_3$) характеризуется изменением индуктивности ускоряющей катушки с лайнером от значения $L_p(t_2)$ до $L_p(t_3)$ и тока от $i_\Sigma(t_2)$ до $i_\Sigma(t_3)$. Согласно [8] индуктивность $L_p(t_3)$ можно приравнять индуктивности ускоряющей катушки без лайнера. Воспользуемся уравнениями Кирхгофа для контуров, содержащих секцию ИН и одну из индуктивностей L_p, тогда

$$\sum_{j=1}^{n} L_{jk}\frac{di_j}{dt}+\frac{d}{dt}(L_p i_\Sigma)=0. \qquad (1)$$

Здесь L_{jk} при $k\neq j$ представляет собой взаимную индуктивность, а при $k=j$ — собственную индуктивность секции (k, $j=1, 2, \ldots, n$).

Интегрируя систему (1) с начальными условиями ($t=t_0$) для первого этапа $i_j=i_0$, $i_\Sigma=0$, для второго ($t=t_1$) $i_j=i_j(t_1)$, $i_\Sigma=i_\Sigma(t_1)$, для третьего ($t=t_2$) $i_j=i_j(t_2)$, $i_\Sigma=i_\Sigma(t_2)$, получаем

$$\sum_{j=1}^{n} L_{jk}i_j(t_s)+\theta(t_s)L_p(t_s)\sum_{j=1}^{n} i_j(t_s)=i_0\sum_{j=1}^{n} L_{jk}-$$

$$-L_p(t_1)\sum_{j=1}^{n} i_j(t_1), \qquad (2)$$

где $s=1, 2, 3$, а $\theta(t_s)=0$ при $s=1$ и $\theta(t_s)=1$ для $s=2, 3$.

Энергия $w_d(t_1)$, рассеиваемая последними ступенями выключателей при умножении тока, определяется из выражения

$$2w_d(t_1)=i^2_0\sum_{k=1}^{n}\sum_{j=1}^{n} L_{jk}-$$

$$-\sum_{k=1}^{n} i_k(t_1)\sum_{j=1}^{n} L_{jk}i_j(t_1)-L_p(t_1)\,i^2_\Sigma(t_1). \qquad (3)$$

С помощью системы (2) при $s=1$ возможно преобразовать выражение (3) к виду

$$2w_d(t_1)=L_p(t_1)\,ni_0 i_\Sigma(t_1). \qquad (4)$$

Выражение для энергии $w_d(t_2)$, рассеиваемой в общем выключателе, можно найти из соотношения

$$2w_d(t_2)=\sum_{k=1}^{n} i_k(t_1)\sum_{j=1}^{n} L_{jk}i_j(t_1)+L_p(t_1)\,i^2_\Sigma(t_1)-$$

$$-\sum_{k=1}^{n} i_k(t_2)\sum_{j=1}^{n} L_{jk}i_j(t_2)-L_p(t_2)\,i^2_\Sigma(t_2),$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

которое с помощью (2) при $s=1$, 2 удается преобразовать к виду

$$2w_d(t_2) = L_p(t_2)\, i_\Sigma(t_1)\, i_\Sigma(t_2) + L_p(t_1)\, i^2_\Sigma(t_1). \qquad (5)$$

Кинетическая энергия $w_л(t_3)$ лайнера определяется разностью магнитных энергий системы в моменты времени t_2 и t_3. Используя (2) при s=1, 2, 3 с учетом (4) и (5), получаем

$$2w_л(t_3) = L_p(t_3)\, ni_0 i_\Sigma(t_3) + L_p(t_1)\, i_\Sigma(t_1)\, i_\Sigma(t_3) - \\ - L_p(t_1)\, i^2_\Sigma(t_1) - L_p(t_2)\, i_\Sigma(t_1)\, i_\Sigma(t_2). \qquad (6)$$

Отношение $w_л(t_3)$ к начальному запасу энергии w_0 в ИН $\left(2w_0 = i^2_0 \sum_{k=1}^{n}\sum_{j=1}^{n} L_{jk}\right)$ определяет эффективность передачи энергии лайнеру. Чтобы вычислить $w_d(t_1)$, $w_d(t_2)$ и $w_л(t_3)$ при заданных значениях L_{jk}, $L_p(t_s)$, i_0, необходимо решить системы уравнений (2) и найти суммарные токи $i_\Sigma(t_s)$. Для многосекционного соленоида это требует численного расчета на ЭВМ. Однако в ряде случаев удается получить аналитические решения систем уравнений (2).

Если ИН состоит из отдельных катушек с различными индуктивностями L_k, то из (2), (4)—(6) следуют формулы:

$$i_j(t_s) = i_0\left[1 - \frac{nL_1(t_1)}{L_k}\left(1 + \frac{\vartheta(t_s)\, L(t_s)}{L_p(t_1)}\right)\right]; \qquad (7)$$

$$i_\Sigma(t_s) = \frac{ni_0 L_1(t_1)}{L_p(t_1)}\left[\frac{L_1(t_s)}{L_p(t_s)}\right]^{\vartheta(t_s)}; \qquad (8)$$

$$2w_d(t_1) = L_1(t_1)\, n^2 i^2_0; \qquad (9)$$

$$w_d(t_2) = \frac{L^2_1(t_1)\, L_1(t_2)\, n^2 i^2_0}{2L^2_p(t_1)} + \frac{L^2_1(t_1)\, n^2 i^2_0}{2L_p(t_1)}; \qquad (10)$$

$$w_л(t_3) = \frac{L_1(t_1)\, n^2 i^2_0}{2L_p(t_1)}\left[L_1(t_3) + \frac{L_1(t_1)\, L_1(t_3)}{L_p(t_3)} - \right. \\ \left. - \frac{L_1(t_1)\, L_1(t_2)}{L_p(t_1)} - L_1(t_1)\right], \qquad (11)$$

где

$$\frac{1}{L_1(t_s)} = \frac{1}{L_p(t_s)} + \sum_{k=1}^{n}\frac{1}{L_k}. \qquad (12)$$

В тороидальном ИН секции пронизывает одинаковый магнитный поток и $\sum_{j=1}^{n} L_{jk} = L$. Поэтому система уравнений (2) также решается аналитически. Оказывается, что формулы (7)—(11) справедливы и в этом случае при замене $L_1(t_s)$ на $L_2(t_s)$ и L_k на L. Эквивалентная индуктивность цепи $L_2(t_s)$ определяется из выражения

$$\frac{1}{L_2(t_s)} = \frac{n}{L} + \frac{1}{L_p(t_s)}, \qquad (13)$$

а из формулы (7) следует, что токи секции одинаковы на каждом этапе.

Пример. Рассмотрим конкретный расчет схемы с умножением тока тридцатисекционного соленоида [6] длиной 3, 7 м, внутренним диаметром однослойной обмотки 1,8 м, числом витков 135, толщиной витков вдоль оси 0,02 м и их шириной по радиусу 0,2 м.

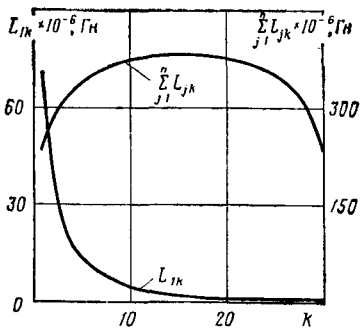


Рис. 2. Зависимость значений индуктивностей секций соленоида от номера секций

Предполагается, что при выводе энергии из ИН глубина проникновения магнитного поля в обмотку значительно меньше внутреннего радиуса соленоида. Тогда в соответствии с [9] для вычисления L_{jk} можно воспользоваться данными [10] по расчету тонких катушек. Секции имеют одинаковую геометрию и расположены равномерно, следовательно $L_{jk}=L_{1,|k-j|+1}$ и значения L_{1k} (рис. 2) полностью определяют весь набор L_{jk}. Здесь же на рис. 2 представлена кривая зависимости суммарных индуктивностей $\sum_{j=1}^{n} L_{jk}$ от номера секций, характеризующая несимметрию секций соленоидального ИН.

Схема с соленоидом рассчитывалась на ЭВМ. Одновременно были проведены вычисления для систем с тором и катушками без связи по магнитному потоку [формулы (7)—(13)]. Исходные данные во всех случаях задавались одинаковыми: w_0, i_0, $L_p(t_s)$. Значения индуктивностей $L_p(t_1)=3\cdot10^{-7}$ Гн, $L_p(t_2)=10^{-6}$ Гн, $L_p(t_3)=1{,}6\cdot10^{-5}$ Гн выбраны так, чтобы они обеспечивали эффективность передачи энергии в лайнер, близкую к 0,5 [8].

Для катушек без связи значения L_k полагались равными $\sum_{j=1}^{n} L_{jk}$ и $1\Big/\sum_{k=1}^{n}(L_k)^{-1} = 1{,}13\cdot10^{-5}$ Гн, а в случае тора $L_j/n = \sum_{k=1}^{n} \times \sum_{j=1}^{n} L_{jk}/n^2 = 1{,}15\cdot10^{-5}$ Гн. Результаты вычислений приведены в таблице. Из данных расчета следует, что суммарные токи $i_\Sigma(t_s)$, а также потери энергии при переключении цепей с индуктивностями и эффективность передачи энергии лайнеру мало зависят от типа ИН. Значения этих величин в схеме с соленоидом можно достаточно точно определить из элементарных вычислений, заменив ИН эквивалентной индуктивностью $1\Big/\sum_{k=1}^{n}\left(\sum_{j=1}^{n} L_{jk}\right)^{-1}$ или даже $\sum_{k=1}^{n}\sum_{j=1}^{n} L_{jk}/n^2$. Формулы (7) и (12) дают только качественное представление о распределении токов по секциям соленоида.

Приближенный способ расчета системы с многосекционным соленоидом. Практически трудно представить конструкцию многосекционного соленоида с формой распределения индуктивностей, сильно отличающейся от представленной на рис. 2. Заменим набор L_{jk} функциональной зависимостью

$$L_{jk} = L_0 e^{-\frac{2b|j-k|}{n}}, \qquad (14)$$

где L_0 — собственная индуктивность секции; b — параметр, характеризующий спад взаимных индуктивностей.

Конструкция ИН	Относительные значения токов и энергии												
	$t=t_1$				$t=t_2$				$t=t_3$				
	i_1/i_0	i_{15}/i_0	i_Σ/ni_0	w_d/w_0	i_1/i_0	i_{15}/i_0	i_Σ/ni_0	w_d/w_0	i_1/i_0	i_5/i_0	i_{15}/i_0	i_Σ/ni_0	$w_л/w_0$
Тор	0,970	0,970	0,970	0,025	0,895	0,895	0,895	0,100	0,407	0,407	0,407	0,407	0,475
Катушки	0,963	0,977	0,973	0,025	0,850	0,910	0,893	0,100	0,144	0,379	0,402	0,402	0,470
без связи													
Соленоид	0,935	0,978	0,974	0,025	0,735	0,910	0,893	0,104	—0,493	0,447	0,493	0,399	0,464

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Пусть i_j меняются относительно медленно, т. е.

$$\left|\frac{i_j - i_k}{i_k}\right| \ll 1 \qquad (15)$$

на расстояниях $|j-k| \approx n/2b$, на которых L_{jk} спадает существенно. Тогда можно приближенно считать $\sum_{j=1}^{n} L_{jk} i_j \approx i_k \sum_{k=1}^{n} L_{jk}$ и решение систем уравнений (2) совпадает с (7) при $L_k = \sum_{j=1}^{n} L_{jk}$.

Рассмотрим режим с высокой эффективностью передачи энергии в лайнер. Для этого, как следует из (9)—(12), должны выполняться соотношения

$$[L_p(t_1) + \theta(t_s)\, L_p(t_2)] \ll \frac{1}{\sum_{k=1}^{n} (L_k)^{-1}}; \qquad (16)$$

$$L_p(t_3) \geqslant \frac{1}{\sum_{k=1}^{n} (L_k)^{-1}}. \qquad (17)$$

Подставляя (7) в (15) и используя (16), (17), получаем критерий применимости формул (7) для расчета схемы с секционированным соленоидом. Для моментов времени t_1 и t_2 (14) эквивалентно условию

$$\frac{n[L_p(t_1) + \theta(t_s)\, L_p(t_2)]}{L_k}\left|\frac{L_k - L_j}{L_j}\right| \ll 1, \qquad (18)$$

при $t = t_3$

$$L_1(t_3)\left|\frac{L_k - L_j}{L_j\left[\frac{L_k}{n} - L_1(t_3)\right]}\right| \ll 1. \qquad (19)$$

Неравенство (18) выполняется даже при сильной несимметрии секций ($|L_k - L_j|/L_j \approx 1$). Удовлетворить соотношению (19) трудно, особенно для крайних секций соленоида, так как $L_1(t_3) \approx L_k/n$. Наибольший интерес представляет вычисление суммарных токов $i_\Sigma(t_s)$. Их значения определяют потери энергии при переключении цепей и энергию, передаваемую лайнеру. Если просуммировать уравнения (2) по индексу k, то получим одно из уравнений для нахождения $i\ (t_s)$.

При этом происходит частичная компенсация ошибок, вносимых заменой $\sum_{j=1}^{n} L_{jk} i_j$ на $i_k \sum_{j=1}^{n} L_{jk}$, поскольку $\sum_{j=1}^{n} L_{jn/2}\, i_j < i_{n/2} \sum_{j=1}^{n} L_{jn/2}$, а $\sum_{j=1}^{n} L_1 i_j > i_1 \sum_{j=1}^{n} L_{j1}$ и поправки разного знака.

Формула (8), а следовательно и (9)—(12), имеет более широкую область применения, чем (7).

Используя соотношения между средним арифметическим и средним гармоническим n чисел, с помощью (16), (17) и (11)—(13) получим неравенство $w_{л.т} \geqslant w_{л.к}$, где $w_{л.т}$ и $w_{л.к}$ — соответственно значения энергии, передаваемые лайнеру в схемах с тором и отдельными катушками, при одинаковых исходных данных (см. пример). Чем больше различие L_k, тем сильнее это неравенство. Результаты конкретного расчета позволяют утверждать, что в схеме с соленоидом несимметрия секций проявляется сильнее, чем в схеме с отдельными катушками индуктивностью $L_k = \sum_{j=1}^{n} L_{jk}$. Поэтому

$$w_{л.т} \geqslant w_{л.к} \geqslant w_{л.с},$$

где $w_{л.с}$ — энергия лайнера в системе умножения тока с соленоидом.

Приложение. Перед включением низковольтных замыкателей (рис. 1) секции ИН соединены последовательно. После их срабатывания это соединение нарушается и токи в секциях к моменту времени $t=t_0$ могут иметь различные значения. Разность токов соседних секций равна токам, протекающим через низковольтные замыкатели. Найдем соотношения, при выполнении которых справедливы начальные условия $i_j(t_0) = i_0$.

До момента срабатывания высоковольтных замыкателей токи секций удовлетворяют системе уравнений

$$\sum_{j=1}^{n} L_{jk}\frac{di_j}{dt} + r i_k = 0 \qquad (П\text{-}1)$$

при $t=0$ $i_k = i_н$, $r = r_н$.

Функция $r=r(t)$ есть сумма активного сопротивления секции ИН и сопротивления, вводимого при ступенчатом срабатывании выключателя. Предполагается, что $r(t)$ в каждом из уравнений системы (П-1) меняется по одному закону. Промежуток времени между $t=0$ и $t=t_0$ обозначим Δt. Для качественного понимания поведения токов рассмотрим наиболее неблагоприятный случай, когда в интервале Δt сопротивление r постоянно и равно максимальному сопротивлению r_m последней ступени выключателя ($r_m \gg r_н$).

Для схемы с секционированным током из (П-1) следует, что $i_k = i_н \exp(-r_m t/L)$ и токи через низковольтные замыкатели равны нулю ($i_k - i_{k+1} = 0$). Зависимость токов от времени в катушках без связи по магнитному потоку определяется с помощью (П-1) по формулам

$$\left.\begin{aligned} i_k &= i_н e^{-\frac{r_m t}{L_k}}, \\ i_k - i_{k+1} &= i_н e^{-\frac{r_m t}{L_k}}\left[1 - e^{-\frac{r_m t}{L_k}\left(\frac{L_{k+1}-L_k}{L_{k+1}}\right)}\right], \end{aligned}\right\} \qquad (П\text{-}2)$$

Выражения (П-2) дают качественное представление и об изменении токов в секциях соленоида. Токи затухают с постоянными времени $\tau_k \approx \sum_{j=1}^{n} L_{jk}/r_m$. Практический интерес представляют режимы, когда

$$\tau_k \gg \Delta t. \qquad (П\text{-}3)$$

В других случаях на стадии срабатывания ступеней выключателей будет рассеяна значительная часть энергии ИН.

Воспользуемся разложением (П-2) в ряд

$$i_k \approx i_н + \left.\frac{di_k}{dt}\right|_{t=0} \Delta t. \qquad (П\text{-}4)$$

Поскольку при $t=0$ $di_k/dt \approx i_н r_m \Big/ \sum_{j=1}^{n} L_{jk}$, то из (П-3) (П-4) получаем $i_k \approx i_н \approx i_0$ для $t=t_0$. Реально в (П-3) вместо r_m должно стоять усредненное значение r, меньшее r_m, и неравенство (П-3) будет выполняться даже при Δt, существенно большем времени срабатывания последней ступени выключателя.

Выводы. 1. На каждом этапе работы схемы с умножением тока многосекционного соленоида потери энергии при переключении цепей и эффективность передачи энергии в лайнер можно определить по значениям суммарных токов.

2. Различие токов секций соленоида тем больше, чем сильнее несимметрия секций и чем значительнее отличие эквивалентной индуктивности цепи от индуктивности, через которую протекает суммарный ток.

3. Полученные приближенные формулы для вычисления суммарных токов можно использовать даже при изменении магнитной энергии, сравнимой с ее начальным запасом. При этом эффективности передачи энергии лайнеру тороидальным накопителем и соленоидальным с большим числом равномерно расположенных секций одинаковой геометрии отличаются незначительно.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Мезонье, Линхарт** и **Гурлан.** Быстрая передача энергии с помощью взрывающихся фольг. — ПНИ, 1966, № 10, с. 99—101.

2. **Передача** энергии из индуктивного накопителя с помощью электровзрывного размыкателя тока/ Л. С. Герасимов, А. М. Кольдский, Ю. Е. Нестерихин, В. К. Пинус. — ПМТФ, 1975, № 1, с. 60—65.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Сообщения

УДК 537.52.001.24

Послестримерная стадия разряда в неоднородном поле

АВРУЦКИЙ В. А., НАЙМАРК Г. В.

Москва

Для электродных систем высоковольтных разрядников, работающих при напряжениях в десятки и сотни киловольт, требуется как можно более высокая степень однородности поля. Это необходимо и для повышения статического пробивного напряжения, и для уменьшения времени формирования разряда. Выполнить такое требование при конструировании удается далеко не всегда, и поэтому понятен интерес к разрядам в полях со сравнительно небольшим коэффициентом неоднородности ($K_н < 10$) при промежутках порядка единиц сантиметров.

Основное внимание исследователей, изучающих разрядные процессы в промежутках с неоднородным полем [1, 2], обращено, как правило, на первую — стримерную — стадию разряда. Переходный же период между перекрытием промежутка первичным стримером и замыканием его сформировавшимся искровым каналом изучен слабо, и наблюдаемые явления находят лишь качественное объяснение [1, 2]. В то же время в таких промежутках именно на эту стадию при перенапряжениях до двукратного приходится подавляющая часть времени формирования разряда, что, в свою очередь, определяет вольт-секундные характеристики газоразрядных коммутаторов.

В настоящей статье сделана попытка на основе литературных данных и экспериментов авторов создать модель перехода стримерной стадии разряда в неоднородном поле в искровую. Основные сведения о развитии разряда взяты из исследований Маркса и Конса [1] (разряд в поле шар — плоскость, диаметр шара 1,6 см, минимальное расстояние между электродами 3,8 см, $K_н \approx 6$) и сводятся к следующему. При обеих полярностях шара первичный стример зарождается у шара и быстро продвигается к плоскости; скорость стримера зависит от полярности шара. Ток во внешней цепи представляет собой импульс с крутым фронтом и медленным спадом (рис. 1); на фронте тока в промежутке наблюдается свечение; максимум тока наступает в момент прихода стримера к плоскости. В [2] отмечено появление в этот момент на плоскости яркого пятна.

После прохождения стримера наступает темновая пауза, длящаяся от десятков наносекунд до единиц микросекунд. Свечение в промежутке отсутствует, а ток спадает практически до нуля. Затем, если напряжение достаточно для пробоя, ток сно-

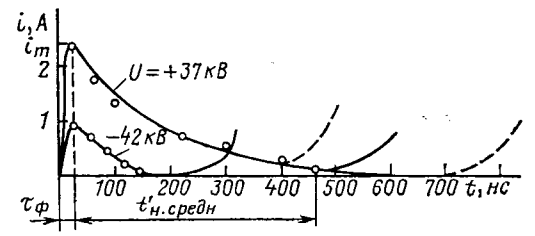


Рис. 1. Осциллограммы тока:
1 — $U = +37$ кВ; 2 — $U = -42$ кВ; ——— и — — — — эксперимент; о — расчет

ва возрастает, в промежутке зарождается яркий канал. При положительном потенциале шара этот канал начинает распространяться от шара, а при отрицательном — от плоскости. После перекрытия промежутка каналом яркость его растет и он быстро трансформируется в дуговой. Диаметр канала стримера 0,05—0,2 см [2 и 3]. Следует отметить противоречивость сведений [1 и 2] о развитии разряда при отрицательном потенциале шара. Для расчетной модели нами приняты за основу результаты Парка и Конса, поскольку в [2] коэффициент неоднородности поля заметно больше ($K_н \approx 20$). Однако дальнейшие экспериментальные исследования в этой области представляются желательными.

В настоящей статье изложены результаты изучения разряда в промежутке шар — плоскость при диаметре шара 10 мм и межэлектродном расстоянии $d = 20$ мм ($K_н \approx 5$). Такая электродная система с известной формой поля позволяет наблюдать изменение длительности переходной стадии разряда в диапазоне 10^{-8}—10^{-5} с. Предварительные эксперименты показали, что при меньших расстояниях резко сокращается диапазон напряжений, в котором легко наблюдать темновую стадию, а при бо́льших — сильно растет кривизна канала стримера. Поэтому для исследований и выбран данный промежуток. Плоскость — алюминиевый диск диаметром 10 см — выполнена секционированной для регистрации только тех разрядов, траектория которых близка к оси промежутка. На промежуток подавался импульс напряжения U с фронтом $\tau \approx 5$ нс и спадом по экспоненте с $RC \approx 6 \cdot 10^{-6}$ с. Напряжение на промежутке и ток во внешней цепи регистрировались на осциллографе ОК-19 М. Делитель напряжения и шунт были выполнены из объемных сопротивлений типа ТВО; индуктивность шунта примерно 10^{-9} Гн.

Типичные осциллограммы тока для обеих полярностей при различных максимальных значениях приложенного напряжения показаны на рис. 1. На каждой осциллограмме легко различимы три области: *I* — быстрый подъем тока, соответствующий распространению стримера; *II* — спад тока после достижения стримером плоскости, соответствующий дрейфу электронов в канале стримера; *III* — второй, медленный, подъем тока, соответствующий усиленному разогреву канала и окончательному формированию искры. Характерной особенностью всех осциллограмм является то, что при заданном U максимальное значение и спад импульса тока изменяются слабо, но имеется значительный разброс времени начала второго подъема тока (штриховые линии). На рис. 1 представлены осциллограммы, соответствующие средним (из 30—50 разрядов) величинам максимума тока i_m и времени формирования разряда $t'_н$.

Для различных полярностей потенциала шара нами предложены различные модели переходной стадии разряда. Общим для обеих моделей является следующее. Электроны, оставшиеся в промежутке после прохождения первичного стримера, дрейфуют в искаженном поле и разогревают нейтральный газ. Повторный рост тока, указывающий на переход к искровой стадии, начинается при достижении температуры локальной области газа

3. **Герасимов Л. С., Икрянников В. И., Пинчук А. И.** Перенос энергии из индуктивного накопителя в индуктивную нагрузку с помощью электровзрывного размыкателя тока. — ПМТФ, 1975, № 1, с. 55—59.

4. **Вывод** энергии из индуктивных накопителей и взрывомагнитных генераторов в индуктивную нагрузку с помощью разрыва контура/ В. А. Демидов, Е. И. Жаринов, С. А. Казаков, К. Чернышов. — ПМТФ, 1978, № 4, с. 54—60.

5. **Азизов Э. А., Кочуров И. В.** Исследование процессов и эффективности вывода энергии из секционированного индуктивного накопителя с умножением тока в толкающую катушку с лайнером. — М.: Препринт ИАЭ — 2739, 1976. — 20 с.

6. **Иванов И. А., Трухин В. А.** О разряде индуктивного накопителя при подключении активных нагрузок к секционированной намотке. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1979, № 4, с. 107—114.

7. **Шнеерсон Г. А.** О сжатии идеально проводящего тонкостенного цилиндра магнитным полем тока, создаваемого индуктивным накопителем. — ЖТФ, 1970, т. 40, вып. II, с. 2478—2479.

8. **О согласовании** индуктивного накопителя и катушки с лайнером при ограничении разрывного напряжения/ Э. А. Зотова, И. А. Иванов, А. П. Лотоцкий, В. А. Трухин. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1978, № 6, с. 9—14.

9. **Дрейзин Ю. А.** Разряд индуктивной катушки на большое сопротивление. — ДАН, 1971, т. 201, № 3, с. 595—597.

10. **Калантаров П. Л., Цейтлин Л. А.** Расчет индуктивностей. — Л.: Энергия, 1970, — 415 с.

[23.03.82]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

определенной величины T_0, соответствующей введению в единицу объема энергии ω_0.

При положительном потенциале шара во время движения стримера к катоду первоначальная конфигурация поля в промежутке искажается, так как часть электронов из канала стримера, находящихся вблизи анода, успевает уйти на анод и напряженность поля у анода редко падает. За 2—3 нс после прихода стримера на катод электроны в канале успевают отойти от катода настолько, что напряженность поля в очень узкой прикатодной области заметно возрастает и здесь появляются условия для ударной ионизации, чем можно объяснить наличие яркого пятна, названного в [2] «катодным». В середине промежутка напряженность поля остается близкой к напряженности внешнего поля (т. е. к напряженности поля шар — плоскость).

При создании математической модели были сделаны следующие допущения. Распределение поля в промежутке имеет вид, показанный на рис. 2, и в качестве первого приближения принято, что в занятой электронами области это распределение не изменяется во все время их дрейфа. В начальный момент времени, соответствующий установлению указанного распределения поля, распределение электронов в промежутке равномерное ($n_e=n_0$). Прилипанием и рекомбинацией в течение всего процесса пренебрегаем, и спад тока объясняется только уходом электронов на анод. Радиус канала первичного стримера неизменен во времени и в пространстве, и весь ток течет в одном этом канале. В результате соударений дрейфующих электронов с нейтральными частицами газ в канале стримера нагревается и, очевидно, всего быстрее нагрев идет у анода. Ток во внешней цепи в соответствии с теоремой Шокли можно записать

$$i(t)=e\int_0^d n(x,\ t)\,\frac{E(x)}{U}\,V(x)\,dx, \qquad (1)$$

где $n(x,\ t)$ — линейная плотность электронов; e — заряд электрона; $E(x)$ — напряженность электрического поля; $V(x)$ — скорость дрейфа электронов; x — координата, отсчитываемая от поверхности шара.

Величину $n(x,\ t)$ можно определить из уравнения непрерывности

$$\frac{\partial n}{\partial t}+V(x)\,\frac{\partial n}{\partial x}=-\frac{dV(x)}{dx}\,n, \qquad (2)$$

где $V(x)=-bE(x)$; b — подвижность электронов.

Напряженность неискаженного поля промежутка шар — плоскость согласно [4] записывается в виде

$$E(x)=E_m l^m{}_0/(x+l_0)^m, \qquad (3)$$

где для данного случая $E_m=5U/d$; $l_0=0{,}445$ см; $m=1{,}83$.

Решение дифференциального уравнения (2) дает пространственно-временное распределение электронов в области неискаженного внешнего поля $x_c\leqslant x\leqslant d$ (рис. 2):

$$n(x,\ t)=n_0\,(x+l_0)^m\,[(x+l_0)^{m+1}+At]^{-\frac{m}{m+1}}, \qquad (4)$$

где $A=bE_m l^m{}_0(m+1)$.

В области постоянной напряженности ($E=E_c$) при $t\leqslant\frac{x_c}{bE_c}$

$$n(x,\ t)=n_0\exp\alpha bE_c t \qquad (5)$$

для $x\leqslant x_c-bE_c t$ и

$$n(x,\ t)=n_0\,(x_c+l_0)^m\left[(x_c+l_0)^{m+1}+\left(t-\frac{x_c-x}{bE_c}\right)A\right]^{-\frac{m}{m+1}}\times e^{\alpha\,(x_c-x)} \qquad (6)$$

для $(x_c-bE_c t)\leqslant x\leqslant x_c$, где $\alpha=0{,}154(E_c-24{,}5)^2$ — коэффициент ударной ионизации; E_c в кВ/см.

При $t>x_c/bE_c$ величина $n(x,\ t)$ рассчитывается по выражению (6) для $x\leqslant x_c$ и по выражению (4) для $x\geqslant x_c$.

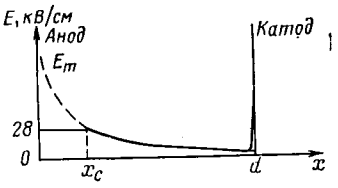
Так как $x_c/bE_c\approx 20$—30 нс, то для наших расчетов основной интерес представляет случай, когда $t>x_c/bE_c$ и ток во внешней цепи

$$i(t)=\frac{bn_0e}{d}\left\{\int_0^{x_c}(x_c+l_0)^m\left[(x_c+l_0)^{m+1}+\left(t-\frac{x_c-x}{bE_c}A\right)\right]^{-\frac{m}{m+1}}E_c\exp\alpha\,(x_c-x)\,dx+\right.$$

$$\left.+5l^m{}_0\int_{x_c}^{x_e}[(x+l_0)^{m+1}+At]^{-\frac{m}{m+1}}E(x)\,dx\right\}, \qquad (7)$$

где $x_e=[(d+l_0)^{m+1}-At]^{-1/(m+1)}-l_0$ — граница зоны, содержащей электроны.

Рис. 2. Распределение напряженности поля при положительной полярности U:
— — — — внешнее; ——— принятое для расчета



В выражении (7) мы пренебрегли размножением электронов в области между x_c и точкой, где α становится больше нуля, а также в прикатодной области. Как показали расчеты, в первом случае вносится погрешность не более 3%. Вторая область дает несколько больший вклад в общий ток и величина этого вклада будет оценена ниже.

Начальная концентрация n_0 определяется из условия

$$i_0=i_m=\frac{bn_0e}{d}\left\{E_c x_c+\frac{5E_m l_0^{2m}}{1-2m}\,[(d+l_0)^{1-2m}-(x_c+l_0)^{1-2m}]\right\}. \qquad (8)$$

На рис. 1 на осциллограмме тока для $U=+37$ кВ точками показаны значения $i(t)$, рассчитанные по выражению (7) при $E_c=28$ кВ/см, что близко к порогу ионизации и согласуется с известным фактом об отсутствии значительной ионизации в канале стримера. До $t\approx 450$ нс расчет удовлетворительно совпадает с экспериментом. Аналогичное совпадение вычисленных и измеренных значений $i(t)$ до начала вторичного подъема тока получено во всем диапазоне использованных напряжений, причем E_c во всех случаях сохраняется неизменной, а меняется соответственно U лишь величина x_c.

Согласно принятой модели начало повторного роста тока совпадает с разогревом узкой прианодной зоны до температуры T_0 и время от максимума тока до начала его повторного подъема можно рассчитать следующим образом. Для разогрева области Δx цилиндрического канала радиуса r необходима энергия $W=\pi r^2\Delta x\omega_0$, где ω_0 — удельная вводимая энергия. Электроны в этой области, достаточно малой, чтобы считать $n(x)$ в ней постоянной, выделяют энергию $NeE_c\Delta x$, где N — суммарное число прошедших электронов. Отсюда для разогрева области Δx необходимо

$$N=\frac{\pi r^2\omega_0}{eE_c}. \qquad (9)$$

Так как электроны при $t=0$ распределены равномерно, то

$$N=\int_0^{x_c} n_0 e^{\alpha x}dx+n_0\,(x_н-x_c)\,e^{\alpha x_c}, \qquad (10)$$

где $x_н$ — граница области, электроны которой создают на аноде N электронов. Отсюда

$$x_н=x_c+\frac{N/n_0-\frac{1}{\alpha}\,(e^{\alpha x_c}-1)}{e^{\alpha x_c}}. \qquad (11)$$

Время, за которое электроны из точки $x_н$ дойдут до анода,

$$t_н=\frac{x_c}{bE_c}+\frac{(x_н+l_0)^{m+1}-(x_c+l_0)^{m+1}}{A}. \qquad (12)$$

Выражение (12) не учитывает разогрева прианодной зоны во время распространения стримера, составляющего 15—20 нс. При $t_н$ в сотни наносекунд это не вносит заметной погрешности. В общем же случае за момент начального разогрева должна приниматься величина $t'_н=t_н-\tau_ф$, т. е. полагается, что в интервале времени 0—$\tau_ф$ процесс разогрева аналогичен расчетному при $E_c=28$ кВ/см и равномерном распределении $n_e=n_0$.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

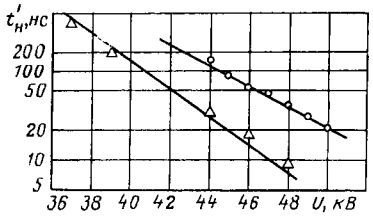


Рис. 3. Зависимость времени начального разогрева от величины и полярности приложенного напряжения:
——— — эксперимент; Δ и О — расчет при положительном и отрицательном U

Время формирования разряда при принятом распределении поля в промежутке определяется согласно выражению (12) величиной $r^2\omega_0/n_0$, где $r^2\omega_0$ — энергия на единицу длины канала. Литературные данные не дают возможности выбрать точное значение радиуса канала, ориентироваться можно лишь на определенный диапазон известных экспериментальных значений ($r\approx$ $\approx$0,02÷0,1 см); данных о величине ω_0, необходимой для перехода разряда в искровую стадию в рассматриваемом случае, вообще нет. Поэтому при расчетах удобнее оперировать удельной энергией $r^2\omega_0$, учитывая, что границы ее возможных значений определяются указанным диапазоном величин r и выбранной на основе общих физических соображений температурой T_0, при достижении которой начинается искровая стадия.

На рис. 3 показаны вычисленные при E_c=28 кВ/см, $r^2\omega_0$= =0,016 Дж/см и измеренные средние величины $t'_н$. Приведенному значению удельной энергии в предположении, что величина T_0 близка к температуре, при которой становится заметной термоионизация азота, или к температуре открытой стационарной дуги (принято T_0=8000 К), соответствует r=0,06 см; значение T_0 существенно меньше температуры искры в самом начале ее развития (4÷5)·10⁴ К [3], а величина r лежит в пределах упомянутого диапазона экспериментальных данных. Как видно из рис. 3, согласие эксперимента с расчетом при упомянутом значении $r^2\omega_0$ и U=37÷48 кВ достаточно хорошее.

Разброс экспериментальных значений $t'_н$ можно объяснить флуктуациями величины r, сравнительно небольшое изменение которой приводит к заметному изменению $t'_н$. Такое же влияние оказывают флуктуации длины стримера, не всегда развивающегося по центральной силовой линии.

Как видно из приведенных осциллограмм, при определенных значениях U ток, хотя и небольшой, течет через промежуток и при временах, бо́льших полного времени дрейфа электронов от катода к аноду $t_д$. Объяснить природу этого тока и оценить его величину можно следующим образом. При уходе электронов от катода напряженность поля у его поверхности резко возрастает за счет избыточного положительного заряда. В соответствии с принятым распределением поля в промежутке падение напряжения в прикатодной зоне

$$\Delta U_к = \int_0^{x_c} E(x)\,dx - E_c x_c = \frac{E_m l_0^m}{1-m}\left[(x_c + l_0)^{1-m} - l_0^{1-m}\right] - E_c x_c. \qquad (13)$$

Полагая, что вне области существования электронов напряженность поля изменяется по линейному закону, можно найти величину E у катода: $E_к = 2\Delta U_к / x_t$, где x_t — расстояние, на которое электроны уйдут от катода за время t. Для $t\approx$10 нс получаем $x_t\approx$0,15÷0,2 см.

Согласно [5] коэффициент электронно-ионной эмиссии с алюминиевого катода $\gamma = 10^{-2} + 4{,}7\cdot10^{-7} E_к$, где $E_к$ в В/см. Если концентрации электронов и положительных ионов в канале стримера у катода равны $n_e = n_i = n_0$, то ток с катода

$$i_к = \gamma n_0 k_i E_к e, \qquad (14)$$

где k_i — подвижность положительных ионов.

При U=37 кВ, t=10 нс, x_t=0,2 см получаем $E_к\approx$ $\approx$9,2·10⁴ В/см и согласно [6] $k_i\approx$0,3 см²/В·с. Из (14) следует $i_к = 2{,}4\cdot10^{-13}\ n_0$.

Для U=35÷50 кВ n_0 имеет порядок 10^{12} 1/см, $i_к\approx$0,2 А и спадает с уменьшением $E_к$, что согласуется с данными эксперимента.

Величины $E_к$ порядка 10^5 В/см могут реализоваться лишь в первые наносекунды после прихода головки стримера на катод, а затем величина $E_к$ быстро уменьшается. Это объясняет то, что «катодные» пятна не развиваются заметно в глубь промежутка. Оценки $E_к$, проведенные по осциллограммам тока с учетом размножения электронов в прикатодной зоне, показывают, что через несколько десятков наносекунд значение $E_к$ не превышает 50 кВ/см. Ток, идущий с катода, продолжает разогревать прианодную зону, что приводит к пробоям со временем запаздывания, бо́льшим полного времени дрейфа электронов через промежуток. Согласно оценочным расчетам при $E_к$=50 кВ/см за 10^{-7} с у анода выделяется энергия 0,3÷0,5 Дж/см³. Отсюда следует, что превышение длительности переходной стадии над $t_д$ в несколько сотен наносекунд может быть объяснено наличием тока с катода. Однако такой однозначный механизм можно принять лишь при временах, меньших единиц микросекунд. В противном случае следует учитывать и процессы, которыми ранее пренебрегали — движение ионов, прилипание и т. д., что делает задачу чрезвычайно сложной.

При отрицательном потенциале шара осциллограммы тока заметно отличаются от осциллограмм при положительном потенциале. Во-первых, время спада тока до нерегистрируемой величины (i<0,05 А) сокращается примерно в четыре раза, что свидетельствует о более высоком поле в области существования электронов. Во-вторых, при малых U спад тока близок к линейному, что в предположении равномерного начального распределения электронов может быть объяснено постоянством величины E в той же области. Кроме того, величины i_m существенно меньше, чем в первом случае. Поскольку согласно [1] искровой разряд начинает развиваться от плоскости — анода, можно предположить, что напряженность поля у анода существенно выше, чем у катода.

Вышесказанное дает основание предложить следующую модель разогрева канала стримера. За время $\tau_ф$ прохождения стримером расстояния от катода до анода электроны уходят от катода на расстояние $x_0 = bE_c\tau_ф$, где E_c — напряженность поля в канале стримера. В промежутке $0 < x < x_0$ принимаем E=0, а для $x_0 \leqslant x \leqslant d$ принимаем E_c=const. В области существования электронов считаем величину E неизменной в течение всего расчетного времени. Отсюда $U = E_c(d - bE_c\tau_ф)$ и

$$E_c = \frac{d - \sqrt{d^2 - 4b\tau_ф U}}{2b\tau_ф}. \qquad (15)$$

С учетом размножения электронов и равномерного их начального распределения ток во внешней цепи

$$i(t) = \frac{ebE_c}{d} n_0 (d - x_0 - bE_c t) \exp \alpha bE_c t. \qquad (16)$$

При t=0

$$i(0) = ebE_c n_0 \frac{d - x_0}{d}.$$

На рис. 1 точками показаны расчетные значения $i(t)$. Видно, что как и в случае положительной полярности до определенного момента расчетные значения хорошо совпадают с экспериментом. Отклонение же тока от расчетной величины так же, как и в первом случае, свидетельствует о разогреве определенной зоны и переходе к искровой стадии.

Поверхности анода через время t достигнет n электронов,

$$n = \int_0^t n_0 bE_c \exp\ \alpha bE_c t dt.$$

При $t = t'_н$ получаем $n = N$ и согласно (9)

$$\frac{n_0}{\alpha}\left[(\exp \alpha bE_c t'_н) - 1\right] = \frac{\pi r^2 \omega_0}{eE_c},$$

откуда

$$t'_н = \left[\ln\left(1 + \frac{\pi r^2 \omega_0 \alpha}{eE_c n_0}\right)\right] \Big/ \alpha bE_c.$$

На рис. 3 показаны экспериментальные и расчетные зависимости $t'_н$ от U. При r=0,02 см получено хорошее совпадение результатов расчета с данными эксперимента. Хотя радиус канала стримера отличается от принятого в случае положительной полярности, обе величины лежат в пределах экспериментальных значений, полученных различными авторами. Появление ярких зон в середине промежутка, отмеченное в [2], можно объяснить небольшими флуктуациями радиуса стримера по его длине. В случае положительной полярности таких зон не наблюдается, так как большая часть промежутка (около 1,6 см) занята сравнительно слабым полем, в котором нет размножения электронов, и основной разогрев происходит в небольшой зоне у анода.

Предложенные методы перехода от стримерной к искровой стадии разряда в неоднородных полях, характерных для про-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

межутков высоковольтных коммутаторов, удовлетворяют наблюдаемым явлениям и свидетельствуют о возможности такого перехода за счет разогрева дрейфующими в канале стримера электронами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Park J. H., Cones H. N.** Surge voltage breakdown of air in a nonuniform field. — J. of Res. of the National Bureau of Standards, 1959, vol. 56, № 4, p. 201—228.

2. **Isa H., Hayashi M.** The breakdown phenomena in atmospheric air gaps under the impulse voltage. — Mem. Fac. Kyoto Univ., 1977, vol. 39, № 1.

3. **Stritzke P., Sander I., Raether H.** Spatial and temporal spec troscopy of a streamer discharge in nitrogen. — J. Phys. D: App Phys., 1977, vol. 10, p. 2285—2300.

4. **Разевиг Д. В., Соколова М. В.** Расчет начальных и раз рядных напряжений газовых промежутков. — М.: Энергия, 1977.- 199 с.

5. **Авруцкий В. А.** Время запаздывания при импульсном про бое слабооблучаемых промежутков. — ЖТФ, т. 45, вып. 10, 197 с. 2194—2201.

6. **Мик Дж., Крэгс Дж.** Электрический пробой в газах.- М.: Иностр. лит-ра, 1960.—605 с.

[03.12.8

УДК 621.316.1.001.57

Стохастическая модель выбора элементов систем электроснабжения

ДЕНИСЕНКО Н. А., канд. техн. наук *(Киевский политехнический институт)*,
ГОФФМАНН И., доктор техн. наук *(Высшая инженерная школа Висмара, ГДР)*

В настоящее время в инженерной практике используется детерминированная модель выбора элементов систем электроснабжения (СЭС): сечений проводов и жил кабелей, номинальной мощности трансформаторов, параметров изоляторов, коммутационных аппаратов и др. При этом исходят из условия

$$z=y-x\geqslant 0, \qquad (1)$$

где x — нагрузка элемента СЭС (ток, напряжение, температура, износ изоляции и др.); y — прочность элемента СЭС, т. е. способность элемента СЭС без снижения его функциональных свойств выдерживать нагрузку.

В выражении (1) величины x и y принимаются практически постоянными и должны иметь одинаковые физический смысл и размерности.

При использовании такой детерминированной модели обычно в качестве x принимают максимальные расчетные нагрузки, а в качестве y — допустимые значения, предписанные заводом-изготовителем.

В действительности, как показали теоретические и экспериментальные исследования [1—7], x и y являются случайными переменными. Случайный характер нагрузок элементов СЭС описывается случайными функциями времени или случайными величинами, а переменных y обусловлен случайным характером технологического процесса изготовления, условий монтажа и эксплуатации элементов СЭС, а также их старением.

Вследствие случайного характера x и y переменная z также носит случайный характер. Поэтому условие (1) не имеет физического смысла и должно быть заменено новым:

$$p[z<0]=\alpha, \qquad (2)$$

означающим достаточно малую вероятность того, что нагрузка превысит прочность данного элемента.

В настоящей статье рассмотрена стохастическая модель выбора элементов СЭС, позволяющая учитывать случайный характер переменных x и y, а также приведены примеры практического использования этой модели.

Стохастическая модель электрических нагрузок. В [3—5] описаны случайные свойства электрических нагрузок, представленных комплексными случайными функциями времени, при различных режимах СЭС. Действительные и мнимые составляющие тока, полной мощности и напряжения в различных узлах СЭС в нормальном режиме подчиняются на временных интервалах стационарности нормальному двумерному распределению. В качестве интервалов стационарности принимаются такие промежутки времени $\Delta t_i (i=1, 2, 3, \ldots, n)$, в которых функции и параметры распределения нагрузок можно считать практически постоянными. Длительности этих интервалов (от 2 мин до 6 ч) зависят от рода и режима работы потребителей [3, 4]. Распределение модуля комплексных нагрузки и напряжения на интервалах стационарности также можно считать практически нормальным.

Вследствие линейной зависимости между электрическими нагрузками и падениями или потерями напряжения закон изменения последних аналогичен.

Наличие установившихся технологических процессов, их автоматизация увеличивают длительности интервалов стационарности, уменьшают коэффициенты вариации нагрузок и напряж ний, усиливают корреляционную связь составляющих нагрузо для различных потребителей.

Функции распределения мгновенных значений токов коротк го замыкания (к. з.) получают эмпирически имитационным м делированием или опытами короткого замыкания [5]. По эти функциям можно получить функции распределения типичных т ков к. з.: ударного, отключения и эффективного значения.

Случайный характер прочности элементов. В противополо ность нагрузкам случайный характер прочности элементов СЭ изучен недостаточно. В настоящее время известны лишь эксп риментальные данные отключающей способности контакто КВМ-400 [6] и механической прочности опорных фарфорных из ляторов [7]. На рис. 1 и 2 представлены функции распределен тока отключения I_0 указанного контактора и разрушающей сил изоляторов типов S 10/400, S 10/700, S 20/700, S 30/700 про водства ГДР, рассчитанные и построенные по данным [6 и Обычно заводами-изготовителями в качестве значений прочн сти задаются допустимые нагрузки, вероятность которых н значительна.

Стохастический выбор элементов СЭС. Как следует из ура нения (2), для стохастического выбора элемента СЭС необход мо определить функцию распределения $G(z)$ переменной z.

Функцию $G(z)$ найдем по общему выражению

$$G(z)=\int_{-\infty}^{z} g(z)\,dz,$$

где $g(z)$ — плотность переменной z.

Учитывая, что $g(z)$ неизвестна, найдем ее из выражения

$$g(z)=\frac{dG(z)}{dz},$$

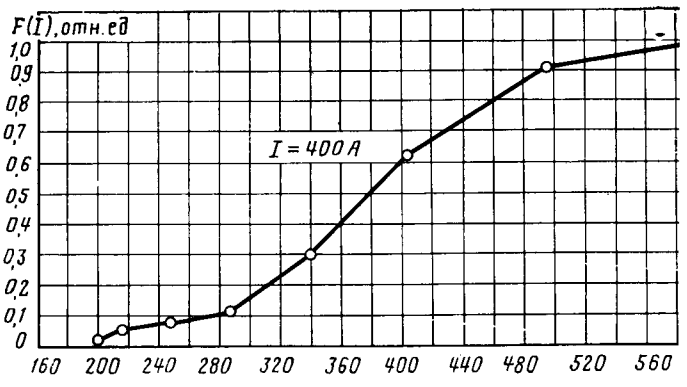
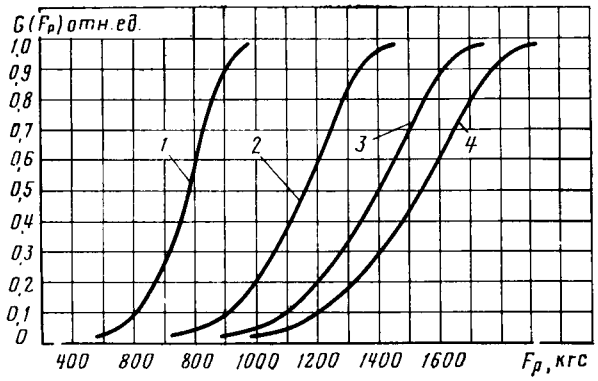
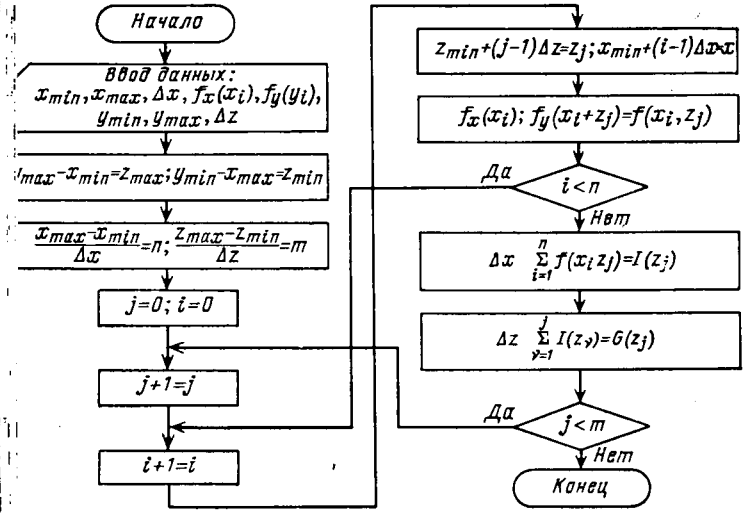


Рис. 1. Функция распределения тока отключения контакт КВМ-400

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru



ис. 2. Функции распределения разрушающей силы опорных фарфорных изоляторов:
1 — S 10/400; *2* — S 10/700; *3* — S 20/700; *4* — S 30/700



ис. 3. Алгоритм численного определения функции распределения прочности элементов СЭС

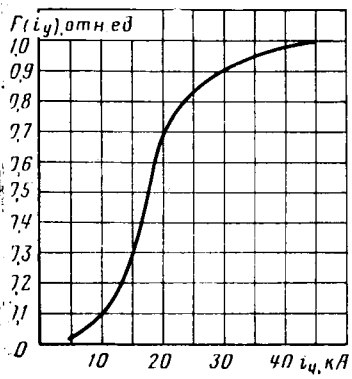


Рис. 4. Функция распределения ударного тока короткого замыкания в распределительном устройстве 6 кВ электростанции

котором функцию $G(z)$ представим в другом виде:

$$G(z) = p[y - x < z] = \iint\limits_{y-x<z} f(x, y)\, dxdy, \qquad (5)$$

ии, после подстановки пределов интегрирования,

$$G(z) = \int\limits_{-\infty}^{+\infty} \int\limits_{-\infty}^{x+z} f(x, y)\, dydx, \qquad (6)$$

е $f(x, y)$ — совместная плотность нагрузки x и прочности y.

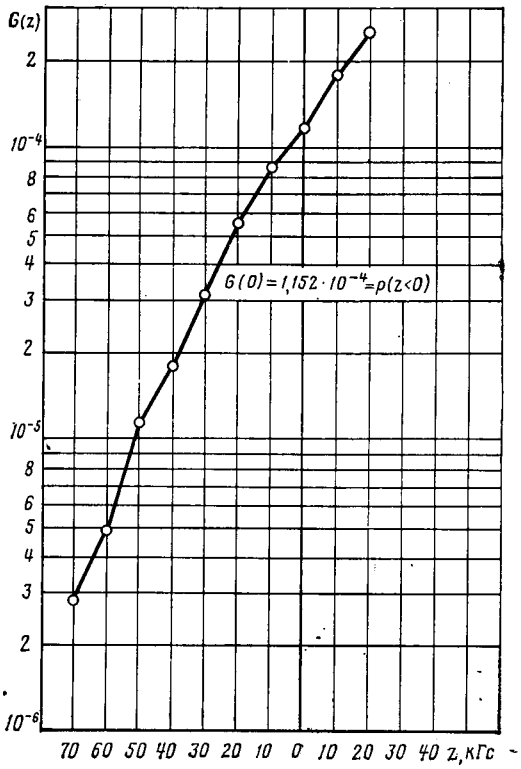


Рис. 5. Участок функции распределения прочности опорных фарфорных изоляторов типа S 10/400 при изменении ударного тока короткого замыкания согласно рис. 4

Подставив выражение (6) в (4), получим:

$$g(z) = \frac{d}{dz} \int\limits_{-\infty}^{+\infty} \{\psi(x, x+z) - \lim_{y\to\infty} \psi(x, y)\}\, dx, \qquad (7)$$

где выражение в фигурных скобках — решение внутреннего интеграла уравнения (6).

После дифференцирования выражения (7) получаем:

$$g(z) = \int\limits_{-\infty}^{+\infty} f(x, x+z)\, dx \qquad (8)$$

и согласно уравнению (3)

$$G(z) = \int\limits_{-\infty}^{z} \int\limits_{-\infty}^{+\infty} f(x, x+z)\, dxdz. \qquad (9)$$

Для элементов СЭС совместная плотность $f(x\ y)$ обычно неизвестна. На основании теоретических и экспериментальных исследований получены отдельно функции плотности $f_x(x)$ и $f_y(y)$. Предполагая независимость нагрузки и прочности, можно считать

$$f(x, y) = f_x(x) f_y(y). \qquad (10)$$

С учетом этого выражения и реальных пределов изменения переменных x и y из (9) получаем окончательное выражение функции распределения:

$$G(z) = \int\limits_{y_{min}-x_{max}}^{z} \int\limits_{x_{min}}^{x_{max}} f_x(x) f_y(x+z)\, dxdz. \qquad (11)$$

Практический интерес представляет выражение для вероятности

$$\alpha = G(0) = \int\limits_{y_{min}-x_{max}}^{0} \int\limits_{x_{min}}^{x_{max}} f_x(x) f_y(x+z)\, dxdz. \qquad (12)$$

Так как функции плотностей $f_x(x)$ и $f_y(y)$ обычно дискретные, численное определение $G(z)$ рекомендуется производить по алгоритму рис. 3.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

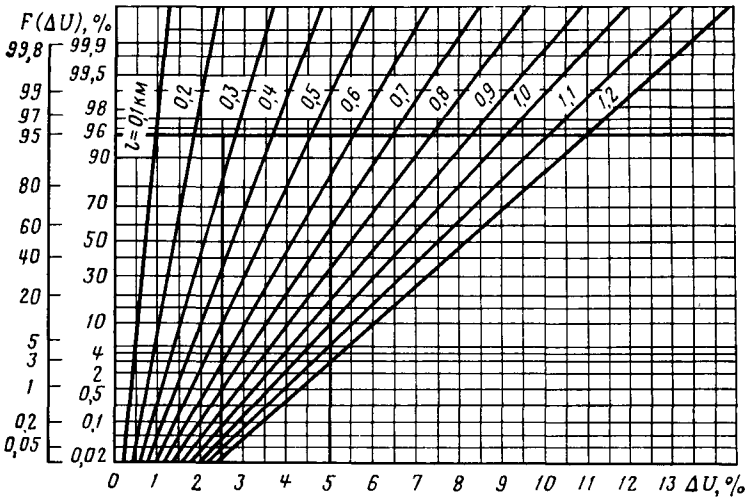


Рис. 6. Функции распределения потери напряжения в кабеле N АУУ 4×185 мм² на одном интервале стационарности при различной его длине

В частном случае при отсутствии сведений о случайных свойствах прочности (их функций распределения или плотности) используют допустимую прочность $y_{доп}$, предписанную заводом-изготовителем. В этом случае выражение (11) преобразуется:

$$G(z) = \int_{y_{доп}-z}^{+\infty} f_x(x)\,dx = 1 - \int_{-\infty}^{y_{доп}-z} f_x(x)\,dx = 1 - F_x(y_{доп} - z), \quad (13)$$

где $F_x(x)$ — функция распределения нагрузки.

При этом выражение (2) для вероятности

$$\alpha = G(0) = 1 - F_x(y_{доп}) = p(x \geqslant y_{доп}). \quad (14)$$

Из выражения (14) видно, что в этом частном случае величина α представляет собой вероятность превышения нагрузкой величины $y_{доп}$.

Примеры. 1. Определим вероятность разрушения опорных фарфоровых изоляторов типа S 10/400 в распределительном устройстве 6 кВ электростанции при к. з. Изоляторы трех фаз расположены в одной плоскости.

На рис. 4 представлена функция распределения ударного тока к. з. этого устройства, получения имитационным моделированием [5].

Решение задачи производим для среднего изолятора, испытывающего наибольшее динамическое усилие при к. з.

На рис. 5 представлен участок функции распределения $G(z)$, рассчитанный по приведенному алгоритму для исходных данных и нагрузочной способности изолятора рис. 2. Как следует из рисунка, значению $z=0$ соответствует вероятность $\alpha = 1{,}152 \times 10^{-4}$. Это означает, что при наличии представленной функции ударного тока к. з. в любом месте нахождения такого типа изоляторов разрушение одного изолятора будет происходить после 8680 коротких замыканий.

При детерминированном выборе данных изоляторов использовалось бы максимальное значение ударного тока к. з. i_y=45 кА, чему соответствует механическая нагрузка на изолято F=216,5 кГ·с. Учитывая, что номинальная нагрузка составляе 400 кГ·с, был бы сделан ошибочный вывод о 100%-ной надеж ности данных изоляторов.

2. Выберем длину кабельной линии (кабель пластмассовы типа NАУУ 4×185 мм², 1 кВ) по условию допустимой потер напряжения $\Delta U_д$=5% при вероятности ее превышения α=0,0 Параметры распределения активной I' и реактивной I'' состав ляющих электрической нагрузки: $\bar{I}'$=115 А; $\bar{I}''$=84,2 А; $\sigma[I']$= =28,577 А; $\sigma[I'']$=15,47 А; $K[I', I'']$=109 А².

На рис. 6 представлены функции распределения потери на пряжения на одном интервале стационарности при различны длинах кабеля, подчиняющиеся нормальному закону распреде ления. При их построении использованы параметры распреде ления потери напряжения $\Delta\bar{U}$ (%) и $D[\Delta U]$ (%²):

$$\Delta\bar{U} = \frac{\sqrt{3}}{U_н} l\,(\bar{I}'r_0 + \bar{I}''x_0)\,100;$$

$$D[\Delta U] = \frac{3}{U_н^2} l^2 \{D[I']\,r_0^2 + D[I'']\,x_0^2 + 2r_0x_0K[I', I'']\}\,10^4.$$

Из рис. 6 следует, что для заданной вероятности α=0,05 $\Delta U_д$=5% допустима длина кабеля l=0,54 км.

При детерминированном решении данной задачи получае при максимальной нагрузке, определенной по правилу «тр сигм», для $\Delta U_д$=5% допустимую длину кабеля l=0,445 км, ч на 17,6% меньше.

Таким образом, учитывая реальный случайный характер н грузок и свойств прочности элементов СЭС, целесообразен п реход от детерминированного выбора этих элементов к стох стическому. Для широкого внедрения стохастического выбо элементов СЭС в инженерную практику актуальными являют исследования случайных свойств прочности элементов СЭС с п лучением функций распределения этих свойств; в настоящее вр мя случайные свойства элементов СЭС недостаточно изучены сравнению со случайным характером их нагрузок. Дальнейш исследования по определению оптимальной вероятности α к степени риска следует проводить по критериям экономичности безопасности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Основы** построения промышленных электрических сете Под ред. Г. М. Каялова. — М.: Энергия, 1978.

2. **Фокин Ю. А.** Определение вероятностных характерист нагрузок в распределительных электрических сетях города. Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1968, № 5.

3. **Денисенко Н. А., Гоффманн И.** Единая стохастическ модель расчетов в системах электроснабжения. — В кн.: Совр менные проблемы преобразовательной техники. — Киев: Наук ва думка, 1980.

4. **Денисенко Н. А., Гоффманн И.** Методические указания курсу «Электроснабжение промышленных предприятий и гор дов». — Киев: Межвузовск. полиграфич. предприятие при КИН 1979.

5. **Гоффманн И.** Стохастический расчет токов короткого з мыкания в системах электроснабжения. — В кн.: Проблемы те нической электродинамики. — Киев: Паукова думка, 1978.

6. **Исследование** отключающей способности контакторов п многократных отключениях/ В. В. Афанасьев, П. А. Добрянска А. М. Убийко, Г. Г. Цыбовский. — Электричество, 1980, №

7. **Nadler P., Erfurt F.** Statistische Auswertung von Messerg bnissen nach der Weibull'schen Verteilunsfunktion. — Hermsdorf Techn. Mitteilungen, 1971, H. 31.

[20.01.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.311.016.351.001.24

Упрощения элементов энергосистемы при анализе статической устойчивости с учетом самораскачивания

ЛИТКЕНС И. В., доктор техн. наук, ФЕДОТОВА Н. В., канд. техн. наук,
ХАЧАТУРОВА Е. А., инж.
Московский энергетический институт

В ряде сложных энергосистем СССР, ГДР, НРБ и других стран зарегистрированы длительные слабозатухающие и незатухающие колебания режимных параметров, возникающие как после больших возмущений, так и при оперативном изменении режимов.

Такие качания характерны для энергосистем, содержащих крупные тепловые электростанции, мощные турбогенераторы которых имеют электромашинную редукторную, высокочастотную и некоторые другие системы возбуждения. Качания могут приводить к серьезным нарушениям режима работы крупных объединений.

Анализ нарушений показал, что в некоторых случаях причиной их возникновения является отсутствие согласования настроечных параметров и недоиспользование возможностей АРВ генераторов разных станций. Возникновение качаний объясняется нарушением статической устойчивости или плохим демпфированием колебаний вследствие приближения к периодическим границам.

Анализ указанных нарушений является одной из сторон исследования статической устойчивости сложных энергосистем и главной частью расчетов статической устойчивости концентрированных энергосистем, обладающих большими запасами апериодической статической устойчивости.

В настоящее время расчеты статической устойчивости сложных электрических систем проводятся в большинстве случаев упрощенно, без учета самораскачивания. Частично это объясняется отсутствием промышленных программ, достоверных исходных данных о параметрах системы (в частности, систем возбуждения и АРВ) и опыта применения исследовательских программ расчета границ периодической устойчивости сложных энергосистем. В связи с этим большую роль играют методы экспериментального определения настроечных параметров АРВ электростанций.

Успешное использование результатов испытаний для решения поставленных задач требует серьезного обоснования испытательной схемы и режимов. Например, в ряде случаев наиболее тяжелым расчетным режимом с точки зрения выбора настроечных параметров АРВ оказался режим недовозбуждения сильно нагруженных генераторов электростанций при малых нагрузках электросистемы. Иногда при выделении для испытаний единичного агрегата многоагрегатной системы станции или создания специальной схемы энергосистемы испытания не могут дать рекомендаций по выбору рабочих настроек АРВ.

Наиболее целесообразны натурные эксперименты, которые дают прямой ответ о пределе статической устойчивости при заданной настройке АРВ или указания о настройке АРВ, необходимой для обеспечения устойчивости во всем диапазоне рассматриваемых режимов реальной электрической системы. Однако такой результат удается получить весьма редко. Во многих случаях можно ограничиться результатами испытаний для сопоставления расчетных и экспериментальных данных и заключения об адекватности математической модели.

Реализацию такого подхода покажем на примере исследования статической устойчивости электростанции, работающей в сложной энергосистеме, содержащей 193 узла, из которых 60 генераторных, 291 ветвь и 6 шунтов.

Высокочастотная (ВЧ) система возбуждения и АРВ пропорционального действия (типа ЭПА-325В) четырех турбогенераторов ТВВ-500-2 по предложению Сибтехэнерго снабжена блоком сильной стабилизации (БСС), работоспособность которого проверена экспериментально в собранной для этого схеме электрической системы (см. рис. 1,*а*).

Упрощению подвергались математическое описание схемы электрической системы и высокочастотной системы возбуждения и регулирования. Упрощение схемы электрической системы приводит к значительному сокращению времени расчета на ЦВМ

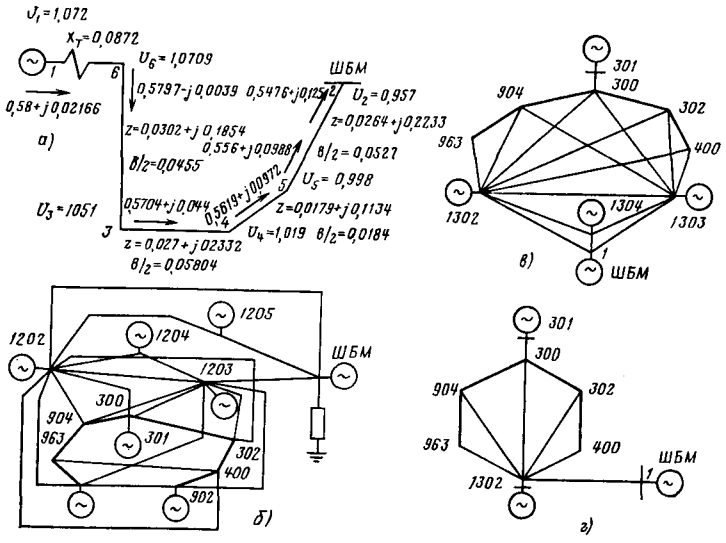


Рис. 1. Расчетные схемы электростанции в энергосистеме:
а — испытательная схема I с выделенным одним генератором (параметры выражены в относительных единицах, приведенных к $S_{баз}$=500 МВ·А; $U_{баз}=U_{ном}$=330 кВ); *б*, *в*, *г* — эквивалентные схемы II, III, IV, полученные при ξ=50, 75, 100% соответственно (жирной линией показаны неэквивалентированные участки электропередач)

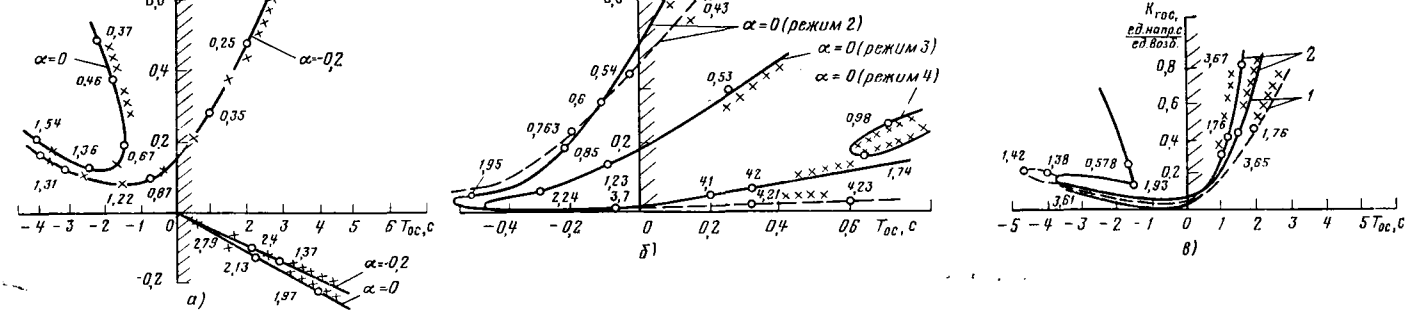


Рис. 2. Кривые *D*-разбиения и линии равной степени устойчивости для схемы I:
а — режим I; *б* — режимы 2, 3, 4; — — — эквивалентная модель ВЧ-системы возбуждения; *в* — влияние моделей АРВ для схемы II (кривые *1*) и IV (кривые *2*); ——— — полная модель; — — — — — эквивалентная модель.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

периодических границ статической устойчивости. При построении кривой D-разбиения для сложной системы (до 80 узлов) в координатах настроечных параметров АРВ пропорционального действия требуется значительное машинное время (30 мин на ЦВМ типа ЕС-1033).

Упрощение схемы до восьми узлов приводит к уменьшению машинного времени до 10 мин, что позволяет провести более широкий комплекс исследований и сформулировать требования к испытательной схеме и режимам, при которых натурные эксперименты дадут существенные с точки зрения поставленной задачи результаты.

В результате эквивалентирования сложной энергосистемы по программе КУ-2, разработанной во ВНИИЭ [1] с различной погрешностью ξ (50, 75 и 100%) и получены три эквивалентные схемы II (рис. 1,*б*), III (рис. 1,*в*) и IV (рис. 1,*г*). Для возможности сопоставления с результатами расчетов в простой схеме I при эквивалентировании была выделена электростанция и примыкающие к ней участки (с реальными параметрами).

В этих эквивалентных схемах режим работы электростанции остался практически неизменным. Эквивалентная схема II содержит 8 генераторных узлов, из которых три (*301*, *901* и *902*) соответствуют реальным электростанциям. Схема III содержит 5 генераторных узлов, а схема IV — три, из которых только один узел *301* соответствует реальной исследуемой электростанции.

Высокочастотная система возбуждения и АРВ пропорционального действия были отображены тремя математическими моделями:

1) исходной, наиболее полной [2] в виде двух передаточных функций:

$$\left.\begin{aligned} W_{\Delta U_г}(p) &= \frac{K_{0U}(1+pT_{OC})}{(1+p0{,}032)(1+p0{,}321)(1+pT_{OC})+K_{0U}K_{ГОС}p};\\ W_{\Delta E_q}(p) &= \frac{(1{,}654-p0{,}42)(1+p0{,}032)(1+pT_{OC})}{(1+p0{,}032)(1+p0{,}321)(1+pT_{OC})+K_{0U}K_{ГОС}p}; \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

2) упрощенной, в виде одной передаточной функции, в которой обмотка ротора генератора представлена одним апериодическим звеном с постоянной времени, не меняющейся от режима,

$$W_{экв}(p) = K_{0U}(1+pT_{OC})(1+pT_{d0})\{(1+pT_{OC})\times$$
$$\times(1+p0{,}032)(1+p0{,}321)(1+pT_{d0})+(1+pT_{d0})pK_{ГОС}K_{0U}-$$
$$-(1+pT_{OC})(1+p0{,}032)[1{,}654-p0{,}42]\}; \quad (2)$$

3) упрощенной, полученной методом, основанным на выделении доминирующих составляющих частотных характеристик в диапазоне частот ω=1—10 рад/с,

$$W_{упр}(p) = \frac{K_{0U}}{(1+p0{,}03)[1+p(0{,}3+K_{ГОС})]}. \quad (3)$$

Роль и возможность использования результатов натурных экспериментов для суждения об устойчивости и выборе настроечных параметров АРВ, обеспечивающих отсутствие самораскачивания при работе электростанции в реальной энергосистеме выяснялась проведением расчетов для исходного режима схемы I и ряда утяжеленных режимов (см. таблицу).

Режимы	P_0, отн.ед.	U_1, отн.ед	U_2 отн.ед.	δ_c, град	Q_0, отн.ед.	E_q', отн.ед.	$\delta_г$, град	δ, град
I (исходный)	0,58	1,073	0,958	28,4	0,293	2,216	37,59	66
2	1	1,073	0,958	55	0,666	3,51	41,6	96,6
3	1	1	0,93	64,8	0,715	3,74	41,89	106,69
4	1	1	1,3	40,38	0,012	2,5	67,61	107,99

Обоснование упрощений элементов энергосистемы проводится сопоставлением кривых D-разбиения, областей статической и равной степени устойчивости в реальном диапазоне настроечных параметров АРВ для разных уровней допущений [3].

В зависимости от постановки задачи в качестве настроечных параметров, в координатах которых строились области устойчивости, применялись либо параметры гибкой обратной связи T_{OC}, $K_{ГОС}$, охватывающей возбудитель и АРВ, либо коэффициент усиления по отклонению напряжения K_{0U} и произведения $K_{0U}\times$ $\times K_{ГОС}$.

В схеме I апробировались математические модели ВЧ-системы возбуждения и АРВ пропорционального действия. Расчеты, проведенные для полной математической модели (1), показали, что в режиме 1 (рис. 2,*а*) вся совокупность реальных настроечных параметров (первый квадрант) обеспечивает статическую устойчивость. Линия α=—0,2 выделяет наиболее благоприятную зону настроечных параметров, обеспечивающих лучшее затухание колебаний после малых возмущений.

В режимах 2, 3 и 4 (рис. 2,*б*) появляются ограничения на минимальные $K_{ГОС\min}$, $T_{OC\min}$ и максимальные $K_{ГОС\max}$ значения настроечных параметров, особенно жесткие в режиме 4. Верхние ветви границы лежат за пределами изменения рабочего диапазона настроечных параметров АРВ.

В существующем АРВ величина $K_{ГОС}$ ограничивается значениями порядка 0,005 из-за его конструктивных особенностей. Нижние ветви лежат выше этих значений. Наиболее жесткие требования к параметрам стабилизации определяются в режиме недовозбуждения (режим 4). Введение БСС значительно расширяет диапазон допустимых значений $K_{ГОС}$ и может исключить самораскачивание во всем диапазоне режимов.

Таким образом, подтверждается необходимость дополнения АРВ блоком БСС на генераторах электростанции. Однако это выявляется только в режимах 2, 3, 4, не включающих исходный режим 1 проведения натурного эксперимента.

В режиме 2 проверена возможность упрощения полной математической модели (1) и установлено, что использование модели (2) приводит к небольшой погрешности (рис. 2,*б*).

Сопоставление областей устойчивости при тех же условиях в схемах II и IV (рис. 2,*в*) показало хорошую точность при упрощении ВЧ-системы возбуждения в схеме IV и несколько меньшую — в схеме II. Использование эквивалентной модели (2) позволяет выбрать параметры стабилизации $K_{ГОС}$ и T_{OC} с некоторым запасом.

Допустимость упрощения математической модели ВЧ-системы возбуждения и АРВ проверена путем построения областей устойчивости в координатах K_{0U}, $K_{0U}\cdot K_{ГОС}$ (рис. 3), где показана возможность использования (с некоторой погрешностью) упрощенных математических моделей (2) и (3).

В схеме 1 (см. рис. 3,*а*) границы областей в диапазоне частот ω=3—4 рад/с совпали для трех моделей. Для модели (3), в отличие от (1) и (2), область получилась замкнутой. Однако это отличие на выбор настройки АРВ не оказывает влияние, так как лежит за пределами их реальных значений.

В эквивалентной схеме II полная модель системы возбуж-

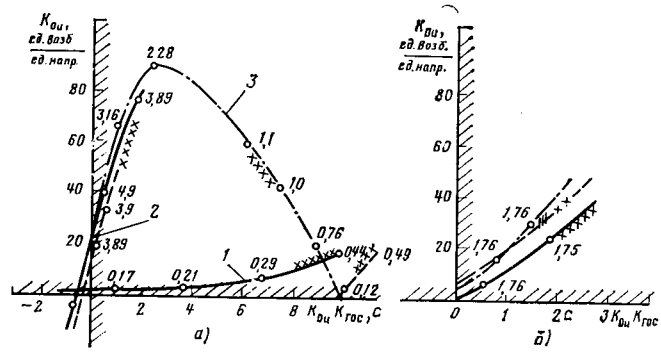


Рис. 3. Области статической устойчивости:
а — схема I (режим 2); *б* — схема II; ——— — полная модель ВЧ-системы возбуждения; — — — — эквивалентная модель; —·—·— упрощенная модель

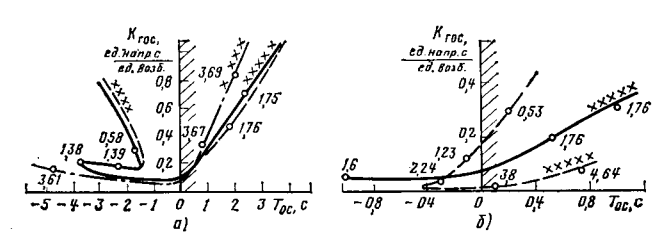


Рис. 4. Кривые D-разбиения для схем I, II, III, IV.
а — влияние погрешности эквивалентирования: ——— — схема II, модель (1); — — — — схема III модель (2); —·—·— схема IV, модел (3); *б* — сравнение кривых D-разбиения для схем I (режим 3) и II ——— — схема II; — — — — схема I

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

дения дает бо́льшее ограничение по $K_{0U\max}$ (см. рис. 3,*б*), чем упрощенные, хотя частоты на границах практически совпадают.

Оценка вероятности эквивалентной схемы оригиналу, проведенная сравнением границ областей устойчивости в координатах $T_{ос}$, $K_{ГОС}$ при представлении ВЧ-системы возбуждения полной моделью (1), показала (рис. 4,*а*) хорошее совпадение для схем II, III, IV в реальном диапазоне настроечных параметров АРВ.

Сопоставление схемы I (режим 3) и II показало качественное и количественное различие областей устойчивости, построенных (рис. 4,*б*) в координатах $K_{ГОС}$, $T_{ос}$. Это не позволяет использовать результаты экспериментов в схеме I с одним генератором для выбора настроечных параметров АРВ генераторов, работающих в реальной энергосистеме.

Таким образом, возможность использования упрощенных математических моделей ВЧ-системы возбуждения для выбора настроечных параметров АРВ пропорционального действия обоснована как для простейшей (испытательной) схемы, так и для эквивалентных многомашинных систем, отражающих (с заданной погрешностью) работу электростанции в реальной энергосистеме. Наиболее простая математическая модель АРВ пропорционального действия в виде двух апериодических звеньев, имеющих параметры, близкие к параметрам возбудителя и регулятора, облегчает использование большинства промышленных комплексных программ расчета устойчивости и переходных процессов.

Применение эквивалентной трехмашинной системы с выделением электростанции и прилегающих к ней узлов значительно сокращает время, затрачиваемое ЦВМ для исследования статической устойчивости с учетом самораскачивания и для выбора настроечных параметров АРВ.

В испытательной схеме I простой конфигурации ограничения настроечных параметров АРВ $K_{ГОС\min} < K_{ГОС} < K_{ГОС\max}$ выявляются только в режимах 2, 3, 4, отличных от режима 1, в котором проводились испытания. Наиболее тяжелым по условию статической устойчивости является режим 4. В режимах 2, 3 и 4 определяются участки периодических границ областей статической устойчивости (значения $K_{ГОС}$, $T_{ос}$ и диапазона частот), которые можно использовать для проверки расчетной математической модели.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Общая** характеристика комплексной программы расчета устойчивости сложных энергосистем. Е. К. Лоханин, А. В. Эсков, Ю. И. Галактионов и др. — Труды ВНИИЭ, 1976, вып. 51.

2. **Морозова Ю. А., Бурухин Г. И., Филиппов Ю. А.** Частотные характеристики возбудителей с неуправляемыми выпрямителями. — Электричество, 1980, № 5.

3. **Строев В. А., Карасев Е. Д.** Вопросы построения рационального алгоритма расчета областей статической устойчивости электроэнергетических систем. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1979, № 3.

[23.11.81]

УДК 621.31.003.13.001.24

О тарифах на электроэнергию с точки зрения теории оптимального планирования

ВОЛКОНСКИЙ В. А., КУЗОВКИН А. И.

Москва

Вопросы ценообразования относятся к наиболее сложным проблемам экономической теории прежде всего в силу множественности задач, которые выполняют цены в хозяйственном управлении.

Основные подходы к определению цены основываются на следующих принципах:

цена должна соответствовать общественно необходимым затратам (затратные цены);

цена должна отражать народнохозяйственную эффективность использования продукции и тем самым стимулировать совершенствование структуры выпуска и качество продукции (стимулирующие цены);

цена есть инструмент балансирования производства продукции и потребности в ней народного хозяйства (цены плановой сбалансированности).

Теоретическая непротиворечивость этих принципов доказывается теорией оптимального планирования [1]. Согласно этой теории цена должна соответствовать предельным (или приростным) приведенным затратам. При этом цены для потребителя должны включать затраты на транспортировку и, следовательно, должны различаться для разных пунктов потребления. Для нескладируемой продукции, в частности для электроэнергии, цены (тарифы) могут различаться также в зависимости от времени потребления — по сезонам года, дням недели, времени суток. Необходимость разработки на основе теории оптимального планирования тарифов на электроэнергию, дифференцированных по времени суток, дням недели и сезонам года была отмечена Л. В. Канторовичем в 1966 г. [2]. По его оценке внедрение такой системы тарифов позволит увеличить производство электроэнергии в стране на 5—10%.

Поскольку потребность в электроэнергии сильно колеблется в зависимости от времени суток, принято выделять три временные (вертикальные) зоны суточного графика нагрузки: пиковую (зону утреннего и вечернего пиков), дневную и ночную (зону ночного провала). Аналогично в годовом графике электрической нагрузки выделяются пиковая, дневная (полупиковая) и ночная временны́е (вертикальные) зоны. В дальнейшем будем рассматривать показатели годового графика нагрузки. С точки зрения режимов временным зонам соответствуют пиковая, полупиковая и базисная режимные (горизонтальные) зоны графика нагрузки. В каждой временно́й-зоне прирост потребности в электроэнергии обеспечивается соответствующим типом электростанций, которые называются замыкающими электростанциями в этой зоне. Обычно в ночной зоне замыкающими являются базисные АЭС или ТЭС, в дневной (полупиковой) зоне — маневренные (полупиковые) ТЭС или ГАЭС (ГЭС) и в пиковой зоне — газотурбинные электростанции (ГТУ) или ГАЭС (ГЭС).

По нашему мнению, задача определения оптимальных тарифов длительного действия должна разрабатываться одновременно с задачей оптимизации пятилетнего плана развития и эксплуатации энергосистемы; это обеспечивает их адекватность условиям производства и потребления, отвечает интересам как энергосистемы, так и потребителя. Целесообразно заключение хозяйственных договоров на планируемую пятилетку между предприятиями и объединенной энергосистемой (ОЭС) о потреблении энергии в каждой зоне на основе тарифов длительного действия. Возможность определения оптимальных тарифов ограничивается областью таких хозяйственных ситуаций, которые могут быть адекватно отражены линейными моделями. Учитывая неопределенность всех исходных данных, прогнозируемых на плановый период, по нашему мнению, за счет построения собственно динамической модели нет возможности получить более точную динамику изменения тарифов, чем путем расчета их долгосрочных трендов по предлагаемой ниже линейной статической модели на ряд моментов в будущем (например, на 5- и 10-й годы планового периода).

В полном объеме задачу оптимизации развития энергосистемы целесообразно было бы решать в рамках линейной модели единой энергосистемы страны, в которой каждая объединенная энергосистема рассматривается в виде отдельного блока. Однако в такой детализированной модели нельзя получить оптимальные тарифы в виде простых аналитических зависимостей от составляющих приведенных затрат, пригодных для всестороннего экономического анализа. Для получения оптимальных долгосрочных тарифов достаточно построить и исследовать статическую линейную модель оптимизации развития ОЭС — отдельного блока единой энергосистемы страны. Если в ОЭС значительную роль играют перетоки мощности и энергии из других ОЭС, то эти перетоки необходимо учитывать как специальный вид генерируемых мощностей соответствующего типа в данной ОЭС.

Рассмотрим статическую задачу линейного программирования для оптимизации развития и эксплуатации энергосистемы —

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

определение минимума суммарных приведенных затрат на ввод новых энергомощностей, производство и передачу электрической энергии в году t планового периода при удовлетворении народнохозяйственной потребности в электроэнергии в каждой зоне графика электрической нагрузки энергосистемы.

Эта задача может быть записана в виде:

$$\sum_{i=1}^{3}(EK_i+d_i)\,x_i+\sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}q_{ij}y_{ij}\to\min; \qquad (1а)$$

$$y_{ij}\leqslant h_j\,(N_i+x_i); \qquad (1б)$$

$$\sum_{i=1}^{3}y_{ij}\geqslant \mathcal{Э}_j; \qquad (1в)$$

$$x_i\geqslant 0,\ y_{ij}\geqslant 0 \text{ для } i=1,\ 2,\ 3 \text{ и } j=1,\ 2,\ 3. \qquad (1г)$$

Здесь i — тип электростанции; j — номер временно́й зоны графика нагрузки; рассматриваем три временных зоны — ночную (j=1), дневную (j=2) и пиковую (j=3) и три типа электростанций: базисная (i=1), полупиковая (i=2) или маневренная и пиковая (i=3); N_i — мощности i-го типа, имеющиеся на начало планового периода; x_i — прирост мощностей i-го типа в плановом периоде до года t; y_{ij} — годовое производство энергии на электростанциях i-го типа в j-й временной зоне; K_i — удельные капитальные затраты на прирост мощности i-го типа, включая затраты на создание ВЛ; E — норматив эффективности капиталовложений; d_i и q_{ij} — постоянные и переменные удельные эксплуатационные затраты на производство и передачу энергии для электростанций i-го типа в j-й временно́й зоне; h_j — годовое число часов, приходящихся на j-ю временную зону; $\mathcal{Э}_j$ — годовая потребность в электроэнергии в j-й временной зоне.

В модели не отражен в явном виде баланс мощностей, так как он вытекает из (1б) и (1в). Величина h_j задана на основе прогнозирования графика нагрузки ОЭС и оптимизации перспективных режимов ее работы. Предполагается, что постоянные эксплуатационные затраты (амортизация, часть затрат труда) пропорциональны вводимой мощности и не зависят от объема генерируемой энергии. Переменные эксплуатационные затраты (топливо и другие материальные затраты) пропорциональны объему генерируемой энергии с коэффициентом q_{ij} в j-й зоне графика нагрузки; q_{ij} — усредненная величина, приближенно учитывающая режим работы оборудования, включает затраты на останов, холостой ход и запуск агрегатов.

Данной прямой задаче линейного программирования соответствует следующая двойственная задача:

$$\sum_{j=1}^{3}T_j\mathcal{Э}_j-\sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}r_{ij}h_jN_i\to\max; \qquad (2а)$$

$$\sum_{j=1}^{3}h_jr_{ij}\leqslant EK_i+d_i; \qquad (2б)$$

$$T_j-r_{ij}\leqslant q_{ij}; \qquad (2в)$$

$$r_{ij}\geqslant 0,\ T_j\geqslant 0 \text{ для } i=1,\ 2,\ 3 \text{ и } j=1,\ 2,\ 3. \qquad (2г)$$

Здесь r_{ij} — оптимальная оценка одного киловатта мощности электростанции i-го типа за час работы в j-й временной зоне, T_j — оптимальная оценка одного киловатт-часа энергии, вырабатываемой в j-й временной зоне. Величины T_j и должны интерпретироваться как оптимальные тарифы.

Оптимизационные перспективные расчеты по развитию энергосистем показывают, что должны вводиться новые мощности электростанций всех типов, т. е. $x_i>0$ (i=1, 2, 3), а электроэнергия в каждой временно́й зоне должна производиться только наиболее экономичными (соответствующими данной зоне) станциями, т. е. $y_{21}=y_{31}=y_{32}=0$. Отсюда следует, что неравенства в системе (1б) должны выполняться как строгие, и поэтому $r_{21}=r_{31}=r_{32}=0$ [соответствующие неравенствам (1б) оптимальные (прокатные) оценки равны нулю]. При этих предположениях задача (2а)—(2г) сводится к системе девяти уравнений с девятью неизвестными. Решая эту систему, получаем:

$$T_3h_3=EK_3+d_3+q_{33}h_3=\mathcal{З}_3;$$

$$T_2h_2+T_3h_3=EK_2+d_2+q_{22}h_2+q_{23}h_3=\mathcal{З}_2;$$

$$T_1h_1+T_2h_2+T_3h_3=EK_1+d_1+q_{11}h_1+q_{12}h_2+q_{13}h_3=\mathcal{З}_1.$$

Приведенные равенства означают, что сумма оплаты электроэнергии, производимой агрегатом единичной мощности i-го типа, во всех временных зонах графика нагрузки равна приведенным затратам $\mathcal{З}_i$ на создание и эксплуатацию единицы мощности i-го типа. Отсюда получаем оптимальные тарифы T_j:

$$T_1=\frac{\mathcal{З}_1-\mathcal{З}_2}{h_1},\quad T_2=\frac{\mathcal{З}_2-\mathcal{З}_3}{h_2},\quad T_3=\frac{\mathcal{З}_3}{h_3}.$$

Решением системы из девяти уравнений определяются так же прокатные оценки r_{ij}. Оптимальное решение рассматриваемой задачи дает народнохозяйственный оптимум, который совпадает с локальным хозрасчетным оптимумом энергосистемы. Хозрасчетные интересы энергосистемы обеспечиваются равенством оплаты за потребляемую электроэнергию приростным приведенным затратам на ее производство и передачу. Следует отметить, что оплата электроэнергии по оптимальным тарифам будет равна средним приведенным затратам энергосистемы, если произведена переоценка действующих фондов энергосистемы по их восстановительной стоимости с учетом износа, что и необходимо периодически делать. В противном случае оптимальные тарифы могут быть не равны средним приведенным затратам энергосистемы, и для обеспечения требования равенства при существующей системе хозрасчета необходимо либо изымать излишки в госбюджет в случае превышения оплаты, либо давать дотацию энергосистеме в случае превышения затрат. Для задачи текущего планирования при x_i=0 для всех i и при наличии незагруженных мощностей i-го типа в i-й зоне (летом, в выходные дни, ночью) оптимальный тариф T_i равен переменным эксплуатационным затратам q_{ii} ($T_i=q_{ii}$).

При наличии неиспользованных мощностей в той или иной зоне графика нагрузки целесообразно вводить льготные тарифы, которые должны стимулировать оптимальное использование этих мощностей потребителями. В энергетике обычно рассматривают задачу разработки системы тарифов, которые стимулируют потребителя к регулированию графика нагрузки, переносу потребления из пиковой во внепиковые зоны. В [3] рассмотрена задача текущего регулирования графика нагрузки и разработана методика определения дифференцированного во времени трехставочного тарифа на основе принципов оптимального планирования; здесь предполагается наличие незагруженных мощностей в дневной и ночной зонах, поэтому тарифы в них равны переменной части приведенных затрат — относительному приросту стоимости топлива, которое требуется для удовлетворения дополнительного спроса на электроэнергию.

В пиковой зоне мощности загружены полностью, и прирост потребления электроэнергии в этой зоне может осуществляться только за счет ввода новых мощностей; тариф в пиковой зоне равен приростным приведенным затратам на производство и передачу электроэнергии в этой зоне. Регулирование графика нагрузки приводит к уменьшению потребления электроэнергии в пиковой зоне за счет переноса потребления в другие зоны графика экономии пиковой мощности и приведенных затрат на производство пиковой энергии. Однако внедрение такой системы трехставочных тарифов в практику усложняется тем, что в нашей стране до сих пор не установлены счетчики, которые позволили бы отличать расход электроэнергии потребителем в определенные часы суток.

В настоящее время в нашей стране используется двухставочный тариф для промышленного потребителя, состоящий из основной ставки за заявленную (абонируемую) потребителем мощность в максимуме нагрузки энергосистемы (будем в дальнейшем обозначать этот тариф через a, руб/кВт) и дополнительной ставки за общее количество энергии, потребляемой в течение года [обозначим ставку этого тарифа через b, коп/(кВт·ч)]. Для измерения мощности, используемой в часы максимума нагрузки энергосистемы, используется система счетчиков, устанавливаемая у промышленных потребителей. Потребление электроэнергии в киловатт-часах измеряется обычными счетчиками. Плата за абонируемую мощность a должна стимулировать предприятие сокращать максимум заявленной мощности, распределяя свое потребление более равномерно по времени и разгружая пиковую зону. В то же время ограничиться только этой платой, т. е. установить b=0, $a>0$, было бы нерационально, так как в этом случае предприятие лишалось бы какого бы то ни было стимула к экономии энергии в непиковых зонах.

Проблему установления рационального двухставочного тарифа можно условно разделить на две части:

отвечает ли общий уровень платы за потребляемую энергию принципам оптимальности;

как определить оптимальное соотношение между платой за абонированную мощность a и платой за объем потребляемой энергии b.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Вопрос об уровне платы за энергию неразрывно связан с уровнем цены на топливо, которая в настоящее время существенно занижена по сравнению как с эффективностью использования различных видов топлива в народном хозяйстве, так и с замыкающими затратами на его добычу и доставку [4].

Вопрос определения оптимального соотношения уровней платежей за объявленную мощность a и потребленную энергию b может быть решен, по-видимому, только в предположении, что все предприятия — потребители энергии при определении своих потребностей в общей сумме энергии за год и в максимальном суточном объеме потребления, а также при проведении тех или иных мероприятий, связанных с изменением этих потребностей, исходя из стремления к минимуму своих затрат и руководствуются установленными тарифами. Двухставочный тариф может выполнять роль точного регулятора только при перемещении спроса на электроэнергию между какими-либо двумя временными зонами (например, между пиковой и внепиковой).

По нашему мнению, значительного улучшения регулирования потребления энергии можно было бы добиться, вводя следующий вид трехставочного тарифа, осуществимого и при существующей системе измерения мощности и объема электроэнергии. Следует установить, кроме ставки a_3 за заявленную мощность в пиковой зоне, еще и ставку a_2 за заявленную мощность в дневной зоне. Эту мощность можно контролировать в дневное время с помощью той же системы измерения мощности, что и в часы максимума нагрузки. Тогда получим трехставочный тариф a_3, a_2, b, где a_2 — плата за заявленную мощность в дневной зоне; a_3 — плата за заявленную мощность в пиковой зоне; b — плата за 1 кВт·ч потребляемой электроэнергии.

Для определения тарифов a_3, a_2, b можно построить те же самые задачи линейного программирования, что и при определении тарифов T_j. Дело в том, что тарифы T_j можно однозначно выразить через тарифы a_3, a_2, b по следующим формулам:

$$T_1 = b;\quad T_2 = \frac{a_2}{h_2} + b;\quad T_3 = \frac{a_3}{h_3} + b.$$

Здесь h_j ($j=1, 2, 3$ — годовое число часов, приходящееся на j-ю зону).

В отличие от тарифов T_j ставки a_3 и a_2 определяются в предположении, что заявленная в зоне мощность используется потребителем полностью, т. е. h_3 и h_2 часов в году:

$$b = \frac{З_1 - З_2}{h_1};\quad a_2 = T_2h_2 - T_1h_2 = (З_2 - З_3) - \frac{(З_1 - З_2)}{h_1}h_2;$$

$$a_3 = T_3h_3 - T_1h_3 = З_3 - \frac{З_1 - З_2}{h_1}h_3.$$

Из приведенных соотношений, связывающих тарифы a_3, a_2, b и T_j легко определить, чему равен тариф a_3, a_2, b при незагруженных мощностях в той или иной зоне. Например, если незагруженные мощности базисных электростанций имеются в ночной зоне, то $b=q_{11}$.

Рассмотрим задачу определения двухставочного тарифа a, b. Этот тариф различает только две временные зоны: пиковую и внепиковую, его нельзя однозначно связать с трехставочными тарифами T_j. Поэтому необходимо рассмотреть описанную выше прямую и двойственную задачи линейного программирования для случая трех типов электростанций и двух временных зон графика электрической нагрузки — внепиковой ($j=1$) и пиковой ($j=2$). Тогда из двойственной задачи находятся оптимальные тарифы T_1 и T_2, а также прокатные оценки r_{ij}:

$$T_2h_2 = EK_3 + d_3 + q_{32}h_3 = З_3;$$
$$T_1h_1 + T_2h_2 = З_1 = EK_1 + d_1 + q_{11}h_1 + q_{12}h_2 =$$
$$= EK_2 + d_2 + q_{21}h_1 + q_{22}h_2 = З_2.$$

Полученные равенства означают, что сумма оплаты электроэнергии, производимой единицей мощности i-го типа во всех временных зонах графика нагрузки равна приведенным затратам на создание и эксплуатацию единицы мощности i-го типа. Причем для полупиковых электростанций ($i=2$) в приведенные затраты $З_2$ включаются и переменные затраты за время их работы в ночной зоне. Приведенные затраты полупиковых электростанций равны приведенным затратам базисных электростанций. Такой вывод следует из решения двойственной задачи в предположении, что $x_i > 0$

для $i=1, 2, 3$ и $y_{31}=0$.

Отсюда находим:

$$T_1 = \frac{З_1 - З_3}{h_1};\quad T_2 = \frac{З_3}{h_2}.$$

Двухставочный тариф a, b связан с тарифами T_1 и T_2

$$b = T_1,\quad a + bh_2 = T_2h_2.$$

Следовательно, оптимальный двухставочный тариф

$$a = З_3 - \frac{З_1 - З_3}{h_1}h_2,\quad b = \frac{З_1 - З_3}{h_1}.$$

Такой результат получен в [5] на основе использования другой модели линейного программирования. При наличии излишка мощности у базисных электростанций во внепиковой зоне $b=q_{11}$. При этом из решения прямой задачи (1а—1г) следует, что $y_{21}=0$, т. е. для удовлетворения потребности в энергии во внепиковой зоне нет необходимости производить энергию на полупиковых электростанциях, если имеется избыток базисной мощности, имеющей меньшие переменные затраты.

Может оказаться, конечно, что «свободные» мощности базисных электростанций имеются лишь в ночной зоне; поэтому потребность в дневной зоне может оказаться неудовлетворенной. Следовательно, соответствующая прямая задача неадекватна действительности, также как и двойственная задача, определяющая двухставочный тариф a, b. В действительности полупиковые электростанции будут работать, чтобы удовлетворить нагрузку в дневной зоне, и нельзя полагать, что $b=q_{11}$. Поэтому тариф a, b, не различающий дневную и ночную зоны, нельзя применять для текущего регулирования работы энергосистемы; в условиях существующего измерения мощности и энергии для этих целей необходимо использовать тариф a_3, a_2, b. Для задачи же перспективного планирования развития и эксплуатации энергосистемы в рассмотренном выше случае $x_i > 0$ ($i=1, 2, 3$), применим долгосрочный двухставочный тариф лишь при малых (5—7%) различиях в приведенных затратах базисных и полупиковых электростанций при их работе в базисном режиме.

Приведем условные примеры расчета долгосрочных оптимальных тарифов на электроэнергию для ОЭС Центра.

В соответствии с теорией оптимального планирования в качестве цены топлива используем замыкающие затраты [6, 7]. Годовое число часов использования мощности замыкающих электростанций различных типов в максимуме нагрузки энергосистемы: для базисных АЭС—7000 ч., маневренных угольных ТЭС—4000 ч; пиковых газотурбинных установок (ГТУ)—1000 ч. Значения приведенных затрат на производство электроэнергии (включая затраты на передачу электроэнергии сетями высшего напряжения, без учета распределительных сетей): для базисных АЭС—1,75 коп/(кВт·ч), маневренных угольных ТЭС—2,4 коп/(кВт·ч) и пиковых ГТУ — 4,0 коп/(кВт·ч), а в ночные часы при незагруженной базисной мощности—0,4 коп/(кВт·ч). При этом числа часов использования мощности в ночной, дневной и пиковой зонах годового графика нагрузки: 3000, 3000 и 1000 ч соответственно.

Приведенные затраты на создание и эксплуатацию электростанций i-го типа, замыкающих i-ю временную зону (т. е. замыкающие затраты), $З_1$=122 руб/кВт, $З_2$=96 руб/кВт, $З_3$==40 руб/кВт.

Этим значениям соответствуют долгосрочные оптимальные тарифы: T_1=0,87 коп/(кВт·ч); T_2=1,87 коп/(кВт·ч), T_3==4 коп/(кВт·ч); a_3=31,3 руб/кВт; a_2=30 руб/кВт; b==0,87 коп/(кВт·ч).

Тариф T_2 в 2,15 раза больше T_1, а тариф T_3 в 2,14 раза больше T_2. Следовательно, различия в оплате для дневной и ночной зон столь же значительны, как и для дневной и пиковой зон. Поэтому двухставочный тариф, не различающий дневную и ночную зоны неприменим, и необходимо введение трехставочного тарифа для стимулирования перехода потребителя из дневной зоны в ночную.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Канторович Л. В., Горстко А. Б.** Оптимальные решения в экономике. — М.: Наука, 1972.

2. **Канторович Л. В.** Математические методы в решении хозяйственных задач. — Коммунист, 1966, № 10.

3. **Горнштейн В. М., Штейнгауз В. Е.** Основы построения тарифов, стимулирующих работу потребителей в режиме выравнивания графиков нагрузки энергосистем. — Труды ВНИИЭ. Вып. XXXX. — М.: Энергия, 1972.

4. **Временные** указания по определению экономической эффективности гидроэнергетических объектов. — М.: Изд. ин-та Гидропроект, 1978.

5. **Кузовкин А. И., Панфилов В. Н.** Модели планирования капитальных вложений в энергетике. — М.: Энергия, 1980.

6. **Мелентьев Л. А.** Оптимизация развития и управления больших систем энергетики. — М.: Высшая школа, 1976.

7. **Вигдорчик А. Г., Макаров А. А.** Топливно-энергетический комплекс. — М.: Наука, 1979.

[04.03.82]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.311.1.017.001.24

Определение потерь энергии в замкнутых сетях энергосистем в условиях неполноты информации

КАЗАНЦЕВ В. Н., канд. техн. наук, БЕРДИН А. С., МУХАЧЕВ А. И., ШАМАНОВ А. П., инженеры

Уралтехэнерго

Задача расчета потерь энергии, как интегральной характеристики работы энергосистемы, в настоящее время информационно не обеспечена. Поэтому при ее решении используются данные режима работы сети, предназначенные для других целей — учета выработки, реализации и оборотов электроэнергии, контроля перегрузки оборудования и т. п. При этом возникают значительные трудности методологического порядка, вызванные следующими обстоятельствами: параметры режима работы сети (токи, напряжения и т. п.) являются случайными процессами, характер поведения которых во времени не может быть достоверно описан на основании данных летнего и зимнего контрольных замеров; схема сети в течение расчетного периода претерпевает изменения со сложными вероятностными закономерностями.

Основную долю потерь составляют нагрузочные потери, поэтому в дальнейшем будем рассматривать только их, ограничившись случаем, когда схему сети можно считать неизменной в течение всего расчетного периода. Следует также оговориться, что речь пойдет только о расчетах потерь за прошедшие интервалы времени (ретроспективный анализ).

Для любого элемента сети потери энергии за прошедший период времени T можно выразить в виде интеграла потерь мощности

$$\Delta W = \int_0^T \Delta P(t)\,dt. \qquad (1)$$

Используя понятия коэффициентов распределения и задающих токов в узлах схемы сети, выражение (1) можно преобразовать к виду

$$\Delta W = R \int_0^T \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{n} \dot{I}_i(t)\,\hat{I}_j(t)\,\dot{c}_i\hat{c}_j dt, \qquad (2)$$

где $\dot{C}_i$, $\hat{C}_j$ — коэффициенты распределения токов i-го и j-го узлов; $\dot{I}_i(t)$, $\hat{I}_j(t)$ — ток i-го и сопряженный ток j-го узлов в момент времени t; R — активное сопротивление рассматриваемого элемента схемы; n — число узлов без балансирующего.

Функции, входящие в подынтегральное выражение формулы (2), являются реализациями случайных процессов, поэтому их вид (форма графика нагрузки) может быть достаточно произвольным и точным оценкам не поддается, что является основной причиной сложности расчета потерь. На практике эту сложность удается обходить в случаях, когда все, или по крайней мере подавляющее *большинство графиков нагрузки удовлетворяет некоторым*, весьма общим ограничениям: стабильный характер внутрисуточных колебаний нагрузки, закономерный характер сезонных изменений, типовая форма графика нагрузки и т. п. При этом потери энергии определяются в характерные моменты времени, и для расчета, как правило, достаточно данных контрольных замеров. Такие методы до последнего времени были наиболее распространенными в практике энергосистем. К их числу можно отнести метод времени максимальных потерь и различные модификации метода характерных режимов.

В настоящее время в связи с образованием Объединенных энергосистем и увеличением оборотов мощности между энергосистемами нагрузки упомянутым выше ограничениям не удовлетворяют. В первую очередь это относится к нагрузкам линий межсистемных связей и электростанций. Поэтому возникает необходимость описания нагрузки за весь расчетный период. Точное описание задающих функций нагрузки в общем случае невозможно, однако при расчетах можно использовать приближенные модели.

При ретроспективном расчете нагрузку можно представить: экспериментальной зависимостью, случайной величиной или аналитической функцией.

Выражение (2) составлено для токов, основной причиной изменения которых являются изменения мощности потребления или генерации электроэнергии. Колебания напряжения оказывают на ток значительно меньшее влияние. Поэтому без внесения большой погрешности можно пользоваться усредненными значениями напряжения во всем расчетном периоде. В таком случае выражение (2) преобразуется к виду:

$$\Delta W = TR \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{n} [(\alpha_i\alpha_j + \beta_i\beta_j)(EP_iEP_j + EQ_iEQ_j + \rho_{p_ip_j}\sigma_{p_i}\sigma_{p_j} + \rho_{q_iq_j}\sigma_{q_i}\sigma_{q_j}) + 2\alpha_i\beta_j(EP_jEQ_i - EP_iEQ_j + \rho_{p_jq_i}\sigma_{p_j}\sigma_{q_i} - \rho_{p_iq_j}\sigma_{p_i}\sigma_{q_j})], \qquad (3)$$

где EP_i, EQ_i — средние значения активной и реактивной мощности нагрузки i-го узла; σ_{p_i}, σ_{q_i} — среднеквадратичные отклонения активной и реактивной мощности нагрузки i-го узла от средних значений; $\rho_{p_ip_j}$ — коэффициент корреляции между величинами мощностей; α_i, β_i — постоянные величины, получаемые перемножением коэффициентов распределения на соответствующие усредненные напряжения в узлах сети.

Величины типа EP_i, σ_{p_i} и $\rho_{p_ip_j}$ являются интегральными характеристиками нагрузок энергосистемы:

$$EP_i = \frac{1}{T}\int_0^T P_i(t)\,dt; \qquad (4)$$

$$\sigma_{p_i} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T (EP_i - P_i(t))^2\,dt}; \qquad (5)$$

$$\rho_{p_ip_j} = \frac{\int_0^T (EP_i - P_i(t))(EP_j - P_j(t))\,dt}{T\sigma_{p_i}\sigma_{p_j}}. \qquad (6)$$

Из выражения (3) следует, что потери энергии однозначно определяются интегральными характеристиками системы нагрузок узлов сети и параметрами схемы. Поэтому критерием качества приближения моделей к реальным нагрузкам следует считать степень соответствия их интегральных характеристик.

По характеру поведения, величине и уровню информационной обеспеченности нагрузок все узлы энергосистемы можно разделить на два типа. К первому типу относятся станции и линии межсистемных связей; это наиболее нагруженные узлы, и характер поведения их нагрузок в значительной степени произволен. Измерения нагрузок первого типа обычно производятся несколько раз в сутки в течение всего года, т. е. экспериментальная зависимость имеет хорошее приближение. В то же время использование непрерывных случайных величин или аналитических функций для изображения таких нагрузок приведет либо к неоправданно громоздким вычислениям, либо к значительной потере точности. Таким образом, нагрузки первого типа целесообразно представлять экспериментальной зависимостью. Для вычисления ее интегральных характеристик в выражениях (4)—(6) интегрирование следует заменить суммированием по всему множеству замеров:

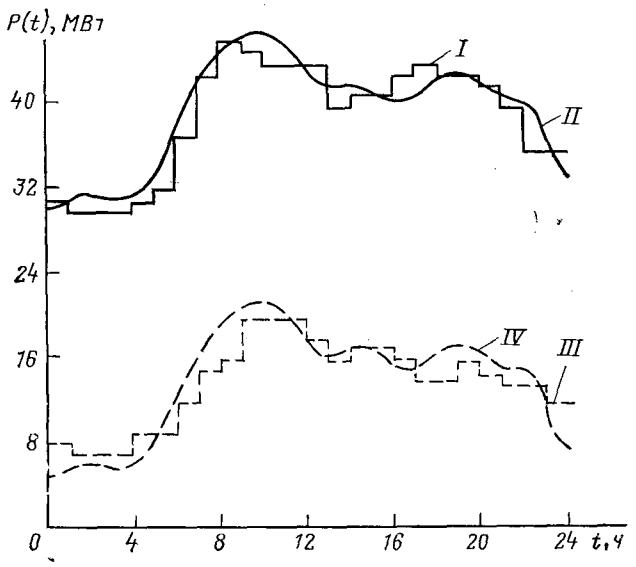
$$EP_i = \frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} P_{ik}; \qquad (7)$$

$$\sigma_{p_i} = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} (EP_i - P_{ik})^2}; \qquad (8)$$

$$\rho_{p_ip_j} = \frac{\sum_{k=1}^{N} (EP_i - P_{ik})(EP_j - P_{jk})}{N\sigma_{p_i}\sigma_{p_j}}. \qquad (9)$$

Ко второму типу относятся все остальные нагрузки. Для них характерны суточная цикличность и близкий к синусоидальному закон сезонного изменения, определяемые изменением продолжительности светового дня и среднесуточных температур в течение года. Измерения нагрузок этого типа обычно производятся два раза в год, в дни контрольных замеров, что не дает

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru



точной экспериментальной зависимости. Поэтому более эффективной моделью приближения для нагрузок второго типа являются случайная величина или аналитическая функция. При этом последний способ предпочтительнее, так как позволяет использовать при построении модели показания счетчиков энергии и учитывать общий синусоидальный характер годового изменения нагрузки.

Так как графики нагрузки узлов второго типа характеризуются суточной и годовой цикличностью, их следует представлять тригонометрическими многочленами. Для построения такой модели разложим график какой-либо нагрузки в ряд Фурье:

$$P_i(t) = A_{0i} + \sum_{k=1}^{\infty}\left(A_{ik}\sin\frac{2k\pi t}{T} + B_{ik}\cos\frac{2k\pi t}{T}\right), \qquad (10)$$

где A_{ik}, B_{ik} — коэффициенты Фурье; T — интервал разложения, равный одному году.

В силу ортогональности ряда Фурье интегральные характеристики нагрузки $P_i(t)$ имеют вид:

$$EP_i = A_{0i}; \qquad (11)$$

$$\sigma_{P_i} = \sqrt{\frac{1}{2}\sum_{k=1}^{\infty}(A^2_{ik} + B^2_{ik})}; \qquad (12)$$

$$\rho_{P_iP_j} = \frac{\sum_{k=1}^{\infty}(A_{ik}A_{jk} + B_{ik}B_{jk})}{2\sigma_{P_i}\sigma_{P_j}}. \qquad (13)$$

Таким образом, задача построения модели сводится к отысканию коэффициентов Фурье, входящих в (10), по результатам контрольных замеров и показаниям счетчиков энергии. Цикличность нагрузок второго типа позволяет сделать предположение о наличии доминирующих гармоник в разложении (10). Исследование реальных графиков нагрузки при помощи метода Бюй—Балло [1] показало, что суточный график нагрузки с достаточной степенью точности описывается пятью гармониками с периодами 4, 6, 8, 12 и 24 часа соответственно. Для учета сезонных изменений нагрузки в модель необходимо ввести гармонику с годовым периодом (8760 ч). С учетом сказанного модель графика нагрузки может быть представлена в виде:

$$P_i(t) = EP_i + \sum_{k\in J}\left(A_{ik}\sin\frac{2k\pi t}{T} + B_{ik}\cos\frac{2k\pi t}{T}\right) + \xi(t), \qquad (14)$$

где J — множество номеров доминирующих гармоник; $J=\{1,365, 730, 1095, 1460, 2190\}$; $\xi(t)$ — погрешность, обусловленная неучетом всех остальных членов разложения (10).

Исследования модели (14) показали, что $\xi(t)$ является стационарным эргодичным процессом с нулевым средним значением и может быть опущено. Коэффициенты Фурье, входящие в (14) можно определить по результатам контрольных замеров, применив принцип наименьших квадратов.

В выражение (3) для потерь энергии входят коэффициенты корреляции между нагрузками всех узлов сети, поэтому необходимо выражение для определения коэффициентов корреляции между нагрузками второго и первого типа:

$$\rho_{P_iP_j} = \frac{\sum_{m=1}^{N}\left[(P_i(t_m) - EP_i)\left(\sum_{k\in J}\left(A_{jk}\sin\frac{2\pi kt_m}{T} + B_{jk}\cos\frac{2\pi kt_m}{T}\right)\right)\right]}{N\sigma_{P_i}\sigma_{P_j}}, \qquad (15)$$

где N — число замеров нагрузки первого типа; t_m — время m-го замера.

При построении модели нагрузки второго типа коэффициент A_{0i} в (10) а, следовательно, и среднее значение проще не вычислять, а определять по показаниям счетчиков энергии.

Предлагаемая модель нагрузок второго типа была проверена на реальных графиках, построенных по почасовым измерениям нагрузки в течение года. Критерием служило соответствие интегральных характеристик реального графика и модели, составленной по результатам контрольных замеров и показаний счетчиков энергии.

Расчет и сравнение коэффициентов корреляции показали, что использование интегральных характеристик моделей не приводит к большой погрешности. Систематическая погрешность при определении среднеквадратичного отклонения объясняется тем, что все рассматриваемые нагрузки имели в течение нескольких суток нулевые значения, что может быть учтено введением специальных ремонтных коэффициентов.

На рисунке приведены суточные графики активной нагрузки произвольно выбранных зимнего (кривая *I*) и летнего (кривая *III*) дней, отличных от дней контрольных замеров, и их модели, построенные по результатам контрольных замеров (кривые *II* и *IV*).

На основании изложенного предлагается следующая последовательность расчета потерь энергии в замкнутой сети.

1. По параметрам схемы на основании методики [2] вычисляются коэффициенты распределения.

2. По показаниям счетчиков энергии определяются средние значения нагрузок.

3. По данным контрольных замеров определяются коэффициенты Фурье при доминирующих гармониках нагрузок второго типа.

4. По данным замеров нагрузок первого типа и результатам расчета п. 3 по формулам (8), (9), (12), (13) и (15) находится система интегральных характеристик всех нагрузок.

5. По формуле (3) производится вычисление потерь энергии для каждого элемента сети.

Предлагаемая методика расчета потерь энергии позволяет преодолеть неоднородность исходных данных о нагрузках разного типа и обеспечивает наиболее рациональное использование исходной информации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Серебренников М. Г., Первозванский А. Л.** Выявление скрытых периодичностей. — М.: Наука, 1973.

2. **Мельников Н. А.** Матричный метод анализа электрических цепей. — М.: Энергия, 1972.

[17.02.82]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.313:537.312.62

Электродинамические переходные процессы в сверхпроводящей магнитной системе электрической машины

ДАНЬКО В. Г., доктор техн. наук, ЯНТОВСКИЙ Л. И., канд. техн. наук,
МИРОШНИЧЕНКО А. Г., БЕРЗИН Е. К., инженеры
Харьков

В стационарных режимах многооболочковые конструкции криостатов сверхпроводящих (СП) магнитных систем пассивны в электродинамическом отношении и никак себя не проявляют. Однако при переходных процессах, сопровождаемых изменением магнитного поля, в этих оболочках индуктируются токи, порождающие значительные электромагнитные усилия, которые могут быть опасными. Переходные токи в оболочках, кроме того, вызывают нагрев этих оболочек, в результате которого усиливается нежелательный теплоприток к СП катушкам.

Вместе с тем, переходные токи в оболочках могут играть положительную роль. В частности, при аварийном процессе гашения магнитного поля вследствие потери сверхпроводимости определенная доля энергии магнитного поля СП катушек из-за демпфирующего действия оболочек выводится за пределы гелиевой камеры (контейнера), что снижает опасность пережога и перенапряжений в СП катушках, поэтому в конструкцию магнитной системы могут вводиться дополнительные демпфирующие элементы.

Степень проявления всех названных эффектов зависит от запасенной и рассеиваемой в переходном процессе энергии, от материала, геометрии и рабочей температуры оболочек криостатов, поэтому учет действия переходных токов необходимо производить еще на стадии проектирования СП магнитных систем. Строгий расчет переходных токов и их действия в элементах СП систем сложной конструкции затруднен и пока не разработан.

В статье изложен способ расчета переходных процессов возбуждения и гашения магнитного поля в многополюсной СП магнитной системе электрической машины.

Процесс возбуждения магнитного поля. Рассматривается явнополюсная магнитная система с шихтованным ферромагнитным сердечником, имеющая в общем случае $2p$ явновыраженных полюсов и криостатов с СП катушками возбуждения, соединенными последовательно. Каждый криостат, плотно охватывающий «теплый» сердечник полюса (рис. 1), состоит из n замкнутых электропроводных оболочек (наружного кожуха, тепловых экранов, гелиевого контейнера и др.). В расчете не учитываются гистерезис и вихревые токи в сердечнике, которые малы благодаря шихтовке.

Переходный процесс в цепи возбуждения при включении ее на постоянное напряжение U описывается уравнением

$$Ri_к + 2p\frac{d\psi_к}{dt} = U, \tag{1}$$

где $i_к$ и $\psi_к$ — ток и потокосцепление катушки; p — число пар полюсов; R — сопротивление цепи.

Можно считать, что сопротивление R определяется только внешними теплыми участками токоподводящей цепи, а не катушками, поскольку при небольшом U процессе нарастания тока $i_к$ медленный и поэтому ток не выходит из сверхпроводника в стабилизирующую подложку и катушка остается сверхпроводящей.

Все n оболочек криостата магнитно связаны с СП катушкой. Переходный процесс в каждой j-й оболочке, если ее рассматривать как замкнутый одновитковый контур, сцепленный с потоком в сердечнике полюса Φ, описывается уравнением

$$R_j i_j + \frac{d\Phi}{dt} = 0, \tag{2}$$

где R_j — сопротивление соответствующей оболочки; i_j — ток в оболочке при переходном процессе.

Потокосцепление $\psi_к$ в (1) удобно разделить на две части

$$\psi_к = \psi + \psi_\sigma = w_к\Phi + \psi_\sigma, \tag{3}$$

где ψ — основное потокосцепление катушки, образованное потоком в сердечнике полюса Φ, сцепленным со всеми витками $w_к$ данной катушки и катушками соседних полюсов противоположной полярности; ψ_σ потокосцепление катушки, образованное полем рассеяния, линии которого сцепляются только с витками своей катушки.

Магнитный поток Φ и потокосцепление ψ_σ являются нелинейными функциями МДС, которая в переходном процессе определяется полным током катушки и токами всех n оболочек криостата

$$\Phi = f\left(w_к i_к + \sum_1^n i_j\right), \tag{4}$$

$$\psi_\sigma = f\left(w_к i_к + \sum_1^n i_j\right). \tag{5}$$

Так как оболочки криостата близко примыкают к сердечнику полюса и толщина их стенок и промежутки между ними малы по сравнению с толщиной катушки, а также учитывая, что оболочки с током не создают магнитного поля внутри своего объема, можно считать, что токи в обмотках не влияют на потокосцепление ψ_σ. Тогда вместо (5) получим

$$\psi_\sigma = f(w_к i_к). \tag{6}$$

Зависимость (4) в переходном режиме, несмотря на некоторое пространственное перераспределение намагничивающих токов между катушкой и оболочками криостата, имеет тот же вид, что и в стационарном режиме, для которого можно получить зависимость (4) и (6) путем решения полевой задачи численными методами, например, методом конечных разностей или методом конечных элементов для различных значений МДС. Полученные зависимости (4) и (6) удобно для расчета переходных процессов аппроксимировать аналитическими функциями: зависимость (4), например, гиперболической, а зависимость (6) — степенной функциями. Тогда (4) и (6) примут вид:

$$\alpha \operatorname{sh} \beta\Phi = 2\left(w_к i_к + \sum_1^n i_j\right), \tag{7}$$

$$\psi_\sigma = \alpha_\sigma i_к^{\beta_\sigma}, \tag{8}$$

где α, β и α_σ, β_σ — числовые коэффициенты.

Множитель «2» в правой части (7) учитывает МДС на пару полюсов. Преобразовав уравнение (1) на основе (3) и (8) и учитывая (2) и (7), получим систему уравнений, описывающую переходный процесс при возбуждении магнитного поля:

$$\left.\begin{aligned}
&Ri_к + 2pw_к\frac{d\Phi}{dt} + 2p\alpha_\sigma\beta_\sigma i_к^{\beta_\sigma - 1}\frac{di_к}{dt} = U;\\
&R_1 i_1 + \frac{d\Phi}{dt} = 0;\\
&\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\\
&R_n i_n + \frac{d\Phi}{dt} = 0;\\
&\alpha \operatorname{sh} \beta\Phi = 2\left(w_к i_к + \sum_1^n i_j\right).
\end{aligned}\right\} \tag{9}$$

Сопротивление оболочек $R_1, \ldots, R_n$ в уравнениях системы (9), строго говоря, непостоянны и зависят от температуры, магнитного поля и времени вследствие поверхностного эффекта. Поверхностным эффектом можно пренебречь на том основании, что толщина оболочек обычно значительно меньше глубины проникновения поля, поскольку длительность рассматриваемых переходных процессов, как показали расчеты, обычно велика. В результате распределение тока в оболочках полагаем равномерным по сечению и их сопротивления без учета магниторезистивного эффекта определяются по площади сечения оболочки, средней длине ее витка и удельному сопротивлению при соответствующей температуре.

Из-за значительной длительности переходного процесса при возбуждении можно считать, что все выделяемое тепло отводится хладоагентом и температура элементов сохраняется неизменной. На основании изложенных соображений сопротивления

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$R_1, \ldots, R_n$ в процессе возбуждения можно принять постоянными. Решение системы дифференциальных уравнений (9) позволяет определить переходные токи во всех оболочках криостатов и в СП катушках.

Процесс гашения магнитного поля. Расчет переходного процесса гашения магнитного поля произведем для случая, при котором после отключения источника питания каждая СП катушка оказывается замкнутой на свое внешнее защитное активное сопротивление $R_з$, используемое обычно в СП системах для вывода магнитной энергии из криостатов. Рассмотрим наиболее тяжелый случай: гашение поля осуществляется вследствие полной потери сверхпроводимости во всех катушках (т. е. выделяется наибольшее количество энергии). В этом случае практически весь ток переходит из сверхпроводящих нитей в стабилизирующую подложку из металла с нормальной проводимостью. Поскольку процесс идет симметрично во всех полюсах, достаточно рассмотреть его в одном полюсе и результат распространить на все остальные полюсы.

Дифференциальное уравнение, описывающее переходный процесс в одной катушке при гашении поля, имеет вид

$$R_к i_к + R_з i_к + \frac{d\psi_к}{dt} = 0, \tag{10}$$

где $R_к$ — полное сопротивление подложки; $R_к$ — защитное сопротивление.

Преобразовав уравнение (10) с учетом (3) и (8), дополнив его уравнениями (2) и (7), получаем систему уравнений, описывающую переходный процесс гашения поля:

$$\left.\begin{aligned} &R_к i_к + R_з i_к + w_к \frac{d\Phi}{dt} + \alpha_\sigma \beta_\sigma i_к^{\beta_\sigma - 1} \frac{di_к}{dt} = 0; \\ &R_1 i_1 + \frac{d\Phi}{dt} = 0; \\ &\vdots \\ &R_n i_n + \frac{d\Phi}{dt} = 0; \\ &\alpha \operatorname{sh} \beta\Phi = 2\left(w_к i_к + \sum_1^n i_j\right). \end{aligned}\right\} \tag{11}$$

При расчете процесса гашения поля необходимо учитывать температурную зависимость удельного сопротивления материала оболочек криостатов, так как большое значение индуктированных при этом токов вызывает их нагрев. Для этого при численном решении на ЭВМ системы дифференциальных уравнений (11) удобно воспользоваться зависимостями удельных сопротивлений от температуры в виде аппроксимирующих функций. Изменение температуры элементов будет определяться их теплоемкостью (если не учитывать теплопередачу). На каждом шаге интегрирования по времени приращение температуры находится по выделившейся в виде тепла энергии

$$\Delta T = \frac{W}{cm}, \tag{12}$$

где W — джоулева энергия, определяемая по формуле

$$W = \int i^2 R dt; \tag{13}$$

c — удельная теплоемкость материала; m — масса.

Удельная теплоемкость на каждом шаге интегрирования также должна определяться с учетом ее нелинейной зависимости от температуры.

Определение электромагнитных сил. Решив систему дифференциальных уравнений (9) или (11) и определив переходные токи, можно найти распределение электромагнитных сил, действующих на оболочки криостата в любой момент времени переходного процесса. На элемент с током Δi и длиной dl в магнитном поле с индукцией $\bar{B}$ действует электромагнитная сила

$$\overline{\Delta f} = \Delta i (\overline{dl} \times \bar{B}). \tag{14}$$

Для нахождения распределения сил поперечное сечение каждой оболочки разбивается на достаточно малые элементы. Предполагая распределение переходных токов по сечению оболочек равномерным, можно найти ток каждого элемента. Далее, решая полевую задачу одним из численных методов, можно определить составляющие индукции магнитного поля B_x и B_y в центре каждого элемента и с учетом (14) найти составляющие сил, действующие на единицу осевой длины элемента:

$$\Delta f_x = \Delta i B_y; \tag{15}$$

$$\Delta f_y = \Delta i B_x. \tag{16}$$

Эти силы, отнесенные к соответствующему размеру Δy и Δx элементов, дают возможность построить эпюры распределенных усилий, действующих на стороны оболочек криостата и по эпюрам оценить прочность конструкции криостата в переходном режиме. Суммированием сил Δf_x и Δf_y, действующих на отдельные элементы, можно определить результирующее усилие на всю оболочку или СП катушку в переходном процессе.

Результаты расчетов. По изложенной методике были выполнены расчеты переходных процессов для мощного десятиполюсного криодвигателя постоянного тока, каждый криостат которого состоит из трех оболочек (рис. 1): каркаса *1* с СП катушкой, теплового экрана *2* и кожуха *3*. Материал кожуха и каркаса — немагнитная нержавеющая сталь, теплового экрана — медь. В рабочем режиме СП катушка и каркас охлаждаются газообразным гелием до температуры 5 К. Тепловой экран, охлаждаемый газообразным гелием, находится при температуре 20 К. Температура кожуха—300 К. Номинальный ток возбуждения $I_{к.н}$=850 А. Напряжение источника питания, соответствующее номинальному току, U=2,66 В. Число витков СП катушки $w_к$=330. Из расчетов магнитного поля, которые производились в двухмерной постановке методом конечных разностей, были получены значения коэффициентов в аппроксимирующих выражениях (7) и (8): α=63867, β=1,74, $\alpha_\sigma = 205{,}6 \cdot 10^{-6}$, β_σ =1,77.

При температуре каркаса 5 К электрическое сопротивление $R_1 = 0{,}9 \cdot 10^{-3}$ Ом, сопротивление экрана при 20 К — $R_2 = 0{,}29 \times 10^{-5}$ Ом, сопротивление кожуха при 300 К — $R_3 = 0{,}1 \cdot 10^{-2}$ Ом.

На рис. 2 представлены результаты решения на ЭВМ М-222

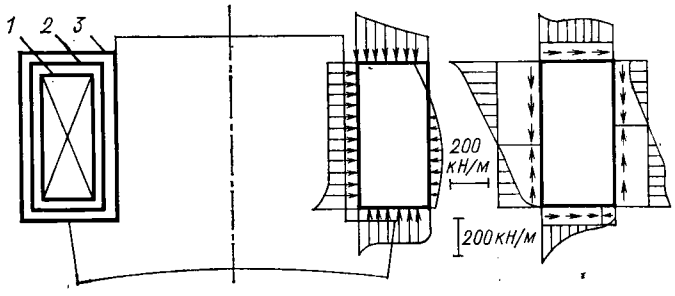


Рис. 1. Схема СП системы и эпюры сил, действующих на экран при гашении поля

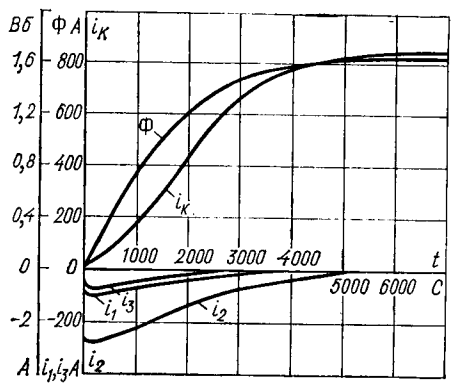


Рис. 2. Графики переходного процесса возбуждения магнитного поля

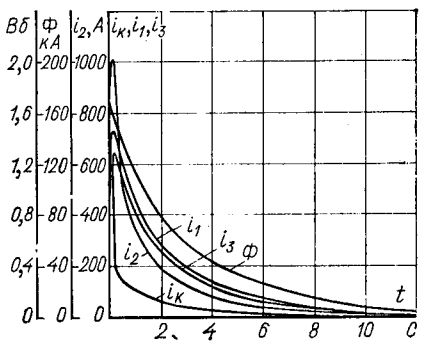


Рис. 3. Графики переходного процесса гашения магнитного поля

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

системы (9), описывающей переходный процесс при возбуждении магнитного поля. Как видно из графиков, процесс возбуждения протекает довольно медленно ввиду малого активного сопротивления цепи при большой индуктивности многополюсного СП индуктора. Вследствие медленного нарастания потока Ф при возбуждении, токи, индуктированные в каркасе (i_1), в тепловом экране (i_2) и в кожухе (i_3) не достигают большого значения и поэтому не опасны, так как не могут вызывать существенного нагрева и больших электромагнитных усилий в элементах конструкции криостата.

На рис. 3 представлены результаты расчета токов и потока в переходном процессе гашения поля при значении защитного сопротивления каждой СП катушки $R_з$=1,18 Ом. Это значение выбрано, как обычно, по максимально допустимому безопасному напряжению на нем $U_з$=1000 В. Из рис. 3 видно, что наибольший всплеск тока возникает в медном тепловом экране (i_2), достигая 201 кА. Этот ток не является опасным в отношении нагрева, так как всплеск тока довольно кратковременный. Как показали расчеты, за время процесса гашения поля температура экрана повысится на 45 К. Гораздо большую опасность представляют электромагнитные силы, возникающие от взаимодействия большого тока экрана с магнитным полем. На рис. 1 показаны эпюры изгибающих и сжимающих (справа) усилий, действующих на 1 м осевой длины стенок экрана для момента времени, соответствующего максимальному току в экране. Механические напряжения, возникающие в стенках экрана при таких усилиях превышают предел текучести для меди. Уменьшение всплеска тока в экране, а, следовательно, и опасности разрушения его конструкции, может быть достигнуто несколькими способами: уменьшением значения защитного сопротивления; увеличением электрического сопротивления экрана; применением дополнительных демпфирующих элементов.

Для оценки влияния значения защитного сопротивления на ход процесса гашения поля и на значение всплеска тока в экране были просчитаны несколько процессов с различным значением защитного сопротивления. Графики тока в экране представлены на рис. 4. Как видно, из этих графиков, значение $R_з$, определяющее постоянную времени изменения магнитного потока, существенно влияет на значение всплеска тока в экране и других оболочках криостата. Таким образом, к выбору защитного сопротивления необходимо подходить не только с точки зрения максимально допустимого напряжения, но и с точки обеспечения механической прочности конструкции криостата.

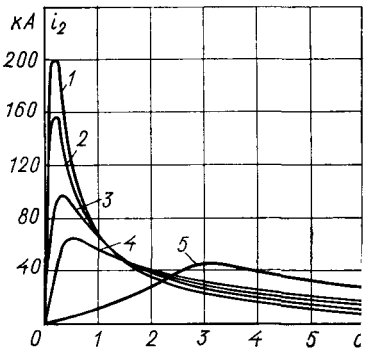


Рис. 4. Токи в экране при гашении поля:
1 — $R_з$=1,18 Ом; 2 — $R_з$=0,59 Ом; 3 — $R_з$=0,236 Ом; 4 — $R_з$=0,118 Ом; 5 — $R_з$=0

Выводы. 1. При проектировании СП магнитных систем н обходим учет действия переходных токов в элементах конструкции криостата.

2. Результаты расчета показали, что наибольшие переходны токи возникают при гашении поля в медном тепловом экран

3. Расчет электромагнитных усилий, действующих на тепл вой экран при гашении поля, показал, что эти усилия мог быть опасными.

[07.07.

УДК 621.331:621.318.3.001.24

Оптимизация электродинамического подвеса высокоскоростного наземного транспорта

НАГОРСКИЙ В. Д., МАЛАХОВ В. И., ГОЛЬДШТЕЙН И. А.

Москва

Одним из направлений разработки высокоскоростного наземного транспорта на магнитном подвешивании (ВСНТ) является создание подвеса, использующего эффект электродинамической левитации. При этом в качестве источника сильного магнитного поля применяются электромагниты со сверхпроводящей обмоткой. Вопросам, связанным с электродинамической левитацией, посвящено значительное число работ, обзор которых можно найти в [1]. В них определялись силы левитации и торможения для модели электромагнита (ЭМ) в виде бесконечно тонкого контура с заданным током, движущимся над проводящей путевой структурой.

Показано, что значение сил, помимо прочих факторов, зависит от геометрической формы контура, которая в свою очередь определяет конструкцию путевого полотна. В реальных условиях геометрические параметры ЭМ определяют массу системы подвеса и мощность тягового привода. Так как стоимость изготовления сверхпроводящих ЭМ является значительной, то оптимизация геометрических форм ЭМ может дать ощутимый экономический эффект. Оптимальный ЭМ должен обеспечивать заданную подъемную силу, минимальную тормозную силу, минимальную стоимость электромагнита и элементов, обеспечивающих его работу. Таким образом, задачу оптимизации ЭМ следует решать как многокритериальную задачу проектирования системы подвеса в целом.

Необходимо различать два характерных этапа при проектировании ЭМ подвеса экипажа. Один из них — проектирование ЭМ на стадии создания экспериментальных образцов, при помощи которых исследуются принципы реализации и особенности магнитного подвеса. Другим этапом является проектирование ЭМ для коммерческого (серийного) экипажа. На первом этапе задача оптимизации решается как многокритериальная задача, конечной целью которой является получение оптимальных технологических параметров ЭМ исследуемой системы подвеса. На втором этапе задача оптимизации решается как задача определения экономической эффективности вариантов систем под са в целом.

Оптимизация ЭМ подвеса при создании экспериментальн образцов. Принимаем, что ЭМ подвеса будет оптимальным, ес вектор его параметров $\bar{\xi}$ минимизирует следующие критерии: м симальное значение силы электродинамического торможен $F_x(\bar{\xi})$; удельную подъемную силу, приходящуюся на едини длины ЭМ $F_z(\bar{\xi})/b$; металлоемкость погонного метра путев полотна $П(\bar{\xi})$; расход обмоточного кабеля ЭМ $Q(\bar{\xi})$; массу лового криостата $M_x(\bar{\xi})$; удельный расход хладоагента $q(\bar{\xi})$.

Обозначая перечисленные критерии через $U_i(U_1=F_x(\bar{\xi}), U_2=F_z(\bar{\xi})/b)$, сформулируем в общем виде задачу многокритериальной оптимизации ЭМ подвеса следующим образом. Для задной целевой векторной функции

$$\bar{u}(\bar{\xi}) = \bar{u}[U_1(\bar{\xi}), \ldots, U_m(\bar{\xi})]$$

требуется найти решение $\bar{\xi}^*=(\xi^*_1, \ldots, \xi^*_k)$, которое одновремно минимизирует m критериев:

$$U_i(\bar{\xi}) \to \min_{\bar{\xi}\in\Omega} \Rightarrow \bar{\xi}^*,$$

причем $\bar{\xi}^*\in\Omega$. Множество Ω допустимых значений перемен ξ обычно задается системой равенств и неравенств в виде:

$$\Omega: \left\{ \begin{array}{ll} g_i(\bar{\xi}) = 0, & i = 1, \ldots, \quad p < k; \\ h_j(\bar{\xi}) \geqslant 0, & j = 1, \ldots, \quad q, \end{array} \right\}$$

где $g_i(\bar{\xi})$ и $h_j(\bar{\xi})$ — заданные скалярные функции, определяю областные и функциональные ограничения на параметры о мизируемого ЭМ.

Решение многокритериальной задачи лежит на множе

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Парето, которое в предлагаемом методе находится с помощью комбинированного алгоритма, включающего глобальную оптимизацию по каждому основному критерию модифицированным алгоритмом случайного поиска и локальную оптимизацию алгоритмом деформируемого многогранника. При оптимизации по i-му частному критерию вычисляются все остальные критерии, которые переводятся в разряд функциональных ограничений. Множество Парето выделяется из общего множества решений с помощью понятий предпочтения и эквивалентности. Состояние $\bar{\xi}_1$ называется более предпочтительным, чем состояние $\bar{\xi}_2$, если $u(\bar{\xi}_1) \leqslant u(\bar{\xi}_2)$, т. е. $\bar{\xi}_1 \} \bar{\xi}_2$, если

$$\forall i \in \{1, \ldots, m\}\ [U_i(\bar{\xi}_1) \leqslant U_i(\bar{\xi}_2)];$$

$$\exists i \in \{1, \ldots, m\}\ [U_i(\bar{\xi}_1) < U_i(\bar{\xi}_2)].$$

В том случае, когда $u(\bar{\xi}_1) = u(\bar{\xi}_2)$, то состояние $\bar{\xi}_1$ и $\bar{\xi}_2$ считаются эквивалентными [2].

Поиск паретовских решений заканчивается автоматически, если по i-му частному критерию достигнута заданная точность вычислений или достигнута так называемая эффективная точка. Под эффективной точкой понимают такие технические реализуемые значения критериев, в которых они не превышают установленные величины, а ограничения не превышают на порядок минимально возможные. Практически это означает выполнение на каждом этапе многокритериальной оптимизации неравенства:

$$\sqrt{\sum_{i=1}^{p} q_i^2(\bar{\xi}) + \sum_{j=1}^{q} \mathbf{1}(h_j)\, h_j^2(\bar{\xi})} \leqslant E,$$

где $E > 0$ — порядок возможного нарушения ограничения; $\mathbf{1}(h_j)$ — оператор Хевисайда.

Для получения однозначного из множества Парето решения введем критерий суммарных допустимых потерь, который характеризует среднеквадратичную оценку отклонения частных критериев u_i от оптимальных значений и имеет вид

$$u = \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^{m} u_i}, \qquad (4)$$

где u_i — приведенные значения i-го частного критерия;

$$u_i = \frac{U_i - U_i^*}{U_i^{**} - U_i^*};$$

$U_i^* = \min\limits_{\bar{\xi} \in \Omega} U_i(\bar{\xi})$ и $U_i^{**} = \max\limits_{\bar{\xi} \in \Omega} U_i(\bar{\xi})$ — минимальные и максимальные значения i-го частного критерия.

Для нормированных критериев $U_i^{**} = [U_i]$, где $[U_i]$ — допустимые по нормам значения соответствующего критерия.

Критерий суммарных допустимых потерь не зависит от преобразования сдвига и изменения масштабов U_i и позволяет проводить сверку линейно зависимых частных критериев. Приведенные значения каждого i-го частного критерия, как и самого критерия (4), изменяются от 0 до 1. Ранжируя точки в порядке возрастания u, получаем на каждом этапе оптимизации паретовские точки лучших (в смысле $u \to \min$) решений, которое при необходимости может быть выдано в виде таблиц. После этого переходим к однокритериальной оптимизации по следующему основному критерию $U_i (i = 1, \ldots, m_1)$ с выбором новой последовательности случайных чисел для глобальной оптимизации.

Описанный алгоритм позволяет равномерно просмотреть все базовое пространство с осями $U_i (i = 1, \ldots, m)$. Останов алгоритма и выбор числа точек $\bar{\xi}$ происходит автоматически. Количество вычислений критериев вследствие выбора регулярных алгоритмов значительно меньше, чем получаемое методами случайного поиска [3].

Пример оптимизации экспериментального ЭМ. В соответствии с изложенным алгоритмом была решена многокритериальная задача оптимизации ЭМ, предназначенных для четырехтонного стенда электродинамического подвеса (ЭДП) массой 4 т [4]. В этой задаче принимались следующие безразмерные параметры оптимизации системы ЭДП:

$$\bar{\xi}_{\text{эксп}} = \left\{ \mathrm{Re}_m,\ \frac{b}{a},\ \frac{T}{2a},\ \frac{h}{a},\ \frac{l}{a} \right\}, \qquad (5)$$

где $\mathrm{Re}_m = \mu_0 \sigma V a$ — магнитное число Рейнольдса; μ_0 — магнитная проницаемость вакуума, Г/м; σ — электропроводность материала путевых полос, См; V — скорость движения экипажа, м/с; $l_a = 2a$; $l_b = 2b$ — габаритные размеры ЭМ прямоугольной формы, м; T, l — толщина и ширина левитационной полосы, м; h — высота левитации, м.

В качестве базовой величины принята полуширина ЭМ a, определяющая объемные размеры сверхпроводящей обмотки ЭМ [5]. Величина тока сверхпроводящей обмотки не является самостоятельным параметром, подлежащим оптимизации, так как $I(h, V)$.

Ограничение в виде равенства (3) задается на силу левитации одного ЭМ, т. е.

$$F_z(\bar{\xi}_{\text{эксп}}) = \mu_0 I^2 F_z\left(\mathrm{Re}_m,\ \frac{b}{a},\ \frac{T}{2a},\ \frac{h}{a},\ \frac{l}{a}\right) = \text{const}. \qquad (6)$$

В результате расчета получены следующие параметры оптимальных ЭМ экспериментальной модели ЭДП:

$$\bar{\xi}_{\text{эксп1}} = \{830;\ 2;\ 0{,}06;\ 1{,}2;\ 1{,}5\} \text{ при } u = 0{,}192; \qquad (7)$$

$$\bar{\xi}_{\text{эксп2}} = \{520;\ 5;\ 0{,}096;\ 1{,}92;\ 1{,}5\} \text{ при } u = 0{,}282. \qquad (8)$$

Оптимизация ЭМ подвеса для коммерческого экипажа. Принимаем, что ЭМ системы подвеса будет оптимальным, если он минимизирует критерий приведенных затрат на ВСНТ, приходящихся на один пассажирокилометр [6]. При этом необходимо учесть, что этот критерий является функцией массоэнергетических параметров, а именно, транспортной массы $M_{\text{тр}}$ и транспортной мощности $P_{\text{тр}}$ системы подвеса [7]:

$$З = \left[\frac{C(V,\ M_{\text{тр}},\ P_{\text{тр}})}{\alpha(M_{\text{тр}})} + C_{\text{тс}}(P_{\text{тр}}) + K_{\text{пу}}(M_{\text{тр}},\ P_{\text{тр}})\, e_{\text{н}} \right] k_{\text{разв}}, \qquad (9)$$

где $C(V,\ M_{\text{тр}},\ P_{\text{тр}})$ — удельные затраты на ВСНТ, зависящие от скорости движения, транспортной мощности и транспортной массы, руб/т; $\alpha(M_{\text{тр}})$ — количество пассажиров, приходящихся на 1 т массы экипажа, пасс./т; $C_{\text{тс}}(P_{\text{тр}})$ — годовые затраты на текущее содержание постоянных устройств, руб/км; $K_{\text{пу}}(M_{\text{тр}},\ P_{\text{тр}})$ — удельные капитальные затраты, связанные с транспортной мощностью и транспортной массой, руб/(пасс·км); $e_{\text{н}} = 0{,}12$ — нормативный коэффициент эффективности; $k_{\text{разв}} = 1{,}02$ — коэффициент развития транспортной системы.

Транспортная масса системы ЭДП включает собственно массу ЭМ, зависящую от параметров подвеса $M_0(\bar{\xi})$, массу системы криообеспечения $\alpha M_0(\bar{\xi})$, массу устройства активного демпфирования колебаний $\beta M_0(\bar{\xi})$, массу экранирующего устройства $\gamma M_0(\bar{\varepsilon})$. Кроме того, необходимо учесть, что в зависимости от параметров подвеса будут изменяться мощность $P_0(\bar{\xi})$, приходящаяся на систему питания, и демпфирование колебаний ЭМ:

$$M(\bar{\xi}) = M_0(\bar{\xi})\,[1 + \alpha + \beta + \gamma] + m_1 P_0(\bar{\xi}),$$

где α, β, γ — коэффициенты, определяющие отношение масс криообеспечения, активного демпфирования и экранирующего устройства к массе $M_0(\bar{\xi})$; m_1 — удельная масса источников энергии, включая массу аварийных источников, приходящихся на 1 кВт мощности системы питания, т/кВт.

Во время движения экипажа возникает электродинамическая тормозная сила $F_x(\bar{\xi})$, которая преодолевается линейным тяговым двигателем. Величина этой силы определяет мощность тягового двигателя, а в итоге его массу, составляющую часть транспортной массы. Аналогичные рассуждения справедливы для силы аэродинамического сопротивления $N_{\text{аэр}}(\bar{\xi})$. В итоге транспортная масса системы ЭДП может быть представлена в следующем виде:

$$M_{\text{тр}} = M(\bar{\xi}) \left\{ 1 + \frac{m_{\text{э}}}{M} [N_{\text{аэр}}(\bar{\xi}) + F_x(\bar{\xi})] \right\}, \qquad (10)$$

где $m_{\text{э}}$ — суммарная масса энергоустановки, приходящаяся на единицу силы тяги при номинальном режиме движения, т/кН; M — полная масса экипажа, т;

Транспортная мощность системы ЭДП включает мощность $P_0(\bar{\xi})$, определенную выше, а также мощность, обусловленную движением экипажа:

$$P_{\text{тр}} = \frac{P_0(\bar{\xi})}{\eta_{\text{у}}} + [M(\bar{\xi}) + m_{\text{к}} P_{\text{реф}}(\bar{\xi})] \frac{N_{\text{аэр}}(\bar{\xi}) + F_x(\bar{\xi})}{\eta_{\text{э}} M} V, \qquad (11)$$

где $\eta_{\text{у}}$ — к. п. д. системы питания и демпфирования обмоток ЭМ; m_k — удельная масса силового криостата, приходящаяся на 1 кВт рефрижераторной установки, т/кВт; $P_{\text{реф}}(\bar{\xi})$ — мощность

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

рефрижераторной установки, кВт; $\eta_э$ — к. п. д. энергетической установки.

Ввиду неопределенности стоимости ряда узлов и элементов сложной конструкции экипажа ВСНТ и путевой структуры оценку эффективности различных систем подвеса следует проводить по отношению к базовому варианту системы подвеса с учетом отличий по массоэнергетическим показателям. В указанной постановке решаются две взаимосвязанные задачи: вначале определяются приведенные затраты для базового варианта экипажа ВСНТ. Затем оптимизируются параметры ЭМ для экипажа с теми же исходными данными, но с учетом отличий по транспортной массе и транспортной мощности:

$$\Delta M_{тр}=M_{тр.б}-M_{тр\,i},\ \Delta P_{тр}=P_{тр.б}-P_{тр\,i}.$$

Снижение транспортной массы системы подвеса может быть использовано для увеличения числа пассажиров на экипаже

$$B=B_б+\frac{\Delta M_{тр}}{m_{пасс}},$$

где $B_б$ — число пассажиров в базовом варианте экипажа; $m_{пасс}$ — средняя масса одного пассажира с багажом.

Аналогично снижение транспортной мощности уменьшает энергоемкость системы подвеса, что ведет к снижению приведенных затрат (9).

Найденная при этом величина разности между базовым и варьируемым i-ым вариантом

$$\Delta З=З_б-З_i \qquad (12)$$

будет зависеть от параметров ЭМ. Максимум этой разности для i-го варианта по сравнению с остальными дает основание считать этот вариант оптимальным с точки зрения параметров ЭМ.

Разность (12) определяется следующими величинами, входящими в формулу приведенных затрат (9): силой электродинамического торможения системы подвеса и направления; расходом сверхпроводникового материала для ЭМ; металлоемкостью путевых полос. Таким образом, задача оптимизации параметров ЭМ ЭДП сводится к следующей задаче однокритериальной оптимизации. Найти

$$U(\bar{\xi})\to\min_{\bar{\xi}\in\Omega}\Rightarrow\bar{\xi}^*, \qquad (13)$$

при условии, что

$$\Omega:\begin{cases}F_z(\bar{\xi})-Mg=0;\quad g=9{,}81\ м/с^2;\\ \bar{\xi}_j\geqslant 0,\quad j=1,\ldots,5.\end{cases} \qquad (14)$$

Суммарный экономический эффект от замены базового варианта системы ЭДП оптимальным можно вычислить по формуле

$$Э_Σ=n_э B T_{ход} V \Delta З, \qquad (15)$$

где $n_э$ — число экипажей, работающих на участке; $T_{ход}$ — время работы экипажа за год.

Пример оптимизации ЭМ подвеса для коммерческого экипажа. Базовый вариант системы ЭДП примем согласно [1], где для экипажа массой 40 т и скорости движения 400 км/ч обеспечивается левитация 8 электромагнитами прямоугольной формы с габаритными размерами $l_a\times l_b=0{,}3\times 1$ м, и м. д. с. каждого ЭМ $I=3\cdot 10^5$ А. Значения массоэнергетических параметров базового варианта, рассчитанные в [7], приведены в табл. 1. В ней для сравнения представлены аналогичные параметры других систем подвеса для экипажа той же массы и скорости движения.

Приведенные затраты для базового варианта, вычисленные по формуле (9) и стоимостным коэффициентам [6], оказались равными $З_б=1{,}152$ коп/(пасс.·км). Разность приведенных затрат (12) для ЭМ ЭДП прямоугольной формы с габаритными размерами l_a и l_b, движущихся над сплошной путевой структурой толщиной T, может быть выражена в виде:

$$\Delta З=\frac{\varepsilon_1(n_б P_{тр.б}-n_i P_{тр\,i})+\varepsilon_2[(l_{аб}+l_{bб})l_б n_б+(l_{ai}+l_{bi})l_i n_i]}{B_б+\Delta M_{тр}/m_{пасс}}+$$
$$+\varepsilon_3(l_{аб}T_б-l_{ai}T_i), \qquad (16)$$

где $n_б$, n_i — число ЭМ, соответственно базового и оптимизируемого варианта; ε_1, ε_2, ε_3 — стоимостные коэффициенты, определяемые в [6].

Положив в качестве критерия оптимизации значение $U(\bar{\xi})=\Delta З$, решим однокритериальную задачу оптимизации (13) и (14). В качестве варьируемых параметров примем длину l_b и ширину l_a ЭМ при условии, что их отношение и безразмерные параметры (5) будут постоянными величинами. Выбор в качестве

Таблица 1

Тип системы магнитного подвеса	$M_{тр}$, т	$P_{тр}$, кВт
ЭДП со сплошной путевой структурой	7,69	1780
ЭДП с путевой структурой дискретного типа	7,59	1550
ЭДП с путевой структурой лестничного типа	7,49	1330
ЭДП с нуль—поточной путевой структурой	7,36	1060
ЭМП'	15,77	2118

начальных параметров оптимизации габаритных размеров ЭМ объясняется следующими причинами: габаритные размеры определяют левитационное качество системы подвеса, металлоемкость путевой структуры, транспортную массу и транспортную мощность системы, стоимость сверхпроводникового материала обмоток ЭМ, стоимость электроэнергии, упруго-диссипативные свойства систем подвеса, что в свою очередь влияет на качество хода всего экипажа ВСНТ, а также на требования к неровностям путевой структуры. Таким образом, решив задачу оптимизации габаритных размеров ЭМ, по мере накопления и уточнения конструктивных данных о системах подвеса можно перейти к оптимизации системы подвеса в целом по критерию (9).

Результаты расчетов массоэнергетических параметров и суммарного экономического эффекта (16) для экипажа массой 40 т с различным числом ЭМ представлены в табл. 2.

Таблица 2

l_b/l_a	n_i	l_a, м	l_b, м	$\Delta M_{тр}$, т	$\Delta P_{тр}$, кВт	$\Delta З$, коп/пасс.·км	$Э_Σ$, тыс.руб/год·поезд
2	4	1,52	3,04	+2,4	−4,36	+0,145	+30,2
	8	0,649	1,30	+2,57	−10,86	+0,134	+27,9
	16	0,213	0,427	+3,55	−47,01	+0,109	+22,7
5	4	0,698	3,49	+2,23	−14,87	+0,149	+31,0
	8	0,453	2,67	+1,36	+10,7	+0,154	+32,1
	16	0,331	1,65	+0,678	+137,3	+0,159	+33,1
	32	0,270	1,35	−1,600	+330,6	+0,196	+40,8

Как видно из табл. 2, все варианты параметров ЭМ, полученные при решении задачи оптимизации по критерию приведенных затрат, предпочтительнее аналогичных параметров базового варианта. Кроме того, ЭМ с отношением $l_a/l_b=2$ эффективнее по транспортной массе, т. е. можно увеличить полезную нагрузку по сравнению с вариантом $l_a/l_b=5$. Однако по транспортной мощности последний вариант для числа ЭМ, равного 8 и более, является предпочтительным. При числе электромагнитов $n_э=32$ выигрыш по транспортной массе не позволяет рекомендовать его для применения. Компромиссным решением по критерию приведенных затрат будет вариант экипажа ВСНТ с ЭДП, содержащий 16 ЭМ левитации на экипаже с габаритными размерами $l_a\times l_b=0{,}331\times 1{,}65$ м с параметрами, приведенными в (7). Суммарный экономический эффект определялся для $I_i=2\cdot 10^5$ А, $n_э=10$, $B_б=75$, $T_{ход}=5200$ ч, $m_{пасс}=128$ кг/пасс.

Выводы. 1. Оптимизацию системы подвеса ВСНТ следует рассматривать как решение многокритериальной задачи оптимизации технических параметров на этапе проектирования экспериментальных образцов и как решение однокритериальной задачи оптимизации экономического критерия на этапе проектирования коммерческого экипажа.

2. В качестве экономического критерия следует принять приведенные затраты на один пассажирокилометр с использованием понятий транспортная масса и транспортная мощность.

3. В результате оптимизации базового варианта экипажа ЭДП с использованием экономического критерия удалось на 15÷20% снизить величину приведенных затрат, приходящихся на один экипаж массой 40 т.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кочетков В. М., Ким К. И., Трещев И. И.** Теория электродинамической левитации, основные результаты и дальнейшие задачи. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1981, № 1, с. 72—91.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

2. **Растригин Л. А.** Современные принципы управления сложными объектами. — М.: Советское радио, 1980. — 232 с.

3. **Алиевский Б. Л.** Проектирование электрических машин как многокритериальная задача оптимизации. — М.: Электричество, 1979, № 5, с. 30—35.

4. **Малахов В. И., Гольдштейн И. А.** Оптимизация магнита электродинамического подвеса. — Тр. Моск. ин-та инж. ж.-д. транспорта, 1981, вып. 683, с. 27—35.

5. **Гольдштейн И. А., Малахов В. И., Пермяков В. В.** К вопросу создания силового модуля на базе серийных криостатов. — Вопросы атомной науки и техники. Сер. Общая и ядерная физика, 1980, вып. 3(13), Харьков, ХФТИ АН СССР, с. 71—73.

6. **Нестеров В. А., Фальк В. Э.** Сферы применения высокоскоростного наземного транспорта (ВСНТ) на магнитном подвесе. — Тр. ИКТП при Госплане СССР, 1980, вып. 82, с. 138—150.

7. **Нагорский В. Д.** Транспортная масса и транспортная мощность системы магнитного подвеса. — Тр. Моск. ин-та инж. ж.-д. транспорта, 1977, № 572, с. 51—56.

[09.11.82]

УДК 541.138.2.001.24

Влияние околоанодных экранов на распределение потенциала при электрохимической защите металлов от коррозии

КЛЕНОВ Г. Э., канд. техн. наук, ЛЯХОВА Н. В., инж., ПОЛЯКОВ А. В., канд. техн. наук

Ленинград

Одной из частных задач теории стационарных электрических полей является расчет распределения потенциала и тока при электрохимической защите металлов от коррозии. Решение этой задачи позволяет обоснованно подойти к проектированию систем электрохимической защиты и определению их параметров. К числу таких параметров относятся, в частности, размеры околоанодных экранов — изоляционных конструкций, на которых устанавливаются анодные узлы [1]. Размеры экранов должны выбираться такими, чтобы максимальное значение защитного потенциала не превосходило бы величины, определяемой, например, из условия стойкости лакокрасочных покрытий на защищаемой поверхности. Однако используемые в настоящее время расчетные формулы для определения параметров околоанодных экранов [1 и 2] получены на основе ряда допущений, не учитывают взаимного влияния анодов и потому нуждаются в существенном уточнении.

Для этого рассмотрим сначала вопрос о распределении защитного потенциала, создаваемого одиночным анодом, расположенным на околоанодном экране. Анализ этого простейшего случая позволяет выяснить основные особенности механизма влияния экрана на распределение потенциала.

Выберем в качестве расчетной модели систему электродов, в которой защищаемая поверхность аппроксимируется линейно поляризующейся плоскостью, а анод и околоанодный экран — точечным источником тока I и непроводящим диском радиуса a (рис. 1,*а*).

Приняв в качестве геометрического масштаба радиус диска a, а масштаба потенциала — величину $I/\gamma a$, где γ — удельная электропроводимость воды, для определения безразмерного потенциала U получим следующее уравнение:

$$\Delta U = -\frac{1}{2\pi}\lim_{R_0\to 0}\frac{1}{R_0}\delta(R-R_0)\delta(Z-H) \qquad (1)$$

с граничными условиями

$$U - k\frac{\partial U}{\partial Z} = 0, \quad Z=0, \quad R\geqslant 1; \qquad (2)$$

$$\frac{\partial U}{\partial Z} = 0, \quad Z=0, \quad R<1, \qquad (3)$$

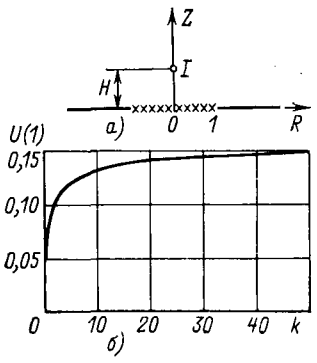


Рис. 1. Расчетная модель (*а*) и зависимость (*б*) смещения потенциала, создаваемого одиночным анодом на краю экрана, от параметра k

где $\delta(x)$ — дельта-функция; $H = h/a$ — безразмерное расстояние между источником тока и плоскостью; $k = \frac{\rho\gamma}{a}$ — безразмерный параметр; ρ — удельное переходное сопротивление лакокрасочного покрытия на защищаемой поверхности.

Решение уравнения (1) будем искать в виде

$$U = U_0 + U_1, \qquad (4)$$

где U_0 удовлетворяет уравнению (1) и граничному условию (2) на всей плоскости, а U_1 является решением однородного уравнения

$$\Delta U_1 = 0 \qquad (5)$$

при граничном условии (2) и условии

$$\frac{\partial U_1}{\partial Z} = -\frac{\partial U_0}{\partial Z}, \quad Z=0, \quad 0<R<1.$$

Выражение для функции U_0 известно [4] и имеет вид

$$U_0 = \frac{1}{4\pi}\left[\frac{1}{\sqrt{(H-Z)^2+R^2}} + \frac{1}{\sqrt{(H+Z)^2+R^2}} - 2\int_0^\infty \frac{\exp(-x)\,dx}{\sqrt{(H+Z+kx)^2+R^2}}\right]. \qquad (6)$$

Представим решение уравнения (5) через интеграл Ханкеля:

$$U_1 = \int_0^\infty A(p) J_0(pR)\exp(-pZ)\,dp.$$

Тогда, введя новую неизвестную функцию $\psi(t)$ с помощью соотношения

$$A(p) = \int_0^1 \psi(t) J_0(pt)\,dt,$$

получим для ее определения следующее интегральное уравнение

$$\psi(t) = t\int_0^1 \psi(p)\,dp\int_0^\infty \frac{x}{1+kx} J_0(px) J_0(tx)\,dx + \frac{kt}{2\pi}\int_0^\infty \frac{x}{1+kx}\exp(-Hx) J_0(tx)\,dx. \qquad (7)$$

Анализ уравнения (7) показывает, что его ядро имеет логарифмическую особенность и во всей области определения сохраняет знак. Поэтому для решения уравнения (7) могут применяться известные методы [1].

[1] Например, сведение к эквивалентной системе алгебраических уравнений [5].

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Значения функции $\psi(t)$ в зависимости от параметра k, рассчитанные из уравнения (7) при замене интеграла квадратурной формулой Гаусса, приведены в табл. 1.

Значения потенциала на защищаемой поверхности связаны с функцией $\psi(t)$ соотношением

$$U = U_0 + \int_0^1 \psi(t)\,dt \int_0^\infty \frac{p}{1+kp} J_0(pR) J_0(pt)\,dp. \qquad (8)$$

Таблица 1

t	Значения функции $\psi(t)$				
	k=1	k=3	k=5	k=10	k=50
0	0,15915	0,15915	0,15915	0,15915	0,15915
0,1	0,15296	0,15489	0,15575	0,15674	0,15826
0,2	0,14676	0,15062	0,15232	0,15434	0,15737
0,3	0,14044	0,14629	0,14886	0,15190	0,15647
0,4	0,13402	0,14191	0,14537	0,14944	0,15557
0,5	0,12740	0,13742	0,14179	0,14694	0,15466
0,6	0,12052	0,13278	0,13811	0,14438	0,15373
0,7	0,11325	0,12795	0,13430	0,14174	0,15278
0,8	0,10538	0,12281	0,13028	0,13898	0,15180
0,9	0,09649	0,11717	0,12591	0,13601	0,15078
1,0	0,08433	0,11001	0,12052	0,13248	0,14962

Это выражение позволяет, в частности, рассчитать значение потенциала U (1) на краю экрана (при R=1). Зависимость величины $U(1)$ от параметра k при H=0 (этот случай представляет наибольший практический интерес) приведена на рис. 1,*б*. Кроме того, выражение (8) при H=0 позволяет оценить погрешность приближенной формулы, рекомендуемой в [2] для определения значений потенциала на защищаемой поверхности при наличии экрана:

$$U_{\text{прибл}} = \frac{\sqrt{k}\,K_1\left(2\sqrt{\frac{R}{k}}\right)}{\pi\sqrt{R}\left[K_0\left(\sqrt{\frac{2}{k}}\right) + \sqrt{2k}\,K_1\left(\sqrt{\frac{2}{k}}\right)\right]},$$

где $K_0(x)$, $K_1(x)$ — функции Макдональда. Значения относительной погрешности $\delta=(U-U_{\text{прибл}})/U$ приведены в табл. 2.

Таблица 2

R	Погрешность приближенных формул δ, %				
	k=1	k=3	k=5	k=10	k=50
1	22,7	9,9	6,5	3,5	1,0
1,5	10,7	4,1	2,6	1,3	0,3
2	7,7	1,5	0,7	0,2	0
5	—16,3	—4,9	—5,8	—4,5	—1,5
10	—47,7	—2,4	—9,2	—9,3	—3,3

Как видно из табл. 2, погрешность приближенных формул максимальна при малых значениях параметра k. Так, на краю экрана при k=1 она составляет 23%, а при больших значениях R может быть еще больше. Вместе с тем у края экрана для всех $k>3$ погрешность не превышает 10%, что в ряде случаев является допустимым при проведении инженерных расчетов.

Более подробный анализ показывает, что при больших расстояниях от анода ($R\gg1$) выражение (8) можно привести к виду

$$U \approx U_0\,[1+\alpha(k)]; \qquad (9)$$

$$\alpha(k) = \frac{2\pi}{k}\int_0^1 \psi(t)\,dt. \qquad (10)$$

Из (9) следует, что влияние экрана в первом приближении может быть учтено увеличением тока источника, причем погрешность такого приближения уменьшается по мере удаления от края экрана. С другой стороны из (9) и асимптотического разложения потенциала U_0 при $R\gg k$ следует, что влияние экрана может быть учтено путем удаления источника от плоскости на расстояние $H_э$, которое определяется по формуле [2]

$$H_э = 2\pi\int_0^1 \psi(t)\,dt.$$

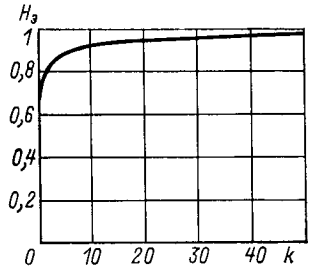


Рис. 2. Зависимость эквивалентной высоты расположения источника $H_э$ от параметра k

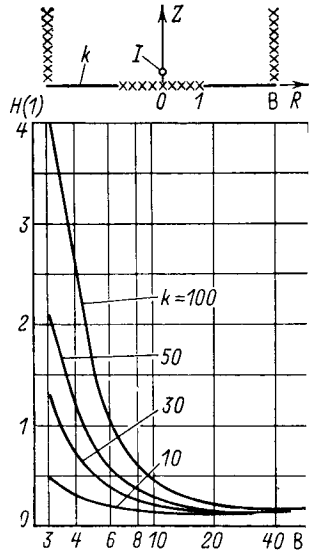


Рис. 3. Расчетная модель и зависимость смещения потенциала, создаваемого системой периодически расположенных анодов на краю экрана, от параметра k при различных значениях радиуса защитного действия B

График зависимости $H_э(k)$ для случая H=0 приведен на рис. 2. Как видно из этого графика, значение $H_э$ в зависимости от величины удельного сопротивления лакокрасочного покрытия изменяется в сравнительно узком интервале — 0,636—1 радиуса экрана. Это существенно отличается от значения $H_э$=0,2, полученного в [3] экспериментальным путем. Такое расхождение указывает необходимость уточнения результатов эксперимента в ча определения величины $H_э$. Следует еще раз подчеркнуть, использование такого приближения справедливо лишь при оп делении смещения потенциала на сравнительно больших р стояниях от края экрана.

На практике для защиты металлических сооружений от к розии используются системы анодов, расположенных на зая щаемой поверхности с определенным шагом (периодом). Д оценки взаимного влияния анодов воспользуемся тем, что в э случае ток каждого анода замыкается на некоторый учас поверхности, называемый зоной защитного действия ано Аппроксимировав защищаемую поверхность бесконечной пл костью и выделив на ее поверхности зону защитного дейст S некоторого анода, можно утверждать, что при периодичес размещении анодов на плоскости через поверхность прямого линдра, опирающегося на участок S, ток не протекает. Заме для упрощения участок S равновеликим диском радиуса (рис. 3,*а*), найдем, что распределение потенциала U, создавае анодом, расположенным на изоляционном экране, удовлетвор уравнению (1) с граничными условиями:

$$\frac{\partial U}{\partial Z} = 0, \quad Z=0, \quad 0\leqslant R<1;$$

$$U - k\frac{\partial U}{\partial Z} = C, \quad Z=0, \quad 1<R\leqslant B;$$

$$\frac{\partial U}{\partial R} = 0, \quad Z>0, \quad R=B;$$

$$U\to 0, \quad Z\to\infty,$$

где неизвестную постоянную C необходимо определить из у вия электронейтральности:

$$-2\pi\int_0^B \frac{\partial U}{\partial Z}\Big|_{Z=0} R\,dR = 1.$$

Как и выше, решение будем искать в виде суммы (4), U_0 удовлетворяет уравнению (1) и граничному условию (12)

[2] Аналогичный вывод был сделан в [3] на основе эксп ментальных исследований.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

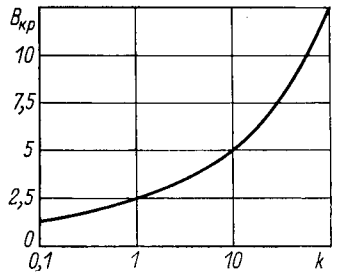


Рис. 4. Зависимость критического радиуса защиты $B_{кр}$ от параметра k

всем промежутке $(0, B)$, а также условиям (13) и (14).

В соответствии с [6] выражение для U_0 может быть представлено в форме

$$U_0=\frac{1}{\pi B^2}\left[Z+k+\sum_{n=1}^{\infty}\frac{\operatorname{sh}\lambda_n Z+k\lambda_n\operatorname{ch}\lambda_n Z}{\lambda_n(1+k\lambda_n)J_0^2(\lambda_n B)}J_0(\lambda_n R)\exp(-\lambda_n H)\right]$$

при $Z\leqslant H$;

$$U_0=\frac{1}{\pi B^2}\left[H+k+\sum_{n=1}^{\infty}\frac{\operatorname{sh}\lambda_n H+k\lambda_n\operatorname{ch}\lambda_n H}{\lambda_n(1+k\lambda_n)J_0^2(\lambda_n B)}J_0(\lambda_n R)\exp(-\lambda_n Z)\right]$$

при $Z\geqslant H$, (16)

где собственные числа λ_n являются корнями уравнения

$$J_1(\lambda B)=0,\ \lambda\neq 0.$$

Функция U_1 удовлетворяет уравнению (5), а граничные условия (при $Z=0$) для ее определения получаются в результате подстановки выражения (16) в (11) и (12). Представив выражение для U_1 в виде

$$U_1=a_0+\frac{2}{B^2}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{a_n J_0(\lambda_n R)\exp(-\lambda_n Z)}{\lambda_n J_0^2(\lambda_n B)}, \qquad (17)$$

для определения a_0 воспользуемся условием $U_0+U_1\longrightarrow 0$ при $Z\longrightarrow\infty$, которое приводит к равенству

$$a_0=-\frac{k+H}{\pi B^2}.$$

Используя условие электронейтральности системы, найдем постоянную C:

$$C=-\frac{1}{\pi}\left(\frac{H}{B^2}+\frac{k}{B^2-1}\right)-\frac{2}{B^2(B^2-1)}\times$$

$$\times\left[\frac{k}{\pi}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{J_1(\lambda_n)\exp(-\lambda_n H)}{\lambda_n(1+k\lambda_n)J_0^2(\lambda_n B)}+2\sum_{n=1}^{\infty}a_n\frac{J_1(\lambda_n)}{\lambda_n^2 J_0^2(\lambda_n B)}\right]. \qquad (18)$$

Для определения неизвестных коэффициентов a_n подставим выражение (17) в граничные условия для функции U_1 при $Z=0$, умножим обе части получившегося равенства на $RJ_0(\lambda_m R)$, $m=1, 2,\ldots$, и проинтегрируем по R в пределах от 0 до B. В результате с учетом выражения (18) придем к следующей бесконечной системе линейных алгебраических уравнений:

$$\bar{a}_m+\frac{2}{kB^2}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{\bar{a}_n}{\lambda_n J_0^2(\lambda_n B)}\left[D_{mn}-\frac{2}{B^2-1}\frac{J_1(\lambda_n)J_1(\lambda_m)}{\lambda_n\lambda_m}\right]=$$

$$=\frac{J_1(\lambda_m)}{(B^2-1)\lambda_m}+\frac{1}{B^2}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{\exp(-\lambda_n H)}{(1+k\lambda_n)J_0^2(\lambda_n B)}\times$$

$$\times\left[D_{mn}+\frac{2}{B^2-1}\frac{J_1(\lambda_n)J_1(\lambda_m)}{\lambda_n\lambda_m}\right], \qquad (19)$$

где $\bar{a}_m=a_m/\pi$;

$$D_{mn}=\begin{cases}\dfrac{B^2}{2}J_0^2(\lambda_m B)-\dfrac{1}{2}[J_0^2(\lambda_m)-J_1^2(\lambda_m)] & \text{при } m=n;\\ \dfrac{\lambda_m J_1(\lambda_m)J_0(\lambda_n)-\lambda_n J_1(\lambda_n)J_0(\lambda_m)}{\lambda_n^2-\lambda_m^2} & \text{при } m\neq n.\end{cases}$$

Поскольку двойной ряд, построенный из квадратов коэффициентов системы (19), сходится, для решения этой системы можно использовать метод редукции [7].

Полученные результаты позволяют рассчитать смещение потенциала на краю экрана

$$H(1)=U(1)-C$$

в зависимости от величины радиуса защитного действия B (рис. 3,*б*) при различных значениях параметра k. Как видно из приведенных данных, по мере увеличения B величина смещения потенциала быстро уменьшается, приближаясь к пределу, равному смещению, создаваемому у края экрана одиночным анодом. Так, при $k=100$ и $B=25$ значение смещения потенциала, вызванное группой анодов, отличается от своего предельного значения не более чем на 15%. Это обстоятельство позволяет ввести понятие критического радиуса защиты $B_{кр}$ так, что при условии $B>B_{кр}$ для определения смещения потенциала с погрешностью не более 15% можно пользоваться результатами, полученными для одиночного анода. В противном случае необходимо учитывать влияние соседних анодов. График зависимости $B_{кр}(k)$ приведен на рис. 4.

Таким образом, получены все необходимые зависимости, позволяющие определить параметры околоанодных экранов исходя из обеспечения как минимальных, так и максимальных критериев электрохимической защиты металлических сооружений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Коррозия** и защита морских судов/ И. Я. Богорад, Е. В. Искра, В. А. Климова, Ю. Л. Кузьмин. — Л.: Судостроение, 1973.

2. **Кузьмин Ю. Л., Свядощ Е. А.** Расчет распределения тока и потенциала для точного и линейного анодов с изоляционными экранами при катодной защите судов от коррозии. — Технология судостроения, 1976, № 6.

3. **Кузьмин Ю. Л.** Экспериментальное уточнение расчетных формул для распределения потенциала при электрохимической защите судов от коррозии. — Защита металлов, 1972, т. 8, № 1.

4. **Weber H.** Über die Besselschen Funktionen und ihre Anwendung an die Theorie der elektrischen Ströme. — J. für Math., 1973, № 78.

5. **Канторович Л. В., Крылов В. И.** Приближенные методы высшего анализа. — М. — Л.: Физматгиз, 1962.

6. **Иоссель Ю. Я.** Расчет потенциальных полей в энергетике. — Л.: Энергия, 1978.

7. **Канторович Л. В., Акилов Г. П.** Функциональный анализ.— М.: Наука, 1977.

[25.12.81]

ВНИМАНИЮ

руководителей организаций и предприятий!

В Энергоатомиздате в апреле — мае 1983 г. выходят бланки-заказы на плакаты по экономии тепловой и электрической энергии, а также на плакаты по технике безопасности.

Плакаты по экономии тепловой и электрической энергии призывают экономить электроэнергию, топливо и показывают средства их рационального расходования.

Плакаты по технике безопасности иллюстрируют основные положения правил по технике безопасности, напоминают о мерах и приемах безопасной работы на электрических станциях и подстанциях в энергетических системах, в электроустановках промышленных предприятий и промышленной теплоэнергетике, на предприятиях электротехнической промышленности, при пользовании электроэнергией в сельском хозяйстве и быту.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Хроника

ВЛАДИМИР СТЕПАНОВИЧ КОМЕЛЬКОВ

(К 70-летию со дня рождения)

В феврале с. г. исполнилось 70 лет со дня рождения доктора технических наук, профессора Владимира Степановича Комелькова. В 1937 г. он окончил Московский энергетический институт. Ученая степень кандидата технических наук присуждена ему в 1940 г., ученая степень доктора технических наук — в 1954 г., в 1970 г. он утвержден в звании профессора.

После окончания института В. С. Комельков работал в ЭНИН им. Г. М. Кржижановского, где провел общий цикл работ по исследованию молнии и электрического разряда в длинных воздушных промежутках. В результате этих работ получены уникальные данные, позволившие обоснованно выбрать и ввести параметр максимальной крутизны фронта волн тока молнии в «Руководящие указания по грозозащите линий электропередачи и подстанций».

В период Великой Отечественной войны В. С. Комельковым была разработана грозозащита аэростатов заграждения и наблюдения.

Весьма плодотворными оказались работы В. С. Комелькова по изучению процессов пробоя длинных воздушных промежутков и физики молнии. Они имели фундаментальное значение, привели к созданию нового научного направления в физике молнии и грозозащиты, получили мировое признание, а вытекающие из них представления в настоящее время являются общепринятыми.

В 1949 и 1951 гг. он удостоен Государственной премии второй степени, в 1953 г. — Государственной премии первой степени и звания лауреата Государственных премий СССР.

В. С. Комельков был одним из первых ученых, начавших исследования в области нагрева и удержания плазмы большими импульсными токами для целей термоядерного синтеза. Данные

приведенных им исследований в этой области вошли в известный доклад акад. И. В. Курчатова в Харуэлле (Англия), положивший начало широкому развитию работ по управляемому термоядерному синтезу.

Широкую известность и признание получили работы В. С. Комелькова по исследованию электрической прочности и развитию электрических разрядов в жидких диэлектриках. За комплекс работ в этой области Академия наук СССР присудила ему премию им. П. Н. Яблочкова.

Ученый с большим техническим кругозором, проф. В. С. Комельков с самого начала развития исследований по управляемому термоядерному синтезу поставил задачу разработки инженерных проблем, и, в частности, развития высоковольтной импульсной техники, так как отчетливо понимал, что эффективное развитие работ по высок температурной плазме быстрых проце сов возможно лишь на совершенно н вой технической основе. Эти работы, о раженные в монографии «Техника бол ших импульсных токов и магнитных п лей», вышли за пределы первоначальны задач и привели к созданию совершен нового направления в электрофизи высоких напряжений.

С 1972 г. проф. В. С. Комельков качестве заместителя директора по н учным вопросам ЭНИН им. Г. М. Крж жановского руководит электроэнергет ческими подразделениями института лабораторией электрофизики.

В. С. Комелькову принадлежит б лее 90 опубликованных научных труд и изобретений, среди его учеников ак демик, доктора и кандидаты наук.

Научную и практическую деятел ность В. С. Комельков всегда сочет с научно-организационной и обществ ной работой. Член КПСС с 1943 г., неоднократно избирался в партбю ЭНИН им. Г. М. Кржижановского; 5 л был членом экспертного совета ВА В настоящее время руководит электр энергетической секцией и является чл ном Научного совета ЭНИН, члено Научного совета по теоретическим электрофизическим проблемам электр энергетики АН СССР, членом Комисс по энергетике АН СССР, членом квал фикационных советов ЭНИН и ВЭ членом редколлегии журнала «Электр чество».

Научная и общественная деятел ность В. С. Комелькова отмечена выс кими правительственными наградам орденом Ленина, орденом Красной Зв ды и многими медалями; ему присвое почетное звание заслуженного деяте науки и техники РСФСР.

Редакция и редколлегия журна «Электричество», группа товарищей ученик

Бланки-заказы высылаются издательством бесплатно по запросам организаций. В них приведен полный перечень плакатов, указаны условия их получения и порядок оформления заказов.

За получением бланков-заказов следует обращаться по адресу: 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10, Энергоатомиздат, отдел распространения. Телефон для справок: 235 — 39 — 27.

СВОЕВРЕМЕННО ОФОРМЛЯЙТЕ ЗАКАЗЫ

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ИВАН ТИХОНОВИЧ ЖЕРДЕВ

После продолжительной болезни на 79-м году жизни скончался Иван Тихонович Жердев, профессор Днепропетровского металлургического института, доктор технических наук, бессменный заведующий кафедрой электротермических установок, лауреат Государственной премии СССР.

Окончив в 1929 г. Днепропетровский горный институт по специальности инженер-электромеханик, И. Т. Жердев до 1953 г. работал заведующим электротехнической лабораторией и начальником ТЭЦ Днепропетровского металлургического завода им. Петровского. Здесь в 1932 г. под руководством И. Т. Жердева был пущен первый в СССР блюминг с электроприводом, освоены первые мощные турбогенераторы завода «Электросила», без услуг фирм-поставщиков установлено и налажено иностранное электрооборудование, проведены научно-исследовательские работы.

В 1935 г. И. Т. Жердев перешел в Днепропетровский металлургический институт и с 1937 по 1941 г. занимал должность и. о. заведующего кафедрой электротехники. В ДМетИ он совместно с проф. С. И. Тельным и самостоятельно провел большую научную работу в области электрической дуги. В 1940 г. И. Г. Жердев успешно защитил кандидатскую диссертацию; в 1941 г. ему была присуждена Государственная премия.

В период Великой Отечественной войны И. Т. Жердев работал доцентом в Магнитогорском горно-металлургическом институте, где принимал участие в

работе Комитета ученых помощи фронту.

В 1943 г., вернувшись в Днепропетровск, И. Т. Жердев организовал в ДМетИ кафедру электротехники и в течение 30 лет руководил ею. В 1952 г. он защитил докторскую диссертацию. Основным направлением научной работы проф. И. Т. Жердева и сотрудников руководимой им кафедры была электротермия, в частности, изучение процессов в электрической дуге и использование их в промышленных электрических печах.

И. Т. Жердев был замечательным педагогом, отдавшим будущим поколениям советских ученых и инженеров свои знания, опыт, культуру. За время научно-педагогической деятельности он создал свою научную школу. Благодаря его усилиям в ДМетИ в 1962 г. была открыта специальность «Электротермические установки» и организована аспирантура по этой же специальности.

Проф. И. Т. Жердев — автор многих десятков научных трудов, изданных в периодической печати, его имя широко известно и пользуется большим авторитетом в СССР и за рубежом. Научно-педагогическую деятельность он совмещал с большой общественной работой: был членом Национального комитета по электротермии, членом научных и методических советов ряда министерств, научных организаций и вузов, членом редакционных советов издательств.

Трудовая, научная, педагогическая и общественная деятельность И. Т. Жердева высоко оценена партией и правительством. Он награжден тремя орденами «Знак Почета» и несколькими медалями.

Память об И. Т. Жердеве навсегда сохранится в сердцах его последователей и учеников.

Группа товарищей и учеников

75 ЛЕТ МОСКОВСКОМУ ОБЩЕСТВУ РУССКИХ ЭЛЕКТРОТЕХНИКОВ

Учредительное собрание общества состоялось 4 марта 1908 г. Важнейшие цели общества определялись в его уставе: «...объединение электротехников на почве научно-технических и профессиональных интересов и содействие развитию промышленности в России...».

Инициаторами создания общества были инженеры Московской электростанции общества 1886 г. во главе с Р. Э. Классоном и московского трамвая, объединившиеся вокруг М. К. Поливанова; большую роль играла и кафедра физики профессора А. А. Эйхенвальда — ректора Московского инженерного училища (ныне Московский институт инженеров транспорта), который был избран первым председателем Московского общества русских электротехников.

А. А. Эйхенвальд был инженером-путейцем, дополнительное образование физика получил в Страсбургском университете. Научные интересы А. А. Эйхенвальда лежали в области электричества. Талантливый организатор учебных и демонстрационных лабораторий, прекрасный лектор, он был известен и своими либеральными взглядами.

Заместителями А. А. Эйхенвальда были избраны инженеры Р. Э. Классон и И. В. Линде, ученым секретарем — Л. В. Дрейер, казначеем — А. А. Спицын. В совет общества входило около 15 чел., среди них Г. М. Кржижановский и Л. Б. Красин, ставшие впоследствии видными общественными и государственными деятелями, изобретатель лампы накаливания А. Н. Лодыгин, а также будущие участники разработки и осуществления плана ГОЭЛРО, крупные деятели высшей школы К. А. Круг, М. К. Поливанов, Л. И. Сиротинский, Н. И. Сушкин, Б. И. Угримов, Н. Ф. Каган — Шабшай и др.

В 1910 г. председателем общества был избран старейший работник московского трамвая А. Л. Линев, его заместителем Н. Ф. Каган-Шабшай, ученым секретарем Н. Н. Лебеденко. В последующие годы председателями избирались М. К. Поливанов (1911 г.); В. В. Старков (1912 г.), его заместителем был видный инженер Н. Н. Вашков; Н. И. Сушкин (1913 г.); А. Л. Линев (1914 г.); М. К. Поливанов (1915 и 1916 гг.); А. А. Эйхенвальд (1917 г.). Первоначально в общество входило 200 человек, через 5 лет число членов превысило 450.

В годы гражданской войны и экономической разрухи общество не проявляло признаков своего существования. Только в 1922 г. оно было восстановлено группой инженеров, объединенных разработкой плана ГОЭЛРО. Председателем был избран М. К. Поливанов. В том же году жизнь электротехнических обществ была отражена в журнале «Электричество», который стал и органом Московского общества электротехников: «Общество электриков в Москве» (№ 1, 1922), «Из жизни электротехнических обществ» (№№ 1 и 2, 1922).

Общество электротехников, которому посвящена эта заметка, часто называли Обществом электротехников в Москве (Московским электротехническим обществом), но называли и Обществом русских электротехников. Под таким наименованием оно было известно за границей, так значилось оно и в протоколах ВАИ (Всесоюзной ассоциации инженеров), перед которым общество и отчитывалось как одна из ее секций. В протоколе ВАИ от 26 января 1927 г. отмечается, однако, что деятельность общества фактически ограничивается Москвой и что все его действия параллельны действиям VI (электротехнического) отдела Русского технического общества (Ленинград). В этом протоколе в последний раз отражается жизнь Московского общества. Следующие фазы его существования совпадают с быстро изменяющимися организационными формами.

В 1928 г. был проведен IX Электротехнический съезд совместно с IV Теплотехническим съездом (I энергетический съезд), после чего был создан ВЭК (Всесоюзный энергетический комитет). Вскоре взамен ВЭК было организовано Всесоюзное научное инженерно-техническое общество энергетики и связи, которое возглавили академик А. А. Чернышев и член-корреспондент АН СССР М. А. Шателен. Это общество существовало еще и в послевоенное время, приобретя в дальнейшем все черты современных научно-технических обществ, в состав которых входят сегодня десятки тысяч членов.

ПОЛИВАНОВ К. М., проф.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

СОДЕРЖАНИЕ

Лачугин В. Ф., Попов И. Н., Соколова Г. В., Зейналов А. Д. — Исследование волновых процессов для релейной защиты линий сверхвысокого напряжения 1

Смирнов К. А. — Условия возникновения самораскачивания в энергосистемах 8

Рабинович Р. С., Полонская М. А. — Модели тепловых электростанций для расчета длительных электромеханических переходных процессов в энергосистемах 11

Новиков В. В., Кривенцев В. И., Дроздов В. В. — Оптимальное размещение оборудования в автономной электроэнергетической системе 19

Решетов С. А. — Оптимизация сечений проводов и размещения узлов разветвленной электрической сети 23

Будзко И. А., Левин М. С., Блохина Е. Л. — Выбор параметров электрических сетей сельских населенных пунктов 27

Иванов-Смоленский А. В., Власов А. И., Кузнецов В. А., Мартынов В. А. — Расчет дифференциального рассеяния обмотки якоря явнополюсной синхронной машины . . 31

Владимирский С. А., Наседкина А. Я., Филиппов И. Ф. — Развитие систем вентиляции крупных гидрогенераторов 39

Желтов К. А. — Стабилизация высокого напряжения в схемах с импульсными трансформаторами 44

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Засыпкин А. С., Рогачевский В. И. — О применимости дифференциально-фазного принципа для релейной защиты автотрансформатора 48

Намитоков К. К., Брезинский В. Г., Юрченко С. М. — К расчету нестационарного температурного поля катушки электромагнита 49

Корнеев В. В., Трухин В. А. — Особенности вывода энергии из секционированного соленоидального индуктивного накопителя в схеме с умножением тока 5

СООБЩЕНИЯ

Авруцкий В. А., Наймарк Г. В. — Послестримерная стадия разряда в неоднородном поле 5

Денисенко Н. А., Гоффманн И. — Стохастическая модель выбора элементов систем электроснабжения 5

Литкенс И. В., Федотова Н. В., Хачатурова Е. А. — Упрощения элементов энергосистемы при анализе статической устойчивости с учетом самораскачивания 6

Волконский В. А., Кузовкин А. И. — О тарифах на электроэнергию с точки зрения теории оптимального планирования 6

Казанцев В. Н., Бердин А. С., Мухачев А. И., Шаманов А. П. — Определение потерь энергии в замкнутых сетях энергосистем в условиях неполноты информации 6

Данько В. Г., Янтовский Л. И., Мирошниченко А. Г., Берзин Е. К. — Электродинамические переходные процессы в сверхпроводящей магнитной системе электрической машины 6

Нагорский В. Д., Малахов В. И., Гольдштейн И. А. — Оптимизация электродинамического подвеса высокоскоростного наземного транспорта 6

Кленов Г. Э., Ляхова Н. В., Поляков А. В. — Влияние околоанодных экранов на распределение потенциала при электрохимической защите металлов от коррозии 7

ХРОНИКА 7

CONTENTS

A Study of Travelling Waves for Analyzing Relay Protection of EHV Lines — **V. F. Lachugin, I. N. Popov, G. V. Sokolova, A. D. Zeinalov** 1

Conditions for Hunting in Power Systems — **K. A. Smirnov** . 8

Thermal Power Plant Models Employed in the Calculation of Long-Time Electromechanical Transients in Power Systems — **R. S. Rabinovitch, M. A. Polonskaya** 11

Optimum Siting of Equipment in an Independent Power System — **V. V. Novikov, V. I. Kriventsev, V. V. Drozdov** . 19

Optimizing Conductor Cross Section and Siting of Units in a Multibranch Network — **S. A. Reshetov** 23

Selecting the Parameters of Networks for Rural Settlements — **I. A. Budzko, M. S. Levin, E. L. Blokhina** 27

Calculating the Differential Leakage Reactance of the Armature Winding in a Salient-Pole Synchronous Machine — **A. V. Ivanov-Smolenski, A. I. Vlasov, V. A. Kuznetsov, V. A. Martinov** 31

Development of Ventilation Systems for Large Hydro-Electric Generators — **S. A. Vladimirski, A. J. Nesedkina, I. F. Philippov** 39

Stabilizing the High Voltage in Circuits With Peak Transformers — **K. A. Djeltov** 44

FROM OPERATING EXPERIENCE

On Applying the Differential-Phase Principle for Relay Protection of an Autotransformer — **A. S. Zasipkin, V. I. Rogachevski** 48

On Calculating the Unstationary Temperature Field in the Coil of an Electromagnet — **K. K. Namitokov, V. G. Brezinski, S. M. Yurchenko** 49

Features in Extracting Energy From a Sectionalized Solenoid Type Induction Storage Element in a Circuit With Current Multiplication — **V. V. Korneyev, V. A. Trukhin** . . .

REPORTS

The Post-Streamer Stage of Discharge in a Non-Homogeneous Field — **V. A. Avrutski, G. V. Naimark** . . . . . .

A Stochastic Model for Selecting Elements in Power Supply Systems — **N. A. Denisenko, I. Hoffmann** . . . .

Simplification of Power System Elements in Analyzing Steady-State Stability With Account Taken of Hunting — **I. V. Litkens, N. V. Fedotova, E. A. Khachaturova** . . .

On Electric Energy Rates From the Standpoint of Optimum Planning Theory — **V. A. Volkonski, A. I. Kuzovkin** . .

Calculating Losses in Interlaced Networks for Incomplete Information — **V. N. Kazantsev, A. S. Berdin, A. I. Mukhachev, A. P. Shamanov** . . . . . .

Electrodynamic Transients in the Superconducting Magnetic System of an Electrical Machine — **V. G. Danko, L. I. Yantovski, A. G. Miroshnichenko, E. K. Berzin** . . . .

Optimization of the Electrodynamic Suspension for High-Speed Street Transport — **V. D. Nagorski, V. I. Malakhov, I. A. Goldstein** . . . . . .

How the Screens Near the Anode Influence the Potential Distribution for Electro-Chemical Protection of Metals Against Corrosion — **G. E. Klenov, N. V. Lyakhova, A. V. Polyakov**

CHRONICLE . . . . . .

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

РЕФЕРАТЫ ПУБЛИКУЕМЫХ СТАТЕЙ

УДК 621.316.925

Использование волновых процессов для релейной защиты линий сверхвысокого напряжения. Лачугин В. Ф., Попов И. П., Соколова Г. В., Зейналов А. Д. — «Электричество», 1983, № 3.

Приведены методика и анализ результатов исследований сигналов, формируемых в условиях переходного процесса при коротких замыканиях для целей построения релейной защиты ВЛ СВН. Излагаются общие положения построения защиты, выбор ее характеристик, а также вопросы отстройки от грозовых и других возмущений, не связанных с короткими замыканиями. Библ. 14.

УДК 621.311.016.351.001.24

Условия возникновения самораскачивания в энергосистемах. Смирнов К. А. — «Электричество», 1983, № 3.

Рассмотрены условия возникновения самораскачивания в энергосистемах. Показано, что наряду с самораскачиванием, связанным с параметрическими характеристиками машин и с действием регуляторов возбуждения, следует также рассматривать самораскачивание в системах, вызванное перегрузкой линий электропередачи, соединяющих станционные узлы. Библ. 7.

УДК 621.311.22.018.782.3.001.57

Модели тепловых электростанций для расчета длительных электромеханических переходных процессов в энергосистемах. Рабинович Р. С., Полонская М. А. — «Электричество», 1983, № 3.

Описаны упрощенные модели тепловых электростанции с различными типами агрегатов и различными системами регулирования котлов и турбин, разработанные для расчетов длительных электромеханических переходных процессов в энергосистемах. Проведено сопоставление результатов расчетов на ЦВМ с использованием разработанных моделей и результатов натурных экспериментов. Приведены результаты расчетов на ЦВМ длительных переходных процессов в энергосистемах с агрегатами различных типов при возникновении дефицита мощности. Библ. 12.

УДК [621.316.174:629.13].001.24

Оптимальное размещение оборудования в автономной электроэнергетической системе. Новиков В. В., Кривенцев В. И., Дроздов В. В. — «Электричество», 1983, № 3.

Рассмотрен алгоритм выбора оптимального размещения распределительных устройств электрической сети автономной системы подвижных объектов. Электрическая сеть оптимизируется по критерию конструктивной массы с учетом ограничений, накладываемых на размещение распределительных устройств, и ограничений на допустимую потерю напряжения и на защиту проводов автоматами или предохранителями. Библ. 6.

УДК [621.316.174:629.13]001.24

Оптимизация сечений проводов и размещения узлов разветвленной электрической сети. Решетов С. А. — «Электричество», 1983, № 3.

Рассмотрена задача обобщенного синтеза оптимальной электрической сети автономной электроэнергетической системы по двум векторам координат: поперечным сечениям проводов на участках сети и длинам этих участков. Установлен новый признак оптимальности электрической сети относительно координат размещения ее узлов. Библ. 4.

УДК 53:631.316.1.001.24

Выоор параметров электрических сетей сельских населенных пунктов. Будзко И. А., Левин М. С., Блохина Е. Л. — «Электричество», 1983, № 3.

Изложена методика выбора параметров электрических сетей в сельских населенных пунктах. Обоснована возможность выбора числа подстанций методом районирования векторов состояния природы. Библ. 10.

УДК 621.313.32.045.013.001.24

Расчет дифференциального рассеяния обмотки якоря явнополюсной синхронной машины. Иваиов-Смолеиский А. В., Власов А. И., Кузнецов В. А., Мартынов В. А. — «Электричество», 1983, № 3.

Дана методика расчета коэффициента дифференциального рассеяния синхронной явнополюсной машины (ЯСМ) с учетом влияния двухсторонней зубчатости сердечников и токов демпферной обмотки, приведены уравнения расчета потокосцеплений и э. д. с. обмоток методом проводимостей зубцовых контуров, рассмотрен пример формирования структурной матрицы обмотки якоря ЯСМ. Библ. 13.

УДК 621.313.322-82

Развитие систем вентиляции крупных гидрогенераторов. Владимирский С. А., Наседкина А. Я., Филиппов И. Ф.— «Электричество», 1983, № 3.

Охарактеризовано развитие систем вентиляции крупных гидрогенераторов, проанализированы и сопоставлены различные схемы вентиляции с учетом специфических особенностей циркуляции воздуха в несимметричных системах, дан анализ физических предпосылок и методов расчета потерь энергии в системах охлаждения, сделаны выводы о целесообразных направлениях дальнейшего развития систем. Библ. 13.

УДК 621.316.722.1:621.373

Стабилизация высокого напряжения в схемах с импульсными трансформаторами. Желтов К. А. — «Электричество», 1983, № 3.

Приведено описание схем и принципа действия однокаскадного и двухкаскадного генераторов стабильного напряжения на основе импульсных трансформаторов с насыщающимися дросселями. Предложены схема замещения генератора и метод расчета выходного напряжения, к. п. д. зарядного процесса, амплитуды и фронта поджигающего импульса, а также нестабильности фронта и амплитуды напряжения на емкостной нагрузке в зависимости от различных дестабилизирующих факторов. Библ. 8.

УДК 621.316.925.2:621.314.223

О применимости дифференциально-фазного принципа для релейной защиты автотрансформатора. Засыпкин А. С., Рогачевский В. И. — «Электричество», 1983, № 3.

Показано, что при повреждении продольной изоляции последовательной обмотки автотрансформатора аварийные составляющие токов на сторонах высокого и среднего напряжений могут иметь различные направления. Дифференциально-фазная защита автотрансформатора при этом может быть заблокирована, что во многих случаях исключает ее применение. Библ. 1.

УДК 621.318.3:621.318.4.017.71.001.24

К расчету нестационарного температурного поля катушки электромагнита. Намитоков К. К., Брезинский В. Г., Юрченко С. М.—«Электричество», 1983, № 3.

Приведен аналитический расчет нестационарного температурного поля в качестве электромагнита (мощность катушки является линейной функцией температуры) без учета и с учетом отвода тепла с торцов при граничных условиях I рода на внутренней и наружной поверхностях катушки, т. е. когда заданы температуры на поверхностях катушки. Библ. 3.

УДК [538.521.3.621.3.015.11].001.24

Особенности вывода энергии из секционированного соленоидального индуктивного накопителя в схеме с умножением тока. Корнеев В. В., Трухин В. А. — «Электричество», 1983, № 3.

Исследованы влияние несимметрии секций соленоидального индуктивного накопителя на потери энергии при переключении цепей с индуктивностями и эффективность передачи энергии в ускоряющую катушку с лайнером. Показано, что при одинаковых исходных данных энергия, передаваемая лайнеру, в схеме с тором выше, чем с соленоидом. Библ. 12.

УДК 621.316.1.001.57

Стохастическая модель выбора элементов систем электроснабжения. Денисенко Н. А., Гоффманн И. — «Электричество», 1983, № 3.

Рассмотрена стохастическая модель выбора элементов систем электроснабжения, позволяющая учитывать реальный случайный характер их нагрузок и прочностей. В основу модели положены известные случайные свойства токовых нагрузок, представленных комплексными случайными функциями времени. Библ. 7.

УДК 621.311.016.351.001.24

Упрощения элементов энергосистемы при анализе статической устойчивости с учетом самораскачивания. Литкенс И. В., Федотова Н. В., Хачатурова Е. А.—«Электричество», 1983, № 3.

Обоснование упрощений элементов электрической системы при определении настроечных параметров автоматического регулятора возбуждения пропорционального действия, обеспечивающих статическую устойчивость с учетом самораскачивания, проведено сопоставлением границ D-разбиения и областей статической устойчивости при работе электростанций в сложной энергосистеме. Библ. 3.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Бертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Евсеев Б. Н. (зам. главного редактора), **Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ильинский Н. Ф., Комельков В. С., Костенко М. В., Лабунцов В. А., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Лизунов С. Д., Мамиконянц Л. Г.** (главный редактор), **Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нетушил А. В., Сабинин Ю. А., Слежановский О. В., Совалов С. А., Тареев Б. М., Тиходеев Н. Н., Толстов Ю. Г., Федосеев А. М., Шакарян Ю. Г., Шаталов А. С., Шилин Н. В.**

Научные редакторы: А. Б. Желдыбин, Б. Д. Макаршин

Адреса редакции: 103012, Москва, К-12, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.
101000, Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648
Адрес для телеграмм: МОСКВА 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор О. Д. Кузнецова

Сдано в набор 14.01.83 | Подписано в печать 04.03.83 | Т-06905 | Формат 60 × 90¹/₈ | Печать высокая
Усл. печ. л. 10,0 | Усл. кр.-отт. 10,5 | Уч.-изд. л. 13,65 | Тираж 5850 экз. | Заказ 3047

Энергоатомиздат, 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10
Ордена Октябрьской Революции и ордена Трудового Красного Знамени Первая Образцовая типография имени А. А. Жданова Союзполиграфпрома при Государственном комитете СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва, М-54, Валовая, 28

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru