



ISSN 0013-5380

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1982

·ЭНЕРГОИЗДАТ·

6

УДК 621.316.1.019.34.001.24

Расчёт показателей надёжности в системах электроснабжения

ФОКИН Ю. А., канд. техн. наук
Московский энергетический институт

Современные системы электроснабжения городов и промышленных предприятий характеризуются большим количеством элементов, разнообразием типовых схем коммутации подстанций, влиянием на режимы электроснабжения случайных факторов, практически непрерывным изменением структуры схем в эксплуатации, наличием коммутационных аппаратов, обуславливающих значительные трудности формального описания процессов функционирования систем при расчетах надежности на ЦВМ.

В настоящей статье на основе обобщения опыта расчетов на ЦВМ показателей надежности схем реальных электроснабжающих систем [Л. 1] предлагается дальнейшее развитие методов расчета для систем с большим количеством элементов и сложными схемами коммутации, проводится анализ надежности с учетом ограничений режимов работы элементов и живучести сложных систем электроснабжения.

В электрических системах с большим количеством автоматической коммутационной аппаратуры значительное влияние на надежность оказывает не только структура схемы, но и надежность функционирования коммутационной аппаратуры в аварийных режимах работы [Л. 2]. Появляется необходимость разработки методов оценки вероятностей и путей каскадного развития аварий, обусловленных отказами как коммутационной аппаратуры, так и возникновением недопустимых режимов работы элементов. Вероятности таких ситуаций целесообразно определять по вероятностным характеристикам режимов работы элементов, например, с использованием методов [Л. 3].

Изучение проблемы расчета показателей надежности показывает следующее.

При оценке с помощью ЦВМ структурной надежности схемы относительно узлов нагрузки возникает необходимость в быстром (минуты) определении сечений относительно узлов. В то же время существующие методы, в том числе и структурный анализ [Л. 1], не обеспечивают необходимого быстрого действия, так как в сложных схемах количество путей может достигать сотен тысяч и даже миллионов. Другие же способы не учитывают надежности всех элементов схемы, в частности ее узловых пунктов. Сокращение числа путей применением специальных приемов [Л. 1] усложняет, и существенно, логическую часть программы.

Следует использовать показатели структурной надежности для предварительного выделения наиболее дефицитных состояний системы с целью сокращения времени расчета при оценке недоотпуска электроэнергии, обусловленного ограничениями по режимам. Выделение дефицитных состояний схем должно происходить по критериям, которые учитывают не только первый [Л. 4], но и второй законы Кирхгофа.

Необходима разработка экспресс-методов количественной оценки влияния отключенного элемента в сложной схеме на возможную перегрузку остальных (т. е. выделение зон влияния без расчета всей схемы), что существенно сокращает количество расчетов в каждом состоянии.

Выделение узлов, оказывающих доминирующее влияние на перегрузку элементов в послеаварийных состояниях схемы, и отключение нагрузки в которых позволяет минимизировать дефицит мощности в каждом состоянии, не выполняя расчетов режимов всей системы, существенно сокращает размерность оптимизационной задачи для каждого состояния схемы.

Необходима разработка способов оценки вероятности и путей каскадного развития аварий в сложных схемах, когда отключается большое количество потребителей и схема делится на части.

Непрерывные эксплуатационные переключения в сложных схемах обуславливают статистически меняющуюся структуру системы, и при вероятностных режимах электропотребления в узлах возникает необходимость разработки методов оценки недоотпуска электроэнергии в таких системах, когда ни детерминированный подход, ни численное моделирование случайных процессов не позволяют успешно решать задачи большой размерности.

Формализация получения расчетных схем по надежности. Решение рассмотренного комплекса задач должно предусматривать не только вполне определенную последовательность реализации алгоритмов, но и использование единой информации о схеме и ее модификациях. При этом, очевидно, в качестве базовой схемы должна использоваться схема электрических соединений системы и полученная на ее основе схема для расчетов режимов. Однако, так как расчетные схемы по надежности должны отражать не только схему электрических соединений, но и логику функционирования системы при всех возможных отказах элементов, то в решении этого комплекса задач целесообразно выделить отдельный этап, а именно формализацию получения расчетных схем по надежности [Л. 1].

Существо метода формализации расчетных схем по надежности состоит в определении минимальных сечений схемы по электрической схеме системы, такие сечения называются основными. Затем, на основе значения логики работы коммутационных аппаратов с помощью ЦВМ формируются следующие множества: множество элементов, не отделенных от узлов никакими коммутационными аппаратами (отказ их приводит к отказу узлов на время восстановления) — матрица **В**; множество элементов, отделенных от узлов неавтоматическими коммутационными аппаратами (отказ их приводит к отказу узлов на время оперативных переключений) — матрица **П**; множество элементов, отделенных от узлов автоматическими коммутационными аппаратами (отказ их с учетом отказа автоматического коммутационного аппарата, который должен локализовать аварию со стороны узла, приводит к отказу на время оперативных переключений), — матрица **А**.

Возможно построение еще одного множества, которое отражало бы вероятность перехода аварии за два коммутационных аппарата (аналогично матрице **А**). Но уточнения, вносимые в показатели структурной надежности отдельных узлов учетом вероятности перехода за два автоматических коммутационных аппарата, незначительны, и в практических расчетах эту составляющую можно не учитывать.

Затем, заменяя в основных сечениях узлы на элементы указанных множеств с соответствующими показателями, легко получить совокупности дополнительных сечений, которые отражают логику работы системы электроснабжения. Дифференциация совокупности сечений по составляющим: основные и дополнительные по матрице **В**; дополнительные по матрицам **П** и **А**, а также их сочетания, — позволяют дифференцировать вклад в результирующие показатели отдельных факторов и целенаправленно влиять

на уровень надежности, определяемый структурой системы. В частности, по первой составляющей можно количественно оценить организацию аварийных ремонтов в системе, по второй — организацию управления и оперативную гибкость схемы, по третьей — надежность работы коммутационной аппаратуры и релейной защиты, что позволяет обоснованно наметить мероприятия для повышения надежности в каждом конкретном случае.

Алгоритм ускоренного определения сечений относительно узлов нагрузки. Если ограничиться определением только одно- и двухэлементных сечений, что обеспечивает вполне приемлемую точность, то можно предложить легко реализуемый на ЦВМ метод, позволяющий даже для очень сложных схем быстро определять показатели надежности. Идея этого метода основана на особенностях сложных систем электроснабжения: число независимых путей (без повторения элементов) между источником *ИП* и узлом нагрузки не больше максимальной степени захода дуг расчетного графа в каждую из рассматриваемых вершин, т. е. обычно не более нескольких единиц; поэтому одноэлементные сечения можно определить, проверяя независимость элементов всего двух (а двухэлементные — трех — четырех) путей. Следовательно, количество одноэлементных сечений в расчетном графе по надежности равно числу зависимых элементов (общих) в двух путях с максимально возможным в них числом различных элементов (пути первого и второго порядков).

Количество двухэлементных сечений в пределе не превышает число сочетаний из общих элементов первого и второго, третьего и четвертого путей (пути третьего и четвертого порядков). Каждый последующий путь определяется с максимально возможным исключением элементов предыдущего. Так как число элементов на путях (даже произвольных) от *ИП* до узла нагрузки не превышает нескольких десятков (для большей части узлов реальных схем не превышает десяти), то, исключая последовательно сочетания зависимых элементов из путей первого, второго, третьего и четвертого порядков и проверяя схему на связность, достаточно просто определить все двухэлементные сечения. Операция проверки схемы на связность не сложна [Л. 5], поэтому алгоритм обладает очень высоким быстродействием.

Пример. Можно предложить следующий порядок расчета для схемы рис. 1.

1. Определяется кратчайший путь между *ИП* и узлом нагрузки, например, с использованием приема [Л. 6]. Для схемы рис. 1 это: $P-10, 10-9, 9-8, 8-7, 7-6, 6-5, 5-4, 4-3, 3-2, 2-1, 1-0$.

2. Проверяется связность схемы при исключении каждого элемента этого пути; фиксируются все вершины, образующие сечения (вершины сечения), т. е. определяется непосредственно часть одноэлементных сечений. Вершины $P, 10, 7, 6, 4$ образуют вершины сечения.

3. Определяется второй кратчайший путь (второго порядка), но с максимально возможным исключением элементов первого пути: $P, 10, 10-18, 18-17, 17-16, 16-15, 15-7, 7-6, 6-14, 14-4, 4-13, 13-12, 12-11, 11-0$. Вершины сечения уже исключены из рассмотрения, поэтому при необходимости, если нет другого пути к *ИП*, можно допустить пересечение вершин первого пути, не считая их зависимыми (общими) элементами первого и второго путей. Вынужденное пересечение узлов (вершин) первого пути может привести, хотя и в очень редких конфигурациях схем, к исключению из рассмотрения некоторых сечений, образуемых из узлов. Чтобы избежать этого, целесообразно провести предварительное упорядочение узлов схемы, присвоив им двойные номера, характеризующие удаленность их от узла *ИП* и от внешней грани расчетного графа схемы, что позволяет при определении

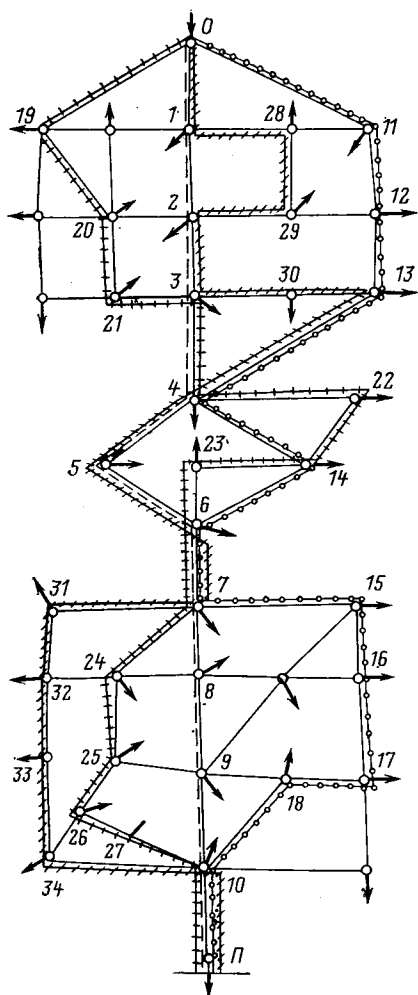


Рис. 1. Фрагмент электрической сети для пояснения принципа определения одно- и двухэлементных сечений на основе выделения общих элементов кратчайших путей.

— путь 1-го порядка;
—○— путь 2-го порядка;
—|—|— путь 3-го порядка;
—/—/— путь 4-го порядка.

нии каждого последующего пути двигателя к ИП, не пересекая без необходимости вершины предыдущего пути.

4. Если второй путь проходит по совокупности элементов: вершина — ребро — вершина (П—10, 7—6), то эти группы элементов, т. е. ветви П—10 и 7—6, образуют одноэлементные сечения; следовательно, они совместно с вершинами сечения образуют полную совокупность одноэлементных сечений схемы относительно узла.

5. Определяется третий (П, 10—27, 27—26, 26—25, 25—24, 24—7, 7—6, 6—23, 23—14, 14—22, 22—4, 4—3, 3—21, 21—20, 20—19, 19—0) и четвертый (П, 10—34, 34—33, 33—32, 32—31, 31—7, 7—6, 6—5, 5—4, 4—13, 13—30, 30—3, 3—2, 2—29, 29—28, 28—1, 1—0) кратчайшие пути с максимальным исключением элементов предыдущих путей, и выделяются общие элементы этих путей с элементами первых двух.

6. Образовав сочетания по два из этих общих элементов, но не с элементами собственных путей, производится проверка на связность при исключении из схемы таких пар элементов. В схеме рис. 1 этими сечениями будут узлы: 3, 13; 5, 14; ветви: 4—3, 4—13; узлы-ветви: 14, 5—4; 14, 5—6; 13, 4—3; 3, 4—13. Тем самым определяются все двухэлементные сечения.

Чем сложнее схема и ее связность, тем меньше будет общих элементов первых двух путей с третьим и четвертым, тем меньше проверок на связность, тем эффективнее работа алгоритма.

Если возникает необходимость определения трехэлементных сечений в сложной схеме, то эффективность предложенного алгоритма резко падает, однако, как показывают результаты расчетов реальных схем с числом элементов 300—400, уточнения, вносимые в результирующие показатели учетом трехэлементных сечений, не превышают нескольких процентов.

Метод определения одно- и двухэлементных сечений, использующий фактор зависимости кратчайших путей между ИП и узлом нагрузки в сложных схемах, целесообразно также применять для выделения списка «узких» [Л. 4] по пропускной способности сечений между обобщенными ИП и узлом нагрузки по

критерию, использующему только первый закон Кирхгофа. Под «узкими» сечениями понимаются элементы или группы их, отказ которых приводит к наибольшему дефициту у потребителей системы. Причем в качестве «длины» пути L принимается произведение пропускных способностей l_i элементов пути v (в

относительных единицах), $L = \prod_{i=1}^v l_i$.

Путь с максимальным значением таким образом определенной «длины» будет кратчайшим [минимум величины $(1-L)$] по пропускной способности (путь первого порядка). Аналогично определяются пути последующих порядков. Сочетания элементов таких путей образуют «узкие» по пропускной способности сечения схемы.

Принципы учета ограничений по режимам в расчетах надежности сложных схем. Ограничения в системах электроснабжения в послеаварийных режимах возникают чаще всего вследствие ограничений пропускной способности элементов по нагреву или вследствие недопустимых потерь напряжения до отдельных узлов нагрузки. Для сложных схем возникает необходимость расчетов режимов в очень большом числе состояний системы, что делает задачу практически неразрешимой без введения определенных приемов и допущений. Существенного сокращения количества расчетов можно достигнуть следующими приемами: выделением из всего множества состояний (с отключением не более двух элементов схемы) только наиболее значимых, т. е. проранжировав сами состояния; максимально возможным ускорением расчетов по выявлению перегруженных элементов и значений перегрузок в послеаварийных режимах, а также сокращению расчетов по минимизации отключаемой мощности в узлах с целью введения системы в допустимый режим. На всех этапах этой очень трудоемкой проблемы целесообразно нелинейную задачу расчета режимов (в частности, потоко-распределения) решать как линейную, пренебрегая зависимостью потребления мощности в узлах от напряжения и использовать обобщенные пассивные параметры схем: матрицы коэффициентов распределения и собственных взаимных проводимостей.

Формирование состояний для оценки недоотпуска электроэнергии, обусловленного ограничениями режимов, только на основе «узких» сечений по первому закону Кирхгофа, как показывает опыт расчетов, не всегда отражает реальные ситуации в системе, в особенности, если рассчитываются сети разных напряжений. Поэтому для корректировки доминирующих состояний схемы все элементы целесообразно дополнительно проранжировать по их значимости в системе, вычислив на основе обобщенных параметров схемы и полученных показателей надежности узлов, отражающих надежность структуры схемы, матрицу рангов элементов

$$R = C \Delta S_q + Y \Delta E_q U_n, \quad (1)$$

где C и Y — матрицы коэффициентов распределения и собственных взаимных проводимостей, причем

$$C = y_b M_t (M_y M_t)^{-1} = y_b M_t Z_y, \quad (2)$$

$$Y = (CM + 1) y_b, \quad (3)$$

где M — первая матрица инцидентий; y_b — матрица проводимостей элементов схемы; t — знак транспонирования; ΔS_q — матрица дефицитов мощностей,

обусловленная надежностью структуры схемы относительно узлов; $\Delta S_{qi} = S_i q_i$, здесь q_i — вероятность отказа i -го узла, определенная на первом этапе только по основным сечениям без ограничений по режимам; S_i — нагрузка i -го узла; $\Delta E_q U_n$ — матрица дефицитов, обусловленная отказами активных элементов схем; $\Delta E_{qi} = E_i q_i$, здесь E_i — свободная э. д. с., а q_i — вероятность отказа i -й ветви; U_n — номинальное напряжение.

Элементы матрицы рангов (2) в количественной форме характеризуют распределение по ветвям схемы суммарного дефицита мощности в узлах (а при использовании интегральных характеристик узлов — дефицита энергии), обусловленного ненадежностью структуры и несовершенством логики функционирования схемы. Очевидно, чем в большей степени ветвь участвует в передаче мощности в узлы нагрузки и чем она надежнее (в структурном отношении), тем более значимо состояние схемы с такой отключенной ветвью. Следует отметить, что рассмотренные способы ранжировки служат только для предварительного сокращения множества состояний сложной системы и не позволяют однозначно оценить степень значимости элементов.

В обобщенных параметрах схем (матрицах **C** и **Y**) заключена информация, позволяющая значительно снизить размерность задач по послеаварийной оценке режимов и минимизации недоотпуска электроэнергии. По значениям элементов матрицы **Y** определяется влияние каждой отключенной ветви на нагрузку остальных, тем самым достаточно легко выявляется зона влияния каждой ветви (без расчета для всей схемы).

Приближенно величина токовых перегрузок $\Delta I_n^{(i)}$ при отключении i -й ветви сложноразветвленной части схемы определяется из уравнения (см. также рис. 2):

$$\begin{aligned} \Delta I_n^{(i)} &= I^{(i)} - I_n^{(i)} = \{I - E_i [Y_{ik}]\} = \\ &= \{I - I_i Y_{ii}^{-1} [Y_{ik}]\} - I_n^{(i)}. \end{aligned} \quad (4)$$

При отключении двух ветвей i и j

$$\Delta I_n^{(i,j)} = I^{(i,j)} - I_n^{(i,j)} = \{I^{(i)} - I_j^{(i)} (Y_{jj}^{(i)})^{-1} [Y_{jk}^{(i)}]\} - I_n^{(i,j)}, \quad (5)$$

где **I** — нагрузка ветвей в исходном состоянии схемы; $I^{(i)}$, $I^{(i,j)}$ — матрицы нагрузок ветвей соответственно в режимах при отключении ветви i и ветвей i и j ; $I_n^{(i)}$, $I_n^{(i,j)}$ — матрицы допустимых нагрузок ветвей в этих же режимах; $Y_{jj}^{(i)} = Y_{jj} - Y_{ii}^{-1} Y_{ij}^2$, $Y_{jk}^{(i)} = Y_{jk} - Y_{ii}^{-1} Y_{ik} Y_{ij}$ — элементы матрицы **Y**⁽ⁱ⁾ — для схемы с отключенной ветвью i ;

$$[Y_{ik}] = \begin{bmatrix} Y_{i1} \\ Y_{i2} \\ \vdots \\ Y_{ik} \\ \vdots \\ Y_{im} \end{bmatrix}, \quad (6)$$

$k=1, 2, \dots, i, \dots, m$ — число ветвей схемы.

В уравнениях (4) и (5) в явном виде не учитываются эффекты форсировки компенсирующих и регу-

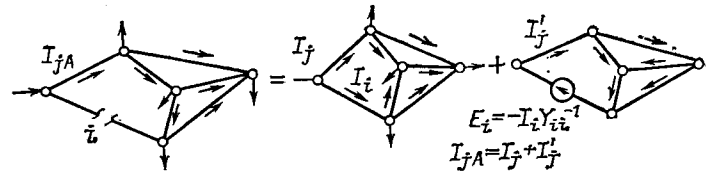


Рис. 2. Схема сложноразветвленной сети для пояснения принципа определения перегрузок элементов в послеаварийном режиме.

лирующих устройств в послеаварийных режимах. Эти факторы целесообразно учесть приближенно соответствующим заданием исходных данных, т. е. значений $I_d^{(i)}$ и $I_d^{(i,j)}$ на основе предварительного анализа схемы.

Простота пересчета нагрузок элементов сложных схем в послеаварийных режимах по (4) и (5) позволяет также достаточно просто определить интегральные характеристики режимов, т. е. математические ожидания и дисперсии.

Например, при отключении i -й ветви

$$M(I^{(i)}) = M(I) - M(I_i) Y_{ii}^{-1} [Y_{ik}]; \quad (7)$$

$$D(I^{(i)}) = D(I) + D(I_i) (Y_{ii}^{-1})^2 [Y_{ik}^2] - 2Y_{ii}^{-1} [Y_{ik} K(I_i)], \quad (8)$$

где

$$K(I_i I_k) = \sum_{r=1}^n c_{ir} c_{kr} D(I_r) + \sum_{r \neq s} c_{ir} c_{ks} K(I_r I_s) - \quad (9)$$

корреляционный момент между нагрузками i -й и k -й ветвей, c_{ir} — элемент матрицы **C**; $K(I_r I_s)$ — корреляционный момент между нагрузками r -го и s -го узлов; $n=1, 2, \dots, r, \dots, s, \dots$ — количество узлов схемы; M и D — символы математического ожидания и дисперсии.

Аналогично определяются интегральные характеристики режимов при отключении двух или более ветвей. По интегральным характеристикам с определенной вероятностью можно вычислить перегрузки элементов, а также оценки недоотпуска электроэнергии в каждом состоянии [Л. 1].

Одним из способов снижения перегрузки ветвей в послеаварийном режиме является отключение части нагрузок узлов [Л. 2]. Для снижения размерности задачи минимизации суммарного дефицита мощности в сложной схеме целесообразно использовать информацию, содержащуюся в матрице **C**. По наиболее значимым элементам (модули числовых значений), соответствующих ветвям (интерес представляют в каждом состоянии только перегруженные), выделяется та группа узлов с учетом величин и характера их нагрузок, которая значимо влияет на нагрузку перегруженной ветви, и только для них производится минимизация отключаемых нагрузок. Если в качестве ограничения выступают значения напряжений узлов, то для снижения размерности задачи используется матрица узловых сопротивлений **Z_y** (3), по значениям элементов которой также выделяются те группы узлов, которые создают наибольшие падения напряжения в элементах до анализируемого узла нагрузки. Опыт расчетов сложных схем показывает, что при ограничении пропускной способности по токовой нагрузке и потерям напряжения минимизацию отключаемой мощности следует начинать по первому показателю, проверяя по второму. Это обеспечивает более быстрое решение задачи.

Оценка вероятности каскадного развития аварии в системах электроснабжения. В сложных системах электроснабжения с ограниченными пропускными способностями элементов и значительным количеством коммутационной аппаратуры надежность электроснабжения определяется не только структурой схемы и ограничениями по режимам, но и живучестью схемы, т. е. способностью противостоять каскадному развитию аварий с массовым нарушением питания потребителей [Л. 2]. Принципы выделения перегруженных ветвей, узлов с недопустимыми уровнями напряжения и групп узлов, оказывающих доминирующее влияние на перегрузку ветвей и уровни напряжения, т. е. так называемых зон влияния, позволяют сформировать алгоритм оценки вероятности каскадных отключений в сложных электроснабжающих системах. В основе такого алгоритма должна быть количественная оценка вероятностных характеристик режимов, которую целесообразно определять по интегральным вероятностным характеристикам [Л. 1 и 3], и оценка вероятности последовательного отказа автоматических коммутационных аппаратов в системе.

Для определения вероятности каскадного развития аварий в сложной схеме можно предложить следующий порядок расчета.

1. Выделяются группы иницирующих элементов (в частном случае элемент может быть один) схемы, отказ которых приведет к наибольшему дефициту мощности у потребителей. Формирование групп иницирующих элементов производится с учетом логики функционирования системы и информации, полученной на предыдущем этапе по последствиям отключения ветвей.

2. Полученные состояния ранжируются по вероятностям состояния и величинам суммарных дефицитов мощности у потребителей.

3. Для состояния с максимальным дефицитом мощности, взвешенного по вероятности состояния, рассчитываются вероятностные числовые характеристики режимов [Л. 3], по которым определяются вероятности превышения параметров режимов отдельных элементов (токовая перегрузка и уровни напряжений узлов).

4. На основании информации, содержащейся в матрице коэффициентов распределения, т. е. с отключением элементов (элемента) схемы, так же как на предыдущем этапе, определяются группы узлов, отключение нагрузки в которых может ввести режим системы в допустимые пределы.

5. Для выделенных узлов нагрузки определяются по методике [Л. 7], которая не предусматривает ограничений ни на законы распределения, ни на характер автокорреляционной функции случайных процессов, характеристики выбросов нагрузки за уровень, при котором работает автоматика отключения части нагрузки узлов. При этом используются лишь начальные значения корреляционной функции параметров режимов. По характеристикам выбросов определяется вероятность работы автоматики разгрузки.

6. С учетом максимальных отключаемых мощностей узлов оценивается вероятность отказа противоаварийной автоматики и соответствующей коммутационной аппаратуры.

7. При условии отказа аппаратуры разгрузки узлов определяется вероятность отключения элементов (линий) системы с недопустимыми по режимам

параметрами, при этом используется вся предыдущая информация, показатели надежности коммутационной аппаратуры отключаемых элементов системы, а также характеристики выбросов случайных параметров режимов этих элементов.

8. Для нового полученного состояния системы п. 7 повторяется цикл расчетов (пп. 3—7) до тех пор, пока схема не разделится на части. Если схема не оборудована автоматикой разгрузки узлов в послеаварийных режимах при перегрузках элементов или недопустимом снижении напряжения в узлах, то после выполнения п. 3 следует переход к выполнению п. 7, принимая вероятность отказа разгрузки узлов равной 1.

В результате такого рода расчетов, имитирующих, хотя и приближенно, реальный вероятностный процесс каскадного развития аварий, при вариации близких по воздействию групп иницирующих элементов, выявляются наиболее вероятные пути развития таких аварий. На основе полученных количественных оценок можно наметить мероприятия для увеличения степени живучести сложной системы. Трудоемкость расчетов оценки вероятностей каскадного развития аварий для сложной схемы может оказаться значительной. Сокращение времени расчетов достигается рядом мероприятий: построением программы обращения матрицы высокого порядка для получения матриц C и Y (исходное состояние схемы) по (2) и (3) с учетом слабой заполненности исходной матрицы узловых проводимостей [Л. 8]; для всех последующих состояний схем непосредственным последовательным пересчетом матриц C [Л. 5] и Y ; ограничением количества путей развития аварии с использованием принципа их пересечения в условиях разных групп исходных иницирующих элементов; организацией параллельного анализа результатов после каждого шага (ступени каскада) имитации каскадного развития аварии.

Статистический метод расчета недоотпуска электроэнергии в сложной схеме. Сложные схемы электроснабжающих систем могут иметь очень большое (сотни, тысячи, миллионы) число состояний (аварийные и преднамеренные отключения отдельных элементов или их групп); поэтому для интегральной оценки схемы по надежности и эффективности, недоотпуску электроэнергии расчет режимов (даже упрощенный и ускоренный благодаря снижению размерности задачи по анализу элементов матриц C и Y) не представляется возможным за приемлемое машинное время (в особенности, если режимы электроснабжения носят вероятностно-статистический характер). Одним из способов решения этой задачи в условиях статистически меняющейся структуры схемы может быть предварительная статистическая обработка самой схемы (разделение решения задачи во времени) и задание ее обобщенных параметров не детерминированно, а вероятностно, т. е. числовыми характеристиками [Л. 3]. Числовые характеристики обобщенных параметров схем несложно получить по ограниченным статистическим выборкам, используя промежуточные результаты предыдущих расчетов и взвешивая элементы матриц C и Y по вероятностям состояния схем [Л. 1], для которых они рассчитываются. Изменения активных параметров схем замещения (нагрузки узлов и свободных э. д. с. ветвей) в течение рассчитываемого интервала времени (обычно год) в инте-

гральном виде целесообразно характеризовать числовыми характеристиками.

Интегральные характеристики режимов ветвей при такой постановке задачи:

$$M(I) = M(C) M(I_n) + M(Y) M(E); \quad (10)$$

$$D(I) = [m_{cik}^2 + D_{cik}] \times [m_{Ink}^2 + D_{Ink}] - [m_{cik}^2] [m_{Ink}^2] +$$

$$\left[+ \sum_{k \neq l} \{K(c_{ik} c_{il}) K(I_{nk} I_{nl})\} \right] + [m_{Yip}^2 + D_{Yip}] \times$$

$$\times [m_{E_p}^2 + D_{E_p}] - [m_{Yip}^2] [m_{E_p}^2] + \left[\sum_{p \neq q} \{K(Y_{ip} Y_{iq}) \times \right.$$

$$\times \{K(E_p E_q) + m_{Yip} m_{Yiq} K(E_p E_q) +$$

$$+ m_{E_p} m_{E_q} K(Y_{ip} Y_{iq})\} \left. \right] + \left[\sum_{p=k} \{K(c_{ik} Y_{ip}) K(I_{nk} E_p) + \right.$$

$$+ m_{cik} m_{Yip} K(I_{nk} E_p) + m_{Ink} m_{E_p} K(c_{ik} Y_{ip})\} \left. \right], \quad (11)$$

где M , D , K — соответственно символы математического ожидания, дисперсии, корреляционных моментов соответствующих величин; I_n — нагрузки узлов.

Для упрощения алгоритма в ряде случаев целесообразно системы зависимых случайных величин C , Y , I_n , E преобразовать по известным методам теории вероятностей к системам с независимыми составляющими.

На основе полученных характеристик достаточно просто определить сумму математических ожиданий недоотпуска электроэнергии (нижняя оценка [Л. 1]) во всей схеме, обусловленной ограничениями режимов для всех состояний системы с отключением временно ограниченного количества элементов:

$$\Delta \mathcal{E} = T \left\{ \sum_{i=1}^m \left(\int_{I_{di}}^{\infty} p(I_i) dI_i \right) \bar{I}_i U_{ni} \cos \varphi_i \right\}, \quad (12)$$

где $p(I_i)$ — плотность вероятности распределения нагрузки i -й ветви; обычно принимается нормальный закон, т. е.

$$\int_{I_{di}}^{\infty} p(I_i) dI_i = 1 - \Phi \left(\frac{I_{di} - \bar{I}_i}{\sigma_i} \right), \quad (13)$$

I_{di} — предельная пропускная способность i -й ветви; \bar{I}_i , $\sigma_i = \sqrt{D(I_i)}$ — математическое ожидание и среднеквадратическое отклонение нагрузки i -й ветви, вычисленные по (10) и (11); U_{ni} — номинальное напряжение i -й ветви; $\cos \varphi_i$ — коэффициент мощности нагрузки i -й ветви; T — период времени (обычно год), для которого выполняется расчет;

$$\Phi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x e^{-t^2/2} dt. \quad (14)$$

Следует отметить, что статистическое задание обобщенных параметров схемы при оценке недоотпуска в сложной системе создает возможность реше-

ния этой задачи для схемы большого объема, которая практически неразрешима (за приемлемое машинное время) при детерминированной постановке задачи. Анализ долевого участия каждого слагаемого суммы (12) в суммарном недоотпуске электроэнергии создает возможность выделения наиболее значимых элементов системы.

Выводы. 1. Дифференциация сечений сложных схем относительно узлов нагрузки на основные и дополнительные, отражающая логику функционирования системы, создает возможность выявления вкладов в показатели надежности уровня организации аварийных ремонтов в системе, управления, оперативной гибкости схемы, функционирования коммутационной аппаратуры, релейной защиты и автоматики, что обеспечивает возможности целенаправленного управления уровнем надежности.

2. Выделение общих элементов в кратчайших путях между источником питания и узлом нагрузки позволяет создать эффективный алгоритм расчета показателей надежности в сложных схемах относительно узлов нагрузки.

3. В основу алгоритма определения вероятностей и путей развития каскадных аварий в сложных системах должна быть положена не только количественная характеристика последовательных отказов нескольких автоматических коммутационных аппаратов при нарушениях в системе, но и характеристики выбросов случайных процессов параметров режимов. Метод оценки характеристик выбросов, использующий только начальные значения корреляционной функции, не критичен к виду закона распределения случайного процесса, что существенно расширяет область его практического использования.

4. Статистическое задание как активных (нагрузок узлов и э. д. с. ветвей), так и обобщенных, пассивных параметров схем замещения сложных электрических сетей создает возможность решения очень трудоемкой задачи определения недоотпуска электроэнергии в сложной схеме и количественной оценки значимости каждого ее элемента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фокин Ю. А., Туфанов В. А. Оценка надежности систем электроснабжения. — М.: Энергоиздат, 1981.
2. Автоматизация управления энергообъединениями/ Под ред. С. А. Совалова. — М.: Энергия, 1979.
3. Фокин Ю. А. Методы расчета интегральных характеристик режимов систем электроснабжения при определении расчетных нагрузок. — М.: Изд. МЭИ, 1980.
4. Фокин Ю. А., Чан-динь-Лонг. Оценка надежности электроснабжения узлов нагрузки сложных схем. — Электричество, 1976, № 8.
5. Гурский С. К. Алгоритмизация задач управления режимом сложных систем в электроэнергетике. — Минск.: Наука и техника, 1977.
6. Фокин Ю. А., Чан-динь-Лонг. Метод оценки пропускной способности сложных систем электроснабжения и определение дефицита мощности у потребителей. — Электричество, 1978, № 8.
7. Фокин Ю. А., Резников И. Г. Статистическая оценка числа выбросов стационарного случайного процесса (применительно к электрическим нагрузкам). — Изв. вузов. Энергетика, 1981, № 1.
8. Брамеллер А., Аллан Р., Хэмэм Я. Слабозаполненные матрицы. — М.: Энергия, 1979.

[29.12.81]

Выбор модели установившегося режима и сбор телеинформации в электроэнергетической системе

БОГДАНОВ В. А.

Москва

Эффективность управления режимами электроэнергетических систем (ЭЭС) существенно зависит от информационно-измерительной системы, обеспечивающей получение необходимых данных на всех ступенях диспетчерской иерархии. Важную роль в составе данных играет телеинформация, получение которой обеспечивается системой сбора и передачи телеинформации (ССПТ).

В настоящее время проектирование ССПТ ведется по действующим руководящим указаниям с минимальной автоматизацией процесса выбора и обоснования целесообразности принимаемых решений. Это положение обусловлено отсутствием практически пригодных критериев и алгоритмов решения возникающих при этом задач, основными из которых являются: определение числа и состава измеряемых параметров; рациональное размещение пунктов измерения (ПИ); выбор схемы, структуры и протяженности каналов связи с учетом их стоимости и надежности.

Требования к объему, точности и надежности телеинформации существенно зависят от состава, размерности и периодичности решения задач управления и планирования режимов ЭЭС.

По допустимому времени запаздывания, требуемой периодичности решения и применяемым моделям можно выделить следующие группы задач: автоматическое управление аварийными режимами; автоматическое управление нормальными режимами; автоматизированный контроль, управление и планирование установившихся режимов.

Для решения каждой из указанных групп задач применяются различные модели. При этом параметры модели: размерность, чувствительность к возмущениям и ошибкам, адаптивность и т. п., — практически полностью определяют требования к составу и характеристикам необходимой телеинформации и соответствующей ССПТ.

Наиболее полная модель электрической сети ЭЭС используется для решения задач автоматизированного контроля, управления и планирования установившихся режимов. Поэтому в данной статье рассматривается один из возможных подходов к автоматизации выбора основных параметров ССПТ для решения этой группы задач.

Число измерений при выбранной модели в соответствии с [Л. 1] должно быть не менее

$$N_{\text{из}} = 2N_{\text{у}} - 1,$$

где $N_{\text{у}}$ — число всех узлов схемы модели.

Такое число измерений при соответствующем их составе и размещении обеспечивает нелинейную наблюдаемость модели. Под нелинейной наблюдаемостью [Л. 1] понимается возможность определения во всей области существования установившихся режимов по имеющимся измерениям вектора состояния V , в качестве компонент которого обычно рассматриваются модули и аргументы узловых напряжений. При этом предполагается, что все параметры схемы модели заданы точно и неизменны во времени.

Через модули и аргументы напряжений можно определить балансные нагрузки (инъекции) каждого

узла. Однако при использовании эквивалентных моделей этого недостаточно, так как по инъекциям нельзя определить суммарное потребление ЭЭС, поскольку одинаковым инъекциям могут соответствовать различные значения генерации и нагрузки в узлах модели, содержащих наряду с потребителями собственную генераторную мощность. Поэтому измерения, достаточные для оценивания V , обязательно должны дополняться измерениями активной и реактивной генерации во всех узлах модели, где наряду с потреблением есть и генерация, а также измерения мощности регулируемых компенсирующих устройств, если они учитываются в модели ЭЭС без эквивалентирования.

Кроме того, если неучет возможных изменений параметров регулируемых трансформаторов приводит к недопустимо большим ошибкам определения вектора V , параметры таких трансформаторов должны быть измерены. Для этого достаточно указывать положения анцапф регулируемого трансформатора, которые позволяют по паспортным данным определить текущие значения всех необходимых параметров. Следовательно, в общем случае число измерений должно быть

$$N_{\text{из}} \geq 2(N_{\text{у}} + N_{\text{Г}}) + N_{\text{Т}} - 1, \quad (1)$$

где $N_{\text{Г}}$ — число узлов модели, где имеется нагрузка и генерация; $N_{\text{Т}}$ — суммарное число регулируемых трансформаторов и компенсирующих устройств, представленных в модели ЭЭС.

Наряду с телеизмерениями должны передаваться сообщения — телесигналы, позволяющие определить схему соединений модели. В зависимости от представления объекта в модели телесигналы могут указывать положение отдельного коммутационного аппарата или присоединения в целом [Л. 2].

Чтобы обеспечить получение достоверных оценок режима в условиях, когда телеизмерения осуществляются с погрешностью и могут пропадать из-за отказов и помех, должна предусматриваться избыточность измерений. Это позволяет решать задачу определения установившегося режима как задачу оценивания состояния [Л. 1], когда ищутся такие значения вектора состояния, которые, удовлетворяя уравнениям установившегося режима, обеспечивают минимум рассогласования между измеренными и расчетными значениями параметров.

Состав измерений, обеспечивающий однозначное решение уравнений установившегося режима во всей возможной области его существования, соответствует измерениям активной и реактивной мощности в ветвях, осуществляемым в узлах разветвления дерева схемы. Наряду с нелинейной наблюдаемостью этот состав измерений обеспечивает: однозначность решения системы уравнений установившегося режима при всех возможных сочетаниях знаков и абсолютных значений исходных данных; минимизацию влияния погрешности измерений на точность получаемых результатов; наименьшее число ПИ, необходимых для определения режима модели в целом и получения максимального числа топологически рассредоточенных избыточных измерений [Л. 3].

Для модели без замкнутых контуров может быть построено лишь одно дерево сети, и, следовательно, в этом случае задача размещения ПИ имеет лишь одно решение. Поэтому задача размещения ПИ имеет смысл, если модель электрической сети содержит замкнутые контуры и возможны различные варианты построения дерева схемы.

Размерность модели и точность измерений определяются требуемым качеством управления и планирования установившихся режимов ЭЭС. Если применяется наиболее детальная (полная) модель, где каждый элемент ЭЭС представлен без эквивалентирования, а параметры и описание схемы соединений электрической сети заданы точно, погрешность модели

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_0 &= \max \| V_m(t) - V_0(t) \| = \max \left\| \frac{\partial F[I(t)]}{\partial I} \Delta I(t) \right\| \\ \text{при } 0 \leq t \leq T; \\ \delta V_0^2 &= T^{-1} \int_0^T [V_m(t) - V_0(t)]^2 dt = \\ &= T^{-1} \int_0^T \left\{ \frac{\partial F[I(t)]}{\partial I} \Delta I(t) \right\}^2 dt, \end{aligned} \right\} (2)$$

где V — вектор состояния, в качестве компонент которого в данном случае целесообразно использовать активные инъекции и модули напряжения каждого узла сети; $V_0(t)$ и $V_m(t)$ — фактические значения и оценки вектора состояния, получаемые с помощью модели; ΔV_0 и δV_0^2 — максимальная и среднеквадратичная погрешности, характеризующие степень соответствия модели оригиналу; t — текущее время; T — время наблюдения, которое целесообразно принимать равным одному году; $V(t) = F[I(t)]$ — система уравнений установившегося режима, описывающих взаимосвязь между вектором состояния и вектором измерений $I(t)$; $\frac{\partial F[I(t)]}{\partial I}$ — матрица производных, численные значения которой могут определяться для каждого режима по разработанной в ЦДУ ЕЭС СССР программе, алгоритм которой описан в [Л. 4]; $\Delta I(t)$ — погрешность измерений.

Если погрешности измерений распределены по нормальному закону, можно ограничиться среднеквадратичными оценками

$$\delta V_0^2 = \left\{ \frac{\partial F[I(t)]}{\partial I} \right\}^* \sigma_{\text{из}}^2$$

где $\left\{ \frac{\partial F[I(t)]}{\partial I} \right\}^*$ — матрица, каждый элемент которой равен квадрату соответствующего элемента матрицы $\frac{\partial F[I(t)]}{\partial I}$; $\sigma_{\text{из}}^2$ — среднеквадратичная погрешность измерений.

Модель соответствует оригиналу, если

$$\delta V_0^2 \leq \delta V_{\text{д}}^2$$

где $\delta V_{\text{д}}^2$ — матрица допустимых погрешностей полной модели, обусловленных ошибками измерений.

Показателем, позволяющим интегрально оценить качество управления и планирования установившихся режимов, является точность определения суммарного

потребления активной мощности по ЭЭС в целом:

$$P_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n P_{Gi} + \sum_{j=1}^m P_{Bj},$$

где P_{Gi} — мощность i -го генератора; n — общее число генераторов ЭЭС; P_{Bj} — мощность по j -й межсистемной линии; m — число межсистемных линий, соединяющих рассматриваемую ЭЭС с соседними системами.

В соответствии с действующими нормами организации измерений в энергетике класс точности технических средств ССПТ, куда входят измерительные трансформаторы, преобразователи и приборы, выбирается для генераторов в соответствии с их номинальной мощностью. Для измерений в линиях класс точности выбирается в соответствии с их номинальным напряжением. Среднеквадратичная погрешность определения P_{Σ}

$$\sigma_{\Sigma P}^2 = \varepsilon_{0P}^2 \left[\sum_{i=1}^n d_i^2 P_{G.Mi}^2 + \sum_{j=1}^m d_j^2 P_{B.Mj}^2 \right] = \varepsilon_{0P}^2 B, \quad (3)$$

где ε_{0P}^2 — приведенная среднеквадратичная погрешность измерения активной мощности, принятая в ЭЭС для наиболее точных измерений; d_i — определяется в соответствии с соотношением номинальных мощностей наиболее мощного и точно измеряемого генератора и i -го генератора; $d_j = U_0/U_j$ — отношение высшего из имеющихся в ЭЭС номинальных напряжений U_0 к номинальному напряжению U_j , соответствующему j -му измерению мощности в линии; $P_{G.Mi}$ — максимальная мощность i -го генератора; $P_{B.Mj}$ — диапазон измерений для j -й межсистемной линии, равный сумме модулей максимальных потоков активной мощности в прямом и обратном направлениях.

Для точного учета потерь в полной модели ЭЭС каждый генератор должен быть представлен источником мощности, включенным за соответствующим сопротивлением. В отличие от эквивалентной модели в каждом узле полной модели, кроме узлов-генераторов, инъекция будет численно равна нагрузке. Поэтому для полной модели

$$P_{\Sigma} = \sum_{j=1}^N P_{yj} + \pi_{\Sigma},$$

где P_{yj} — активная инъекция j -го нагрузочного узла, общее число которых равно N ; π_{Σ} — суммарные потери активной мощности.

Погрешность определения суммарной нагрузки ЭЭС по измерениям в ветвях

$$\sigma_{\Sigma s}^2 = \varepsilon_{0P}^2 \sum_{j=1}^s d_j^2 P_{Mj}^2 = \varepsilon_{0P}^2 B_1,$$

где s — общее число ветвей, инцидентных всем N нагрузочным узлам; P_{Mj} — максимальная мощность каждой ветви.

В диспетчерской практике суммарную нагрузку принято определять как

$$\sum_{j=1}^N P_{yj} = \sum_{i=1}^n P_{Gi} + \sum_{j=1}^m P_{Bj} - \pi.$$

При этом среднеквадратичная погрешность определения суммарной нагрузки

$$\sigma_{\Sigma s}^2 = \varepsilon_{0P}^2 B + \pi_{\Sigma}^2$$

где σ_{π}^2 — среднеквадратичная погрешность определения суммарных потерь.

Тогда допустимая погрешность определения инъеции каждого узла

$$\delta U_{\Delta Pi}^2 = \sigma_{\pi}^2 (B_1 - B)^{-1} \sum_{j=1}^s d_{ij}^2 P_{\Delta mij}^2, \quad (4)$$

где s — число ветвей, инцидентных i -му узлу; $P_{\Delta mij}$ — максимальная мощность j -й ветви, инцидентной i -му узлу.

Таким образом, для выбора $\delta U_{\Delta Pj}^2$ достаточно задаться только требуемой погрешностью контроля суммарного баланса активных мощностей ЭЭС, показателем которого для полной модели являются суммарные потери.

Компоненты вектора $\delta V_{\Delta v}$, соответствующие допустимым погрешностям определения модулей узловых напряжений,

$$\delta U_{\Delta vj}^2 = d_{j0}^2 \varepsilon_{0v}^2 U_j^2 = \varepsilon_{0v}^2 U_{0v}^2, \quad (5)$$

где ε_{0v}^2 — приведенная среднеквадратичная погрешность измерения напряжения в узлах с наивысшим для ЭЭС номинальным напряжением U_0 .

Стремление к упрощению и удешевлению ССПТ обуславливает необходимость снижения размерности модели путем эквивалентирования. Параметры эквивалентов определяются по измерениям, численные значения которых, как правило, соответствуют одному, наиболее характерному, режиму. Рассогласование между значениями I_0 параметров, использованными для получения эквивалентов, и их точными значениями $I_0(t)$

$$\Delta I_0(t) = I_0 - I_0(t) = [I(t) - I_0(t)] + [I_0 - I(t)] = \Delta I(t) + \Delta I_m(t),$$

где $I(t)$ — текущие значения измерений; $\Delta I(t)$ — погрешность измерений; $\Delta I_m(t)$ — рассогласование между значениями параметров, используемых при эквивалентировании, и их измеряемыми текущими значениями.

Таким образом, эквивалентная модель может рассматриваться как полная модель, у которой определенное число компонент вектора измерений заменено на постоянные значения измеряемых параметров, соответствующие выбранному для получения эквивалентов режиму.

Погрешности эквивалентной модели

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_m &= \max \left\| \frac{\partial F[I(t)]}{\partial I} [\Delta I(t) + E_{\Delta} I_m(t)] \right\| \\ &\quad \text{при } 0 \leq t \leq T; \\ \delta V_m^2 &= T^{-1} \int_0^T \left\{ \frac{\partial F[I(t)]}{\partial I} \right\}^2 [\Delta I(t) + \\ &\quad + E_{\Delta} I_m(t)]^2 dt = \left\{ \frac{\partial F[I]}{\partial I} \right\}^2 (\sigma_n^2 + 2R + \sigma_m^2) = \\ &= \left\{ \frac{\partial F[I]}{\partial I} \right\}^2 \Delta_m^2, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где E — диагональная матрица; ее, отличные от нуля элементы, равны единице для всех измерений полной модели, которые не будут осуществляться в эквива-

лентной модели; $R = T^{-1} \int_0^T \Delta I(t) [E_{\Delta} I_m(t)] dt$ — матрица

ковариаций ошибок измерений и задания параметров эквивалентов; σ_m^2 — дисперсия ошибок задания параметров эквивалентов.

Из (2) и (6) следует, что применение эквивалентов приводит к дополнительной погрешности модели

$$\Delta V_s = \max \left\| \frac{\partial F[I(t)]}{\partial I} E_{\Delta} I_m(t) \right\| \quad \text{при } 0 \leq t \leq T;$$

$$\delta V_s^2 = \left\{ \frac{\partial F[I]}{\partial I} \right\}^2 (2R + \sigma_m^2) = \left\{ \frac{\partial F[I]}{\partial I} \right\}^2 \Delta_s^2.$$

Выбор модели и точности измерений должен осуществляться с учетом существующей иерархической структуры диспетчерского управления и имеющихся данных о фактических режимах ЭЭС. Наиболее полная информация о режимах ЭЭС получается при обработке контрольных замеров. Вначале создается модель, в которой присутствуют все элементы электроэнергетического оборудования, находящиеся в оперативном управлении и ведении диспетчера. Объекты, не находящиеся в оперативном подчинении диспетчера, представляются минимальным числом упрощенных эквивалентов. Параметры эквивалентов определяются для одного, наиболее характерного режима контрольных замеров. Для получения эквивалентов может применяться разработанная ИЭД АН УССР программа ЭКВИВАЛЕНТИРОВАНИЕ.

Остальные режимы характерных дней используются для определения погрешностей эквивалентирования по (6), где интегрирование заменяется суммированием по относительной длительности каждого режима.

Обозначим через x число узлов полной модели, которые не будут представлены в эквивалентной модели. При этом число единичных элементов матрицы E также будет равно x . В ряде эквивалентруемых узлов, число которых равно x_1 , имеются генераторы. Тогда эквивалентирование приводит к дополнительной суммарной среднеквадратичной погрешности определения узловых нагрузок:

$$\Delta_{y\Sigma}^2 = \sum_{i=1}^{x-x_1} \sum_{j=1}^k t_j T^{-1} (P_{yij} - P_{y,ei})^2,$$

где P_{yij} — активная нагрузка i -го узла в j -м режиме; $P_{y,ei}$ — нагрузка этого узла в режиме, использованном для эквивалентирования; k — общее число рассматриваемых режимов; t_j — длительность каждого режима.

Суммарная среднеквадратичная погрешность эквивалентирования генераторов

$$\Delta_{r\Sigma}^2 = \sum_{i=1}^{x_1} \sum_{j=1}^k t_j T^{-1} (P_{rij} - P_{r,ei})^2,$$

где P_{rij} — активная мощность i -го генератора в j -м режиме; $P_{r,ei}$ — мощность этого генератора в режиме, использованном для эквивалентирования.

Следовательно, в эквивалентной модели погрешность контроля суммарного баланса ЭЭС

$$\sigma_{\pi\Sigma}^2 = \sigma_{\pi}^2 + \Delta_{r\Sigma}^2 + \Delta_{y\Sigma}^2.$$

В соответствии с (4) допустимая погрешность определения узловых инъеций в эквивалентной модели

$$\delta U_{\Delta Pi}^2 = \sigma_{\pi\Sigma}^2 (B_{1s} - B_s)^{-1} \sum_{j=1}^s d_{ij}^2 P_{\Delta mij}^2, \quad (7)$$

где B_{10} и B_0 — постоянные, определяемые с учетом всех линий и генераторов, вошедших в эквивалентную модель.

В практике диспетчерского управления не принято накладывать ограничения на точность контроля суммарного баланса реактивных мощностей. Поэтому выбор допустимой погрешности определения узловых напряжений в эквивалентной модели может приводиться, как и в случае полной модели, по выражению (5). Максимальные оценки допустимой погрешности ΔV_m могут быть в первом приближении получены увеличением в 3 раза соответствующих компонент δV_m .

Если погрешности эквивалентирования не превышают допустимых значений, задача выбора размерности модели решена. В противном случае можно последовательно вводить в модель отдельные элементы ЭЭС, ранее представленные эквивалентами. При этом в (6) должна соответствующим образом корректироваться матрица E . В первую очередь целесообразно вводить в модель элементы ЭЭС, которым соответствуют наибольшие значения произведения строки матрицы квадратов производных на вектор Δ^2_m в выражении (6).

Каналы связи для передачи телеинформации организуются вторичным уплотнением стандартных телефонных каналов. Для организации каналов диспетчерской телефонной связи, как правило, используется спектр от 0,4 до 2,4 кГц, а спектр от 2,4 до 3,4 кГц отводится для организации прямых некоммутируемых каналов технологической связи и в первую очередь для передачи телеинформации.

Необходимо отметить, что при существующих трансформаторах тока и напряжения погрешность телеизмерения может уменьшаться за счет применения более точных датчиков, устройств телемеханики с увеличенным числом двоичных разрядов каждого сообщения и соответствующими преобразователями «аналог — код — аналог», сокращения циклов обновления телеизмерений и обусловленного этим снижения динамической составляющей суммарной погрешности. За исключением датчиков, все указанные мероприятия связаны с расширением требуемого спектра частот каналов связи.

Между циклом обновления телеинформации T_0 , числом передаваемых в каждом цикле сообщений n , числом двоичных разрядов m , используемых для передачи каждого телеизмерения или группы телеизмерений, и требуемым спектром частот канала связи f существует приближенная взаимосвязь [Л. 5]:

$$f = \alpha n m T_0^{-1}, \quad (8)$$

где α — коэффициент, зависящий от метода модуляции передаваемых сообщений.

Если весь спектр частот, отводимый для технологической связи, используется для передачи телеинформации, то при наиболее распространенных значениях $m=20$, $T_0 \approx 3$ с и $\alpha \approx 3$, что соответствует частотной модуляции, $n_{\max} \approx 50$. Таким образом, число стандартных телефонных каналов, необходимых для передачи n_i сообщений,

$$s_i \geq n_i n^{-1}_{\max}. \quad (9)$$

Затраты на создание и развитие ССПТ в первом приближении составляют

$$W(I) = \sum_{i=1}^s W_{oi} L_i + \sum_{b=1}^k W_b + \sum_{i=1}^N W_d, \quad (10)$$

где s — число каналов ССПТ; W_{oi} — затраты на единицу длины i -го канала; L_i — длина i -го канала; K — число ПИ; W_b — затраты на b -е устройство телемеханики; W_d — затраты на каждый из N датчиков-преобразователей.

При создании ССПТ в (10) участвуют все слагаемые. Если рассматривается развитие существующей ССПТ в (10) учитываются только те составляющие, которые необходимы для получения дополнительных телеизмерений и телесигналов. В (10) не включены затраты на измерительные трансформаторы и приборы соответствующего класса точности, поскольку их установка в соответствии с действующими правилами обязательна при вводе в эксплуатацию каждого энергетического объекта.

Значения W_{oi} существенно зависят от типа применяемых каналов связи. Для связи между диспетчерскими пунктами разных ступеней управления, где необходимо передавать большие объемы информации, экономически оправдано применение кабельных и радиорелейных линий связи. При малом числе необходимых телефонных каналов целесообразна их организация по воздушным линиям электропередачи (ВЧ-связь по ВЛ).

Экономическую целесообразность создания или развития ССПТ можно охарактеризовать изменением затрат на производство и распределение электрической энергии в зависимости от погрешности задания каждой компоненты вектора I :

$$\Delta Z(I) = M[Z(I_n) - Z(I_n)] = M \left[\frac{\partial Z}{\partial I} (I_n - I_n) + \frac{\partial^2 Z}{\partial I^2} \frac{(I_n - I_n)^2}{2} + \dots \right], \quad (11)$$

где M — математическое ожидание; $Z(I_n)$ — затраты при отсутствии ССПТ, когда используются прогнозные оценки вектора измерений I_n , определяемые в результате решения задачи оптимального распределения нагрузок по исходным данным, получаемым статистической обработкой суточных диспетчерских ведомостей, контрольных замеров характерных режимов и т. п.; $Z(I_n)$ — то же, когда значения I_n поступают от ССПТ.

При неизменной схеме модели входящие в (11) частные производные

$$\begin{aligned} \frac{\partial Z}{\partial I} &= \frac{\partial Z}{\partial P_r} \frac{\partial P_r}{\partial P_b} + \frac{\partial Z}{\partial P_r} \frac{\partial P_r}{\partial Q_b} = BC_{PP} + BC_{PQ}; \\ \frac{\partial^2 Z}{\partial I^2} &= \frac{\partial^2 Z}{\partial P_r^2} \frac{\partial P_r}{\partial P_b} + \frac{\partial Z}{\partial P_r} \frac{\partial^2 P_r}{\partial P_b^2} + \frac{\partial^2 Z}{\partial P_r^2} \frac{\partial P_r}{\partial Q_b} + \\ &+ \frac{\partial Z}{\partial P_r} \frac{\partial^2 P_r}{\partial Q_b^2} = B'C_{PP} + BC'_{PP} + B'C_{PQ} + BC'_{PQ}, \end{aligned}$$

где P_r — активная мощность электростанций; P_b , Q_b — активная и реактивная мощность в ветвях сети; B и B' — относительные приросты электростанций и первые производные от них; C_{PP} и C_{PQ} — матрицы сетевых характеристик; C'_{PP} и C'_{PQ} — производные сетевых характеристик.

Каждой схеме сети соответствуют определенные матрицы сетевых характеристик, численные значения элементов которых слабо зависят от параметров режима [Л. 4]. Поэтому при неизменной схеме сети можно считать $C'_{PP} \approx C'_{PQ} \approx 0$. Тогда (11) примет вид

$$\Delta Z(I) = P_m BC_{PP} M(\varepsilon_{Pn} - \varepsilon_{Pn}) + Q_m BC_{PQ} M(\varepsilon_{Qn} - \varepsilon_{Qn}) +$$

$$+ 0,5P_m B' C_{PP} M (\epsilon_{Pn} - \epsilon_{Pn})^2 + 0,5Q_m B' C_{PQ} M (\epsilon_{Qn} - \epsilon_{Qn})^2.$$

Если в течение каждого часа суток прогнозируемый и реальный режимы ЭЭС совпадают по схеме сети и составу работающего оборудования электростанций и при этом средние значения прогнозируемых и измеряемых потоков мощности равны,

$$\Delta Z(I) = 0,5 [P_m B' C_{PP} M (\epsilon_{Pn} - \epsilon_{Pn})^2 + Q_m B' C_{PQ} M (\epsilon_{Qn} - \epsilon_{Qn})^2],$$

где P_m и Q_m — максимальные значения измерений активной и реактивной мощности; ϵ_{Pn} и ϵ_{Qn} — приведенные погрешности прогноза активной и реактивной мощности; ϵ_{Pn} и ϵ_{Qn} — то же измерений.

Однако в реальных условиях в схеме сети и составе работающего оборудования электростанций возможны существенные изменения по сравнению с планом. В этом случае, пренебрегая вторым членом разложения в ряд Тейлора (11), можно приближенно считать

$$\Delta Z[I] \approx M[B_{Pi} C_{PPi} P_{Pi} - B_{Qi} C_{PQi} P_{Pi} + B_{Pi} C_{PQi} Q_{Pi} - B_{Qi} C_{PQi} Q_{Pi}]. \quad (12)$$

В (8) индексы «п» соответствуют значениям параметров, используемым при планировании режимов, а индексы «и» — значениям тех же параметров по измерениям реального режима.

Если в течение года планируемые и измеряемые схема сети и состав оборудования электростанций совпадали в β режимах, длительность каждого из которых t_i , а в λ режимах длительностью t_j имело место их несовпадение, то в первом приближении

$$\begin{aligned} \Delta Z[I] &\approx \sum_{i=1}^{\beta} 0,5 [P_m B'_{Pi} C_{PPi} M (\epsilon_{Pni} - \epsilon_{Pni})^2 + Q_m B'_{Qi} C_{PQi} M (\epsilon_{Qni} - \epsilon_{Qni})^2] t_i + \\ &+ \sum_{j=1}^{\lambda} [P_m M (B_{Pi} C_{PPi} P_{Pi,j} - B_{Qi} C_{PQi} P_{Pi,j}) + Q_m M (B_{Pi} C_{PQi} Q_{Pi,j} - B_{Qi} C_{PQi} Q_{Pi,j})] t_j = \\ &= P_m \left[\sum_{i=1}^{\beta} \gamma_{Pi} t_i + \sum_{j=1}^{\lambda} \gamma_{Pj} t_j \right] + \\ &+ Q_m \left[\sum_{i=1}^{\beta} \gamma_{Qi} t_i + \sum_{j=1}^{\lambda} \gamma_{Qj} t_j \right] \approx P_m (A_p + G A_Q) = P_m A, \quad (13) \end{aligned}$$

где P_{Pi} , P_{Qi} , Q_{Pi} , Q_{Qi} — приведенные значения прогнозируемых и измеряемых потоков активной и реактивной мощности; G — матрица, каждый элемент которой $g_i = \lg \varphi_i$.

Анализ режимов работы ЭЭС за ряд лет показывает, что из-за больших погрешностей прогноза и внеплановых изменений схемы численные значения элементов матрицы A , как правило, положительны и соизмеримы друг с другом по величине. Поэтому при проектировании ССПТ относительную ценность (информативность) каждой совокупности данных, относящихся к одной ветви модели и включающих телеизмерения активной и реактивной мощности и теле-сигналы, необходимые для определения схемы соединения, можно принимать равной

$$H_i = \alpha' P_{mi},$$

где α' — коэффициент пропорциональности.

Надежность ССПТ можно охарактеризовать относительной ценностью информации, теряемой из-за отказов каналов связи, устройств телемеханики и датчиков-преобразователей,

$$Q(I) = \sum_{i=1}^s q_i L_i \sum_{j=1}^s H_{ij} + \sum_{b=1}^k q_b \sum_{l=1}^x H_{bl} + \sum_{d=1}^N q_d H_d, \quad (14)$$

где s — число каналов ССПТ; q_i — вероятность отказа i -го канала на единицу длины; L_i — длина канала; r — число сообщений (телеизмерений или групп телесигналов), передаваемых по i -му каналу; k — число ПИ; q_b — вероятность отказа b -го ПИ; x — число сообщений, передаваемых b -м ПИ; N — число сообщений, передаваемых ССПТ в целом; H_{ij} , H_{bl} , H_d — относительная ценность каждого сообщения, передаваемого по i -му каналу связи, получаемого от b -го ПИ и d -го датчика.

Уменьшение $Q(I)$ может достигаться резервированием каналов связи, устройств телемеханики и датчиков. Для каждого дублированного независимого канала, устройства телемеханики и датчика в (14) должны подставляться вероятности отказов, равные соответственно q_i^2 , q_b^2 и q_d^2 .

Оптимальной можно считать ССПТ, обеспечивающую

$$\min W(I) \text{ при } Q(I) \leq Q_d. \quad (15)$$

Выбор Q_d — допустимого показателя надежности — можно проводить по условию:

$$Q_d \leq 3\sigma_{\pi_3}(\alpha')^{-1}, \quad (16)$$

где σ_{π_3} определяется при выборе размерности модели, а α' задается.

При расчетах по (14) каждое избыточное измерение группируется с дополняющим его аналогичным измерением, которое условно можно называть основным. Для напряжений избыточными являются измерения во всех ПИ, кроме исходного. Для потоков мощности — измерения с противоположного конца одной ветви. Вследствие большой избыточности телеизмерений в (14) напряжения не учитываются. Основные и избыточные телеизмерения активной и реактивной мощности по каждой ветви учитываются в (14) как одно измерение с относительной ценностью $q_d H_d$, осуществляемое в ПИ, наиболее близком к диспетчерскому пункту.

Динамическая погрешность телеизмерений связана со спектром частот канала связи. Из (7) следует, что приведенная погрешность телеизмерений активной мощности

$$\epsilon_{0P}^2 = \sigma_{\pi_3}^2 (B_{19} - B_9)^{-1}. \quad (17)$$

Суммарная приведенная погрешность телеизмерений активной мощности

$$\epsilon_P^2 = \epsilon_{T,T}^2 + \epsilon_{T,H}^2 + \epsilon_{H}^2 + \epsilon_{H}^2 + \epsilon_{H}^2 = \epsilon_T^2 + \epsilon_H^2, \quad (18)$$

где слагаемые — погрешности трансформатора тока и напряжения, датчика преобразователя «аналог — код» и динамическая соответственно.

Первые три слагаемых в (18) нормируются требуемым классом точности измерений в генераторах и линиях. Значение ϵ_H^2 определяется типом устройств телемеханики. Поэтому выбор точности телеизмерений практически сводится к выбору динамической погрешности, оптимальная величина которой по (17) и (18) составляет:

$$\epsilon_{H,0}^2 = \epsilon_{0P}^2 - \epsilon_T^2. \quad (19)$$

Из [Л. 5] известна взаимосвязь между $\varepsilon^2_{и}$ и циклом обновления телеизмерений:

$$T_0 + 2t_{п} \leq \varepsilon^2_{и} P^2_{м} \rho_{п}, \quad (20)$$

где $t_{п}$ — время передачи одного телеизмерения по каналу связи; $P_{м}$ — максимальная величина телеизмерения; $\rho_{п}$ — постоянная, определяемая статистическими свойствами измеряемого параметра.

Подставляя в (20) значение $\varepsilon^2_{и.о}$ из (19), можно определить требуемое T_0 и, следовательно, по (8) и (9) оценить необходимый спектр частот и предельную емкость каждого канала связи.

Размещение ПИ взаимосвязано со схемой модели ЭЭС. С точки зрения возможности организации в них ПИ все узлы модели подразделяются на базисные, определяющие, промежуточные и дополнительные.

Базисными являются все узлы модели, для которых выполняется одно из условий: в узле имеется электростанция; узлу инцидентна межсистемная линия или тупиковая ветвь. Определяющими являются узлы, для которых одновременно выполняются условия: узел не входит в число базисных; к узлу присоединено не менее трех ветвей; между данным узлом и любым базисным или другим узлом с тремя инцидентными ветвями существует хотя бы одно соединение с числом последовательно связанных ветвей не менее трех. Для выбора промежуточных узлов составляется список Ц, в котором для каждого базисного и определяющего узлов указываются инцидентные им ветви и узлы, ограничивающие эти ветви с другой стороны. Если Ц охватывает все узлы модели, то промежуточные узлы не требуются. В другом случае составляется список Ф всех узлов, не вошедших в Ц. Выбор промежуточных узлов осуществляется в следующем порядке:

1. Из Ф выбирается узел, которому инцидентно наибольшее число ветвей. При равенстве числа инцидентных ветвей выбирается первый по порядку.

2. Выбранный узел вместе со смежными ему через инцидентные ветви узлами исключается из Ф и заносится в Ц.

3. Пункты 1 и 2 повторяются, пока в Ц не войдут все узлы модели.

Во всех базисных, определяющих и промежуточных узлах модели организуются ПИ, которые называются основными.

Узлы, в которых в дополнение к основным для наблюдаемости всей модели организуются ПИ, называются дополнительными. Выбор дополнительных ПИ производится после выбора схемы сети каналов связи ССПТ.

Выбор каналов осуществляется в следующем порядке:

1. Исходным назначается ПИ, совпадающий или наиболее близкий к диспетчерскому пункту ЭЭС.

2. Первый канал выбирается в соединении между исходным и основным ПИ, которое имеет наименьшую длину.

3. Осуществляется просмотр всех соединений, инцидентных исходному и ранее выбранному ПИ. Выбирается соединение с минимальной длиной. Если ряд соединений имеют равную длину, выбирается соединение, инцидентное ПИ, который первым был охвачен каналами связи.

4. Процедура по п. 3 повторяется, пока все основные ПИ не будут охвачены каналами связи.

Для оценки необходимости организации и выбора дополнительных ПИ формируется список С, включающий все основные ПИ и аналогичный по структуре Ц. По алгоритму [Л. 3] определяется дерево, соответствующее С. Если дерево охватывает все узлы модели ЭЭС, дополнительные ПИ не требуются. Модель разделяется на несколько наблюдаемых районов, когда по С единое дерево построено быть не может. В этом случае первый дополнительный ПИ организуется в узле модели, лежащем на границе между двумя наблюдаемыми районами, в одном из которых (первом) находится исходный ПИ. Из всех возможных граничных узлов в качестве дополнительного ПИ выбирается узел, для которого одновременно выполняются условия: через инцидентные узлу ветви проходит канал связи; из всех возможных узел ближе всех к исходному ПИ. Выбранный дополнительный узел с инцидентными ему ветвями включается в С. Если дерево, построенное по скорректированному С, охватывает все узлы модели, задача размещения ПИ и выбора каналов решена.

В противном случае необходимо повторить описанную процедуру для следующего граничного узла первого наблюдаемого района, который после появления каждого дополнительного узла существенно расширяется.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гамм А. З. Статистические методы оценивания состояния электроэнергетических систем. — М.: Наука, 1976.
2. Богданов В. А., Волков Р. П. Анализ топологии электрической сети по данным телеметрии в автоматизированной системе диспетчерского управления. — Электричество, 1975, № 5.
3. Богданов В. А. Оценка качества исходных данных и точности результатов при определении режима электрической системы. — Электричество, 1978, № 6.
4. Богданов В. А. Оперативное определение узловых нагрузок по измерениям в ветвях сети. — Электричество, 1978, № 10.
5. Богданов В. А., Савалов С. А., Черня Г. А. Телеинформация в автоматизированных системах диспетчерского управления. — Электричество, 1974, № 8.

[15.10.81]

Принцип оптимизации автономных электроэнергетических систем по минимуму приведённых затрат

КРИВЕНЦЕВ В. И.

Московский институт инженеров гражданской авиации

Автономные электроэнергетические системы транспортных средств характеризуются постоянно растущей степенью разветвленности и сложности конфигурации их электрических сетей. Основной проблемой при оптимизации такого рода систем является проблема большой размерности пространства переменных, участвующих в описании оптимума этих систем.

При этом становится затруднительным использование не только ручных, но и машинных приемов их проектирования. Задача осложняется еще и необходимостью учитывать дискретный характер стандартных типоразмеров проводов и преобразующих устройств. В этой связи актуальной задачей является разработка более совершенных и общих методов оптимизации автономных систем. Учитывая, что проектирование оптимальных многомерных автономных электроэнергетических систем должно быть основано на использовании ЦВМ, эти методы должны отличаться от известных однотипным способом описания задачи оптимизации независимо от ее размерности и конфигурации, простотой построения алгоритма для итерационной процедуры декомпозиции системы на подсистемы, широкой возможностью использования матриц инцидентий не только для описания топологии системы, но и для составления уравнений ее оптимизации.

Эти особенности учитывает обобщенный метод непрерывной оптимизации систем, основанный на использовании принципа минимума критерия в электрической сети.

Принцип минимума критерия в электрической сети. Задача непрерывной оптимизации электрической сети математически формулируется следующим образом. Минимизировать суммарные затраты в электрической сети [Л. 1]:

$$Z = \sum_{i=1}^{i=n} \left(a_i + \frac{b_i}{\delta u_i} + d_i \delta u_i \right) \rightarrow \min \quad (1)$$

в области, определяемой системой «жестких» ограничений, представляемой в векторной форме:

$$\|g(\delta u)\| = \|C\| \|\delta a\| - \|\delta u_{ij}\| = 0, \quad (2)$$

где a_i , b_i , d_i — технико-экономические показатели; $\|\delta u\|$ — вектор-столбец искомых продольных составляющих падений напряжения на активных сопротивлениях участков сети; $\|\delta u_{ij}\|$ — вектор-столбец допустимых продольных составляющих падений напряжения на активных сопротивлениях участков сети (от точки регулирования напряжения до точки подключения j -го токоприемника); $\|C\|$ — прямоугольная матрица инцидентий, отображающая топологию электрической сети.

В [Л. 2] рассмотрено решение такой задачи для электрической сети радиального типа с использованием функции Лагранжа (3) и ограничений (2):

$$L(\delta u) = \sum_{i=1}^{i=n} Z_i(\delta u) + \sum_{j=(m-b)+1}^{j=n} z_j g_j(\delta u), \quad (3)$$

где $i=1, 2, 3, \dots, n$ — номер участка сети; $j=(m-b)+1, (m-b)+2, \dots, (n-2)(n-1), n$ — номер

токоприемника, m — общее число узлов сети; b — число узловых точек, в которых напряжение поддерживается с помощью регулятора постоянным.

Доказано, что при ограничении $\|\delta u\| > 0$ в силу выпуклости функции Лагранжа всегда в электрической сети существует единственный условный минимум критерия, который однозначно описывается системой нелинейных уравнений и соответствует оптимальному решению:

$$\|\delta u_0\| = \|\delta u_{10}, \delta u_{20}, \dots, \delta u_{n0}\|^T,$$

где « T » — знак транспонирования вектора.

Анализ системы нелинейных уравнений оптимального состояния [Л. 2] позволяет сформулировать важный для дальнейшего обобщения принцип минимума критерия в электрической сети: в оптимальной электрической сети алгебраическая сумма производных критерия по параметру оптимизации в ее узловых точках всюду должна быть равна нулю,

$$\sum_{v=3} \left\{ \frac{\partial Z}{\partial (\delta u)} \right\}_v = 0, \quad (4)$$

где $v=3, 4, 5, \dots, p$ — номер ветви, отходящей от узловой точки электрической сети.

Знаки у производных определяются по направлению действительных токов участков сети: если токи подтекают к узловой точке сети, то знак у производных условно принимается положительным.

Полная система уравнений непрерывного нелинейного программирования всегда может быть составлена для сети любой конфигурации на основе принципа минимума критерия в электрической сети (4) и из условия «жестких» ограничений (2). Здесь и далее будем подразумевать под полной системой уравнений непрерывного нелинейного программирования такую систему, которая соответствует числу искомых переменных n и состоит из двух подсистем уравнений: описывающей оптимальное состояние в сети и описывающей условия ограничения, при которых достигается оптимум в сети.

Число уравнений оптимизации должно соответствовать числу независимых узлов $m-b$, а число уравнений ограничений — $n-(m-b)$.

Задачи непрерывной оптимизации. Обсудим типичные для автономных систем задачи составления полной системы уравнений нелинейного программирования для радиальной, кольцевой и сложнзамкнутой электрической сети.

Для радиальной сети, изображенной на рис. 1, с шестью участками и тремя узловыми точками 0, 1 и 2, необходимо составить шесть уравнений нелинейного программирования.

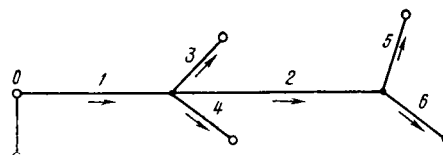


Рис. 1. Радиальная электрическая сеть

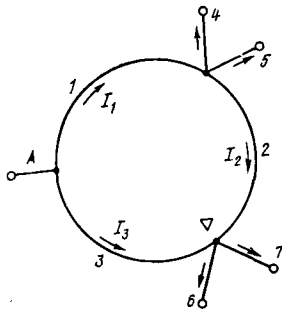


Рис. 2. Кольцевая электрическая сеть

Два уравнения оптимизации ($m - b = 3 - 1 = 2$) можно получить в соответствии с принципом минимума критерия в электрической сети (4):

$$\left. \begin{aligned} -\frac{b_1}{\delta u_1^2} + d_1 - \left(-\frac{b_2}{\delta u_2^2} + d_2 - \frac{b_3}{\delta u_3^2} + d_3 - \frac{b_4}{\delta u_4^2} + d_4 \right) &= 0; \\ -\frac{b_2}{\delta u_2^2} + d_2 - \left(-\frac{b_5}{\delta u_5^2} + d_5 - \frac{b_6}{\delta u_6^2} + d_6 \right) &= 0; \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

четыре уравнения [$n - (m - b) = 6 - (3 - 1) = 4$] из условия «жестких» ограничений:

$$\left. \begin{aligned} \delta u_1 + \delta u_3 &= \delta u_{13}; \\ \delta u_1 + \delta u_4 &= \delta u_{14}; \\ \delta u_1 + \delta u_2 + \delta u_5 &= \delta u_{15}; \\ \delta u_1 + \delta u_2 + \delta u_6 &= \delta u_{16}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Решение этой системы уравнений можно свести к решению системы нелинейных уравнений оптимизации, если выразить зависимые переменные через независимые из системы ограничений (6). Число независимых переменных должно соответствовать числу независимых узлов ($m - b$) в сети. В данном случае в качестве независимых переменных могут быть выбраны, например, переменные δu_1 и δu_2 , а в качестве зависимых — все остальные переменные — потери напряжения на участках 3, 4, 5 и 6. Выражая $\delta u_3, \dots, \delta u_6$ через δu_1 и δu_2 из системы (6) и подставляя в систему (5), получим:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{b_1}{\delta u_1^2} - \frac{b_2}{\delta u_2^2} - \frac{b_3}{(\delta u_{13} - \delta u_1)^2} - \frac{b_4}{(\delta u_{14} - \delta u_1)^2} &= d_1 - \sum_{i=2}^{i=4} d_i; \\ -\frac{b_2}{\delta u_2^2} - \frac{b_5}{(\delta u_{15} - \delta u_1 - \delta u_2)^2} - \frac{b_6}{(\delta u_{16} - \delta u_1 - \delta u_2)^2} &= d_2 - \sum_{i=5}^{i=6} d_i. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Для кольцевой электрической сети (рис. 2) также можно составить полную систему уравнений непрерывного нелинейного программирования на основе принципа минимума критерия в электрической сети (4) и условия «жестких» ограничений (2).

Задача в этом случае решается методом итераций. Вначале определяется токораспределение в кольцевой сети при произвольном задании, например, сечениями проводов на участках кольцевой сети. Затем составляется система уравнений и определяются квазиоптимальные сечения проводов на участках. На следующем шаге итерации вновь определяется токораспределение в сети и составляется система уравнений нелинейного программирования. Эта процедура повторяется до тех пор, пока сечения проводов участков сети не перестанут изменяться. Очевидно, для кольцевой сети на рис. 2 следует составить

семь уравнений нелинейного программирования, полностью определяющих задачу ее оптимизации.

Два уравнения оптимизации могут быть получены на основе принципа минимума:

$$\begin{aligned} -\frac{b_1}{\delta u_1^2} + d_1 - \left(-\frac{b_2}{\delta u_2^2} + d_2 - \frac{b_4}{\delta u_4^2} + d_4 - \frac{b_5}{\delta u_5^2} + d_5 \right) &= 0; \\ -\frac{b_2}{\delta u_2^2} + d_2 - \left(-\frac{b_3}{\delta u_3^2} + d_3 - \frac{b_6}{\delta u_6^2} + d_6 - \frac{b_7}{\delta u_7^2} + d_7 \right) &= 0; \end{aligned}$$

пять уравнений из условия «жестких» ограничений:

$$\left. \begin{aligned} \delta u_1 + \delta u_4 &= \delta u_{14}; \\ \delta u_1 + \delta u_5 &= \delta u_{15}; \\ \delta u_3 + \delta u_6 &= \delta u_{36}; \\ \delta u_3 + \delta u_7 &= \delta u_{37}; \\ \delta u_1 + \delta u_2 - \delta u_3 &= -I_1\psi_1 - I_2\psi_2 + I_3\psi_3 = C', \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где $\psi_i = X_i \sin \varphi_i + R_{\text{ки}} \cos \varphi_i$ — коэффициент, учитывающий реактивное сопротивление участка сети и переходное сопротивление контакторов и аппаратов защиты.

Здесь в качестве независимых переменных можно выбрать, например, потери напряжения δu_1 и δu_3 . Тогда решение задачи нелинейного программирования сводится к решению задачи системы уравнений оптимизации с двумя неизвестными:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{b_1}{\delta u_1^2} - \frac{b_2}{(C' - \delta u_1 + \delta u_3)^2} - \frac{b_4}{(\delta u_{14} - \delta u_1)^2} - \frac{b_5}{(\delta u_{15} - \delta u_1)^2} &= d_1 - \sum_{i=2}^{i=5} d_i; \\ -\frac{b_2}{(C' - \delta u_1 + \delta u_3)^2} + \frac{b_3}{\delta u_3^2} - \frac{b_6}{(\delta u_{36} - \delta u_3)^2} - \frac{b_7}{(\delta u_{37} - \delta u_3)^2} &= d_2 + d_3 - \sum_{i=6}^{i=7} d_i. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Для сложнзамкнутой системы (рис. 3) с четырьмя независимыми узлами и двенадцатью участками необходимо составить соответственно четыре уравнения оптимизации

$$\left. \begin{aligned} \frac{b_1}{\delta u_1^2} + \frac{b_5}{\delta u_5^2} - \frac{b_7}{\delta u_7^2} - \frac{b_9}{\delta u_9^2} &= d_1 + d_5 - d_7 - d_9; \\ \frac{b_2}{\delta u_2^2} - \frac{b_6}{\delta u_6^2} - \frac{b_8}{\delta u_8^2} - \frac{b_{11}}{\delta u_{11}^2} &= d_2 - d_6 - d_8 - d_{11}; \\ \frac{b_3}{\delta u_3^2} + \frac{b_8}{\delta u_8^2} - \frac{b_5}{\delta u_5^2} - \frac{b_{10}}{\delta u_{10}^2} &= d_3 + d_8 - d_5 - d_{10}; \\ \frac{b_4}{\delta u_4^2} + \frac{b_6}{\delta u_6^2} + \frac{b_7}{\delta u_7^2} - \frac{b_{12}}{\delta u_{12}^2} &= d_4 + d_6 + d_7 - d_{12} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

и восемь уравнений ограничений

$$\left. \begin{aligned} \delta u_1 + \delta u_9 &= \delta u_{19}; \\ \delta u_2 + \delta u_{11} &= \delta u_{211}; \\ \delta u_3 + \delta u_{10} &= \delta u_{310}; \\ \delta u_4 + \delta u_{12} &= \delta u_{412}; \\ \delta u_1 - \delta u_5 - \delta u_3 &= -I_1\psi_1 + I_5\psi_5 + I_3\psi_3 = C_1; \\ \delta u_2 + \delta u_6 - \delta u_4 &= -I_2\psi_2 - I_6\psi_6 + I_4\psi_4 = C_2; \\ \delta u_1 + \delta u_7 - \delta u_4 &= -I_1\psi_1 - I_7\psi_7 + I_4\psi_4 = C_3; \\ \delta u_2 + \delta u_8 - \delta u_3 &= -I_2\psi_2 - I_8\psi_8 + I_3\psi_3 = C_4. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Решение этой системы можно свести к решению системы из четырех уравнений оптимизации, если принять в качестве независимых переменных составляющие потерь напряжения на участках 1, 2, 3 и 4 ($\delta u_1, \delta u_2, \delta u_3, \delta u_4$). Тогда, выражая зависимые переменные через независимые, получим полностью определенную систему уравнений оптимизации:

$$\left. \begin{aligned} & \frac{b_1}{\delta u_1^2} + \frac{b_5}{(C_1 - \delta u_1 + \delta u_3)^2} - \frac{b_7}{(C_3 - \delta u_1 + \delta u_4)^2} - \\ & - \frac{b_9}{(\delta u_{19} - \delta u_1)^2} = d_1 + d_5 - d_7 - d_4; \\ & \frac{b_2}{\delta u_2^2} - \frac{b_6}{(C_2 - \delta u_2 + \delta u_4)^2} - \frac{b_8}{(C_4 - \delta u_2 + \delta u_3)^2} - \\ & - \frac{b_{11}}{(\delta u_{211} - \delta u_2)^2} = d_2 - d_6 - d_8 - d_{11}; \\ & \frac{b_3}{\delta u_3^2} + \frac{b_8}{(C_4 - \delta u_2 + \delta u_3)^2} - \frac{b_5}{(C_1 - \delta u_1 + \delta u_3)^2} - \\ & - \frac{b_{10}}{(\delta u_{310} - \delta u_3)^2} = d_3 + d_8 - d_5 - d_{10}; \\ & \frac{b_4}{\delta u_4^2} + \frac{b_6}{(C_2 - \delta u_2 + \delta u_4)^2} - \frac{b_7}{(C_3 - \delta u_1 + \delta u_4)^2} - \\ & - \frac{b_{12}}{(\delta u_{412} - \delta u_4)^2} = d_4 + d_6 + d_7 - d_{12}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Таким образом, используя принцип минимума критерия в электрической сети, можно всегда составить полную систему нелинейных уравнений оптимизации по числу независимых узлов в сети при произвольной ее размерности и конфигурации.

Итерационные методы решения систем нелинейных уравнений оптимизации. Реальные электрические сети автономных систем имеют более высокую степень разветвленности и сложности конфигурации, содержат более 100 независимых узлов. Поэтому они описываются нелинейными уравнениями оптимизации высокого порядка. Это обстоятельство требует, в свою очередь, обоснованного выбора наиболее эффективных итерационных методов их решения.

Наиболее апробированным из них и реализованным в виде стандартных программ в математическом обеспечении ЦВМ является обобщенный метод Ньютона [Л. 3]. Достоинствами этого метода являются большая скорость сходимости и слабая зависимость от выбора нулевого приближения для переменных. К недостатку метода, с точки зрения применения его к решению нелинейных уравнений, описывающих оптимум в электрической сети, следует отнести зависимость точности решения от размерности системы уравнений. С увеличением числа переменных или по-

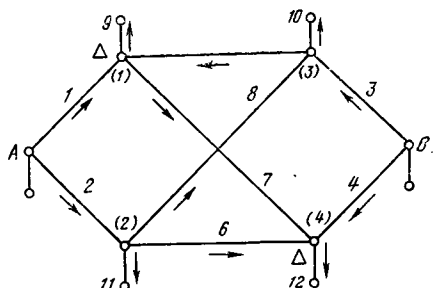


Рис. 3. Сложнозамкнутая электрическая сеть

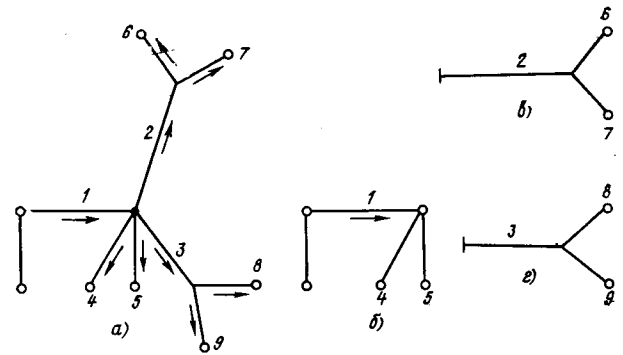


Рис. 4. Декомпозиция электрической сети:
а — исходный граф сети; б — основной подграф сети; в, г — узловые подграфы сети

рядка системы уравнений растет невязка и соответственно снижается точность решения. Это объясняется тем, что в электрической сети всегда имеются участки с относительно слабым различием в токовых моментах Il (I — ток; l — длина участка), причем требование к условию различимости моментов возрастает по мере роста размерности системы решаемых уравнений.

Для устранения этого недостатка итерационного метода Ньютона с целью повышения точности решения целесообразно прибегнуть к методу декомпозиции: на основе принципа минимума критерия в электрической сети решение большой системы уравнений заменить последовательным решением совокупности подсистемы уравнений с меньшим числом переменных [Л. 4]. При этом существенно повышается точность решения, но и изменяется его продолжительность. Продолжительность решения возрастает пропорционально числу разбиений и пропорционально квадрату числа переменных, участвующих в матрице Якоби. При декомпозиции размерность матрицы Якоби, используемой для решения подсистем уравнений, естественно, ниже размерности матрицы Якоби, используемой для решения исходной системы уравнений, и тем ниже, чем больше разбиений принято в решаемой задаче.

Последовательность реализации итеративных процедур в методе декомпозиции рассмотрим на простых примерах разбиения радиальной (рис. 4) и сложнозамкнутой (рис. 3) электрической сети.

В соответствии с принципом минимума критерия в электрической сети для исходного графа сети (рис. 4,а) составляются три уравнения оптимизации и шесть уравнений ограничений. После выражения зависимых переменных через независимые получим три уравнения оптимизации:

$$\left. \begin{aligned} & \frac{b_1}{\delta u_1^2} - \sum_{i=4}^{i=5} \frac{b_i}{(\delta u_{1i} - \delta u_1)^2} - \sum_{i=6}^{i=7} \frac{b_i}{(\delta u_{1i} - \delta u_1 - \delta u_2)^2} - \\ & - \sum_{i=8}^{i=9} \frac{b_i}{(\delta u_{1i} - \delta u_1 - \delta u_3)^2} = d_1 - \sum_{i=4}^{i=9} d_i; \\ & \frac{b_2}{\delta u_2^2} - \sum_{i=6}^{i=7} \frac{b_i}{(\delta u_{2i} - \delta u_1 - \delta u_2)^2} = d_2 - \sum_{i=6}^{i=7} d_i; \\ & \frac{b_3}{\delta u_3^2} - \sum_{i=8}^{i=9} \frac{b_i}{(\delta u_{3i} - \delta u_1 - \delta u_3)^2} = d_3 - \sum_{i=8}^{i=9} d_i. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Система нелинейных уравнений (14) решается обобщенным методом Ньютона как исходная. При этом требуется составить матрицу Якоби для вторых частных производных размеров 3×3 .

Для декомпозиции радиальной сети в узловой точке (1) следует задаться нулевым приближением $\delta u^{(0)}$. Тогда исходный граф сети распадается на основную подграф (рис. 4, б) и на два узловых (рис. 4, в и г). При этом в системе уравнений ограничений δu_{ij} уменьшится на $\delta u^{(0)}$, что позволит определить первые приближения для δu_2 и δu_3 и рассматривать подграфы сети (рис. 4, в и г) отдельно. Затем вычисляются суммы:

$$\sum_{i=4}^{i=5} \left(\frac{b_i}{\delta u^2_i} \right)^{(1)}; \sum_{i=6}^{i=7} \left(\frac{b_i}{\delta u^2_i} \right)^{(1)}; \sum_{i=8}^{i=9} \left(\frac{b_i}{\delta u^2_i} \right)^{(1)}.$$

При известных суммах становится возможным решить первое из исходных уравнений оптимизации и получить уточненное значение для δu_1 , т. е. $\delta u_1^{(1)}$. Далее восстанавливается прежнее состояние для первой части уравнений ограничений, и из правой ее части вычитается первое приближенное значение для $\delta u_1^{(1)}$.

Затем повторно вычисляются значения $\delta u_2^{(2)}$ и $\delta u_3^{(2)}$ и определяются вновь суммы:

$$\sum_{i=4}^{i=5} \left(\frac{b_i}{\delta u^2_i} \right)^{(2)}; \sum_{i=6}^{i=7} \left(\frac{b_i}{\delta u^2_i} \right)^{(2)}; \sum_{i=8}^{i=9} \left(\frac{b_i}{\delta u^2_i} \right)^{(2)}.$$

Процесс продолжается до тех пор, пока не будет обеспечена требуемая точность решения. Указанный прием позволяет, например, в рассматриваемой задаче уменьшить размер матрицы Якоби в 9 раз.

Обсуждаемый метод реализован и осуществляется программным путем на ЦВМ по заданному числу разбиений.

Метод декомпозиции применим и к системам уравнений, описывающим оптимум в сложносвязной электрической сети.

Применительно к сети, изображенной на рис. 3, разбиение системы можно осуществить в четырех узловых точках 1, 2, 3 и 4, задаваясь нулевым приближением для независимых переменных $\delta u_1, \delta u_2, \delta u_3, \delta u_4$. При этом правая часть первых четырех уравнений (12) уменьшится соответственно на $\delta u^{(0)}_1, \delta u^{(0)}_2, \delta u^{(0)}_3$ и $\delta u^{(0)}_4$, пятое уравнение — на $\delta u^{(0)}_1$ и $\delta u^{(0)}_3$, шестое — на $\delta u^{(0)}_2$ и $\delta u^{(0)}_4$, седьмое — на $\delta u^{(0)}_1$ и $\delta u^{(0)}_4$ и восьмое — на $\delta u^{(0)}_2$ и $\delta u^{(0)}_3$. Затем можно получить первые приближенные значения $\delta u^{(1)}_5, \delta u^{(1)}_6, \dots, \delta u^{(1)}_{12}$ и вычислить для них $(b_j/\delta u^2_j)^{(1)}$, где $j=5, 6, \dots, 12$. Подставляя $(b_j/\delta u^2_j)^{(1)}$ в систему уравнений (11), получим первое уточнение — значения $\delta u^{(1)}_1, \delta u^{(1)}_2, \delta u^{(1)}_3, \delta u^{(1)}_4$. Восстановив прежнее состояние системы уравнений (12), можно определить вторые приближения: $\delta u^{(2)}_5, \delta u^{(2)}_6, \dots, \delta u^{(2)}_{12}$, — и вычислить $(b_j/\delta u^2_j)^{(2)}$. Затем вновь уточняются значения для $\delta u_1, \delta u_2, \delta u_3$ и δu_4 и т. д.

В случае одинаковых допустимых потерь напряжения от точки регулирования напряжения до точки подключения токоприемников для решения системы уравнений оптимизации можно использовать итерационный метод рекуррентных соотношений [Л. 2]. Он

применим и для решения системы уравнений при неодинаковых допустимых потерях напряжения, если его использовать совместно с методом половинного деления [Л. 5], предварительно заменив при этом разветвленную радиальную электрическую сеть на магистральную [Л. 2].

Задача дискретной оптимизации формулируется следующим образом. Минимизировать затраты [Л. 4]

$$Z(\delta u) \rightarrow \min$$

в области, ограниченной неравенством

$$\|g(\delta u)\| = \|C\| \|\delta u\| - \|\delta u_{ij}\| \leq 0 \quad (15)$$

и эксплуатационными ограничениями

$$\left\{ \begin{array}{l} \|\delta u_a\| - \|\delta u\| \geq 0; \\ \|\delta u_c\| - \|\delta u\| \geq 0; \\ \|\delta u_k\| - \|\delta u\| \geq 0, \end{array} \right\} \quad (16)$$

где $\|\delta u_a\|, \|\delta u_c\|, \|\delta u_k\|$ — векторы-столбцы дискретных потерь напряжения, соответствующих экономичности, срабатыванию защитных устройств и условию обеспечения тока короткого замыкания в электрической сети.

В качестве переменных оптимизации выбирается вектор искоемых дискретных переменных $\|\delta u\|$. Типоразмеры проводов, трансформаторов и преобразователей тока, устанавливаемые в системе распределения электрической энергии, задаются соответствующей шкалой дискретных активных сопротивлений. При известных токах на участках сети однозначно определяются и соответствующие дискретные потери напряжения на активных сопротивлениях участков сети.

Решение задачи дискретной оптимизации осуществляется в три этапа.

На первом этапе осуществляется анализ дискретных ограничений (15) и (16) (с целью выбора наиболее сильных) и определения границы области допустимого решения.

На втором этапе решается задача непрерывной оптимизации. С этой целью по принципу минимума критерия в электрической сети составляется система нелинейных уравнений оптимизации относительно независимых переменных. На этом этапе осуществляется по существу дальнейшее «сжатие» пространства переменных, влияющих на положение точек непрерывного и дискретного оптимума, или отсеивание незначимых переменных. Одновременно устанавливается в случае переполнения оперативной памяти ЦВМ целесообразность применения метода декомпозиции.

На заключительном этапе, после определения непрерывных переменных, реализуется дискретный перебор переменных. Он основан на использовании следующих трех правил отбора перспективных вариантов.

1. Если непрерывное значение переменной для любого элемента системы выходит за пределы двухстороннего ограничения, то она должна быть исключена из решения, и для этой переменной должно быть выбрано ближайшее меньшее дискретное значение.

2. Если увеличение какой-либо переменной для магистрального участка системы относительно базового варианта на одну ступень вызывает отрицательное суммарное приращение затрат, то рассматриваемый вариант является неперспективным, а на этом участке выбирается ближайшее меньшее дискретное значение переменной.

Номер участка сети	I , А	l , м	Минимальное сечение провода, мм ²	Максимальное сечение провода, мм ²	Длительность токовой нагрузки, ч	b_i , кг·В	d_i , кг/В	Оптимальная потеря напряжения, В	Расчетное сечение провода, мм ²	Стандартное сечение провода, мм ²
1	40	30	2,5	25	3,5	6,55	0,455	1,19	20	25
2	20	15	1,5	25	7	0,82	0,455	0,46	13	10
3	10	15	0,75	25	3,5	0,41	0,114	0,81	3,7	4
4	10	10	0,75	25	3,5	0,182	0,114	0,81	2,47	2,5
5	5	20	0,35	25	7	0,365	0,114	0,35	5,7	6
6	15	6	1	25	7	0,099	0,34	0,35	5,15	6

3. Если модуль приращения потери напряжения, обусловливаемой увеличением активного сопротивления какого-либо участка сети на одну ступень относительно базового варианта, больше его соответствующего минимального остатка потери напряжения, то рассматриваемый вариант является неприемлемым и соответствующая переменная должна быть округлена до ближайшего меньшего дискретного значения. Минимальный остаток напряжения определяется следующим образом: на конечном участке сети устанавливается максимальное сечение провода, а на предшествующих участках выбирается ближайшее большее сечение.

Пример. Выберем стандартные сечения медных проводов в однопроводной системе распределения электрической энергии постоянного тока напряжением 27 В. Схема системы распределения электрической энергии изображена на рис. 1.

Допустимая потеря напряжения $\delta u_{13}=\delta u_{14}=\delta u_{15}=\delta u_{16}=2$ В. Объемная плотность проводов марки БПДО $\omega_0=9,12 \times 10^{-3}$ кг/(м·мм²); удельная проводимость $\gamma=50$ м/(Ом·мм²). Коэффициенты b_i и d_i вычисляются по следующим выражениям [Л. 2]:

$$b_i = \frac{m_i b^2 \omega_0 \cos \varphi_i I_i}{\xi_i \gamma_i};$$

$$d_i = \frac{B m_i \tau_i I_i}{A' \xi_i \cos \varphi_i},$$

где число фаз $m=1$; коэффициент мощности $\cos \varphi=1$; избыточность $\xi=1$; технико-экономические коэффициенты: $B=0,118$ руб/(Вт·ч); $A=36,4$ руб/кг.

УДК [621.316.174:629.13].001.24

Оптимизация электрических сетей при заданной потере напряжения

РЕШЕТОВ С. А.

Московский институт инженеров гражданской авиации

Системный подход к проектированию энергосистем предполагает анализ всей цепи преобразования и передачи энергии — от источника до потребителей. Важное место при этом занимает оптимизация сети по различным критериям. Весьма актуальна минимизация массы сети G при обеспечении ограничений по потере напряжения в линиях ΔU_d . Физическое содержание задачи сводится к выбору оптимального вектора сечений $\{s_i\}$ участков сети или, другими словами, оптимальному в смысле выбранного критерия распределению ΔU_d между узлами.

Такая задача уже рассматривалась ранее; например, в [Л. 1 и 2] методом неопределенных множителей Лагранжа для произвольно разветвленной радиальной сети получены рекуррентные соотношения оптимальных сечений участков сети, обеспечивающих минимум массы сети, а также выражение оптимальной массы сети в целом в функции ΔU_d .

Расчет оптимальных потерь напряжения произведем по системе уравнений (7). Система уравнений (7) решается методом рекуррентных соотношений [Л. 2]. Стандартные сечения медных проводов марки БПДО выбраны в соответствии с тремя правилами дискретного программирования. Результаты расчетов и исходные данные приведены в таблице.

Таким образом, принцип минимума критерия в электрической сети является обобщающим принципом, позволяющим решить задачу формализованного составления системы нелинейных уравнений непрерывной оптимизации для системы с произвольной размерностью и конфигурацией. На основе этого принципа становится возможным применение итерационных комбинированных методов решения больших систем нелинейных уравнений, например, обобщенного метода Ньютона в совокупности с методом декомпозиции и рекуррентных соотношений совместно с методом половинного деления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кривенцев В. И. Оптимизация плотности тока для распределительных электрических сетей подвижных объектов. — Электричество, 1978, № 3.
2. Кривенцев В. И. Алгоритм расчета электрических распределительных сетей автономных систем. — Электричество, 1978, № 5.
3. Фиакко А., Мак-Кормик Г. Нелинейное программирование. — М.: Мир, 1972.
4. Кривенцев В. И., Новиков В. В. Дискретная оптимизация электрической сети автономной электроэнергетической системы. — Электричество, 1979, № 6.
5. Демидович Б. П., Марон И. А. Основы вычислительной математики. — М.: Физматгиз, 1960.

[03.03.81]

В настоящей статье указанные алгоритмы обобщаются для оптимизации сети по стоимости, а для сетей с нагрузками, расположенными на концах ветвлений (характерных, например, для автономных энергосистем самолетов и вертолетов), — и для оптимизации различного состава народнохозяйственных затрат на сеть.

Математическое выражение задачи оптимизации массы:

$$G = \sum_{i=1}^N g_i = \gamma \sum_{i=1}^N V_i = \gamma \sum_{i=1}^N l_i s_i \rightarrow \min \quad (1)$$

$$\text{при } s_i > 0 \text{ и } \sum_{i=1}^M \Delta U_i = \Delta U_d. \quad (2)$$

где l_i , s_i , V_i , g_i , γ — длина, сечение, объем, масса, плотность проводника i -го участка; N , M — число

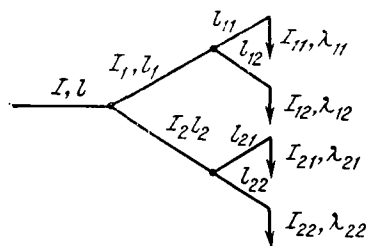


Рис. 1.

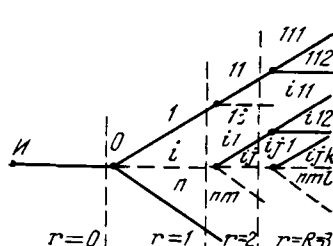


Рис. 2.

участков всей сети и линий; G — целевая функция, в данном случае — масса сети автономной электрической системы.

Задача рассматривается применительно к произвольно разветвленной радиальной электрической сети (см. рис. 1). При ее решении делаются следующие допущения: провода имеют непрерывный ряд сечений; учитываются потери только в активных сопротивлениях; ΔU_d от источника до всех потребителей одинаковы; вопросы механической прочности и допустимой токовой нагрузки проводов в общей постановке задачи не рассматриваются. С математической точки зрения существенно условие (2), позволяющее упростить решение и обобщить алгоритмы. Так оказывается, что сеть минимальной массы при линейной зависимости стоимости провода от сечения имеет и минимальную стоимость, а для сетей с нагрузками на концах ветвлений, при плотностях тока ниже экономических, — и минимальные затраты, учитывающие стоимость сети и стоимость потерь в ней.

С технической точки зрения допущение (2) вполне корректно не только потому, что ΔU_d должны быть стандартными, но и потому, что оптимум критерия достигается при одинаковом использовании ΔU_d вдоль всех линий. Вопрос обеспечения меньших ΔU_d для отдельных потребителей следует рассматривать самостоятельно, например, путем питания этих потребителей от узлов, расположенных ближе к источнику, или введением стабилизаторов.

Последовательное решение задачи в [Л. 1 и 2] для сети различного ранга методом неопределенных множителей Лагранжа при принятых допущениях позволяет записать алгоритмы для расчета вектора сети минимальной стоимости $\{s_i\}^*$ в виде (3). Процедура решения задачи в сокращенном виде приведена ниже для функции затрат. Применительно к сети рис. 1 решение имеет вид:

$$s = \frac{\rho}{\Delta U_d} \sqrt{I \cos \varphi \bar{\mathcal{E}}}; \quad s_1 = \frac{\rho}{\Delta U_d} \sqrt{I_1 \cos \varphi_1 \bar{\mathcal{E}}_1};$$

$$s_{11} = \frac{\rho}{\Delta U_d} \sqrt{I_{11} \cos \varphi_{11} \bar{\mathcal{E}}_1 \bar{\mathcal{E}}_{11}}, \quad (3)$$

где ρ , I , $\cos \varphi$ — удельное сопротивление проводника, ток и коэффициент мощности участка.

В общем виде для i -го участка ранга r , определяемого числом узлов между источником и рассматриваемым участком,

$$s_i = \frac{\rho}{\Delta U_d} \sqrt{I_i \cos \varphi_i \bar{\mathcal{E}}_i} \prod_{z=r}^0 \sqrt{\bar{\mathcal{E}}_z}. \quad (4)$$

Для головного участка ($r=0$) $\Pi=1$.

Введенные в [Л. 1 и 2] коэффициенты типа $\bar{\mathcal{E}}$ определяют расчетные энергетические показатели сети заданной структуры и потому названы структур-

но-энергетическими коэффициентами (СЭК). В обозначениях рис. 2 эти коэффициенты имеют вид:

$$\bar{\mathcal{E}}_{ijk} = J_{ijk} = I_{ijk} l_{ijk}^2 \cos \varphi_{ijk}. \quad (5)$$

Для одиночных и концевых ($r=3$) участков

$$\left. \begin{aligned} \bar{\mathcal{E}}_{ij} &= \left(\sqrt{J_{ij}} + \sqrt{\sum_{k=1}^l \bar{\mathcal{E}}_{ijk}} \right)^2 \quad \text{при } r=2; \\ \bar{\mathcal{E}}_i &= \left(\sqrt{J_i} + \sqrt{\sum_{j=1}^m \bar{\mathcal{E}}_{ij}} \right)^2 \quad \text{при } r=1; \\ \bar{\mathcal{E}} &= \left(\sqrt{J} + \sqrt{\sum_{i=1}^n \bar{\mathcal{E}}_i} \right)^2 \quad \text{при } (r=0); \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

относительные значения СЭК:

$$\bar{\mathcal{E}} : \bar{\mathcal{E}}_i : \bar{\mathcal{E}}_{ij} : \bar{\mathcal{E}}_{ijk} = \sum_{i=1}^n \bar{\mathcal{E}}_i : \bar{\mathcal{E}}_i : \sum_{j=1}^m \bar{\mathcal{E}}_{ij} : \bar{\mathcal{E}}_{ij} : \sum_{k=1}^l \bar{\mathcal{E}}_{ijk}. \quad (7)$$

Рассматривая по аналогии с механикой выражения вида $Il=M$ как «моменты тока», выражения для СЭК участков вида $Il^2=J$ можно считать «моментами инерции» тока I на длине провода l .

Заметим, что ранг участка, определяемый числом последовательно расположенных узлов между участком и источником, равен числу индексов его обозначения.

Для пучка участков, отходящих от узлов, структурно-энергетический коэффициент равен сумме их СЭК, а СЭК последовательно соединенных участков — квадрату суммы корней квадратных СЭК этих участков. По таким правилам, начиная с концевых участков, записываются все СЭК, необходимые для расчета. В реальной задаче эту процедуру удобно выполнять на ЦВМ.

Рассмотренное правило формирования СЭК распространяется и на сети смешанной структуры с любым числом узлов, линий, отходящих от узлов, и последовательных участков между узлами.

Учет последовательных участков не приводит к увеличению числа множителей Лагранжа, число которых равно числу концевых участков (число учитываемых приемников). Так, для ствола с любым количеством последовательных участков число неопределенных множителей Лагранжа и ограничений равно 1, так как ограничения по ΔU_d промежуточных последовательных участков выполняются автоматически.

С учетом (4)–(7) оптимальная масса сети

$$G = \gamma \sum_{i=1}^N l_i s_i = \gamma \frac{\rho}{\Delta U_d} \bar{\mathcal{E}}. \quad (8)$$

Прямое решение задачи методом неопределенных множителей Лагранжа выражения (3)–(8) обобщены на случай представления слагаемых целевой функции и ограничений показательными функциями вида

$$b_i s_i^\nu \text{ и } a_i / s_i^\mu. \quad (9)$$

Структура решений сохранилась, изменились лишь степени алгоритмов:

$$s_i = \left(\frac{\rho}{\Delta U_d} \right)^{1/\mu} \left(\frac{a_i}{b_i} \right)^{\frac{1}{\mu+\nu}} \prod_{z=r}^0 \bar{\mathcal{E}}_z^{\frac{1}{\mu+\nu}}; \quad (4a)$$

$$J_i = a_i^{\nu/\mu} b_i; \quad (5a)$$

$$\mathcal{E}_i = \left[J_i^{\frac{\mu}{\mu+\nu}} + \left(\sum_{j=1}^m \mathcal{E}_{ij} \right)^{\frac{\mu}{\mu+\nu}} \right]^{\frac{\mu+\nu}{\mu}}; \quad (6a)$$

$$G = \gamma \left(\frac{\rho}{\Delta U_{\pi}} \right)^{\nu/\mu} \mathcal{E}. \quad (8a)$$

Алгоритмы (4)–(8), (4a)–(6a) и (8a) расширяют круг решаемых задач, позволяя учесть нелинейную зависимость массы изолированного провода и его стоимости от сечения, а также рассчитывать гидро- и пневмомагистраль, имеющие нелинейные зависимости потери давления и массы трубопроводов от их линейных размеров.

Так, для расчета вектора $\{s_i\}_c$ при стоимости провода $c = (c_0 + c_s \sqrt{s}) l$ достаточно принять $a_i = l_i I_i \cos \varphi_i$; $b_i = l_i$; $\nu = 0,5$; $\mu = 1$; $\gamma = 1$.

При этом стоимость сети

$$C = c_0 \sum_{i=1}^N l_i + c_s \left(\frac{\rho}{\Delta U_{\pi}} \right)^{1/2} \mathcal{E}. \quad (10)$$

Если же $c = (c_0 + c_s s) l$, то

$$\{s_i\}_c = \{s_i\}_v = \{s_i\}_G; \quad (11)$$

$$C = c_0 \sum_{i=1}^N l_i + c_s \frac{\rho}{\Delta U_{\pi}} \mathcal{E}. \quad (12)$$

Обобщенные выражения типа (8), (8a), (10) и (12), определяющие параметры сети в целом, позволяют фактически оперировать с сетью, как с участком при решении задач более высокого уровня. Так, выражения (10) и (12) используются для определения экономической потери напряжения сети в целом.

Для сетей с нагрузками только на концах ветвлений полученные алгоритмы можно обобщить на случай, когда целевой функцией являются приведенные народнохозяйственные затраты $Z(NХЗ)$, под которыми обычно понимают стоимость сети с учетом нормированных отчислений на амортизацию и капитальный ремонт и стоимость потерь в сети [Л. 3]. Количество составляющих Z может быть и увеличено, но поскольку единственными варьируемыми параметрами задачи являются сечения (или потери напряжения), то возникает возможность группировки составляющих в виде сумм функций с одинаковой степенью неизвестных и использования полученных алгоритмов. Аналитическое решение задач в такой постановке приводит к уравнениям выше третьей степени и может быть получено лишь при определенных допущениях. Так, в [Л. 3] эта задача решается из условия приоритета энергомассовых показателей линии, имеющей наибольшую сумму экономических потерь напряжения от источника до конечного потребителя данной линии. Это приводит к тому, что параметры участков других линий могут оказаться ненаилучшими. В [Л. 4] подобная задача решается численными методами с применением ЦВМ.

В настоящей статье дается аналитическое решение задачи. Решение основано на обобщении полученных алгоритмов и учете того, что полные потери энергии в сетях, нагруженных на концах ветвлений,

не зависят от распределения ΔU_{π} между узлами, что позволяет вынести затраты на компенсацию потерь в сети из задачи оптимизации.

Так, для сети рис. 1 с учетом $I = I_1 + I_2$; $I_1 = I_{11} + I_{12}$; $I_2 = I_{21} + I_{22}$; $\Delta U_{11} = \Delta U_{12}$; $\Delta U_{21} = \Delta U_{22}$; $\Delta U_1 + \Delta U_{11} = \Delta U_2 + \Delta U_{21}$, приняв $\cos \varphi = 1$, получим:

$$\Delta P = \sum_{i=1}^N \Delta P_i = \sum_{i=1}^N \Delta U_i I_i = (I_{11} + I_{12} + I_{21} + I_{22}) \Delta U_{\pi} = I \Delta U_{\pi} = \text{const}. \quad (13)$$

Это позволяет проектировать сеть на минимум массы, перераспределяя в желаемом направлении ΔU_{π} между узлами сети, если это потребуется, например, для обеспечения допустимых токовых нагрузок или механической прочности отдельных участков. Величина ΔP и затраты, связанные с ними, при этом не изменяются.

Методику расчета рассмотрим на примере электрической сети рис. 1:

$$Z = (E_{\pi} + a) \left(c_0 \sum_{i=1}^N l_i + c_s \rho \sum_{i=1}^N \frac{J_i}{\Delta U_i} \right) + c_p t \sum_{i=1}^N \frac{I_i \Delta U_i}{\cos \varphi_i} \rightarrow \min, \quad (14)$$

при условии (2), где t — время потерь, c_p — стоимость потерь энергии в сети; E_{π} и a — нормированные показатели отчислений на амортизацию и капитальный ремонт.

Минимизации подлежит функция Лагранжа

$$L(\Delta U_i, \lambda_k) = (E_{\pi} + a) \left(c_0 \sum_{i=1}^N l_i + c_s \rho \sum_{i=1}^N \frac{J_i}{\Delta U_i} \right) + c_p t \sum_{i=1}^N \frac{I_i \Delta U_i}{\cos \varphi_i} + \sum_{k=1}^L \lambda_k \left(\sum_{i=1}^M \Delta U_i - \Delta U_{\pi} \right) \rightarrow \min, \quad (15)$$

где λ_k — неопределенные множители Лагранжа; L — число конечных участков (потребителей).

Приравняв к нулю производных $\frac{\partial L(\Delta U_i, \lambda_k)}{\partial U_i}$ дает:

$$\begin{aligned} \Delta U &= \sqrt{\frac{\rho J c_s}{I c_p \cos \varphi^{-1} - (\lambda_{11} + \lambda_{12} + \lambda_{21} + \lambda_{22})}}; \\ \Delta U_1 &= \sqrt{\frac{\rho J_1 c_s}{I_1 c_p \cos \varphi_1^{-1} - (\lambda_{11} + \lambda_{12})}}; \\ \Delta U_{11} &= \sqrt{\frac{\rho J_{11} c_s}{\frac{I_{11} c_p}{\cos \varphi_{11}} - \lambda_{11}}}, \end{aligned} \quad (16)$$

т. е. оптимальные ΔU^*_i определяются параметрами своего участка и суммой λ_k линий, проходящих через этот участок.

Условия $\Delta U_{11} = \Delta U_{12}$ и $\Delta U_1 + \Delta U_{11} = \Delta U_2 + \Delta U_{21}$ позволяют все λ_k выразить в функции λ , принятого за базисный, например $\lambda_6 = \lambda_{11}$. Подстановка полученных $\lambda_k = f(\lambda_6)$ в (16), а (16) — в (2), например, $\Delta U + \Delta U_1 + \Delta U_{11} = \Delta U_{\pi}$, позволяет определить λ_6 , а затем все λ_k и вектор $\{\Delta U_i\}_z$ или $\{s_i\}_z$, т. е. найти

решение:

$$\Delta U_i = \Delta U_d \sqrt{\frac{I_i \cos \varphi_i}{\sum_{z=r}^0 \bar{\mathcal{E}}_z}}, \quad (17)$$

так,

$$\Delta U = \Delta U_d \sqrt{\frac{I \cos \varphi}{\bar{\mathcal{E}}}}. \quad (17a)$$

Анализ (17) и (17a) с учетом $s_i = \rho \frac{I_i \cos \varphi_i}{\Delta U_i}$ показывает, что оптимальное решение по народнохозяйственным затратам совпадает с (3) — решением по минимуму массы и объема проводников и стоимости сети при линейной зависимости стоимости проводника от сечения, т. е.

$$\{s_i\}_z = \{s_i\}_c = \{s_i\}_v = \{s_i\}_G. \quad (18)$$

Следовательно, C и Z могут непосредственно определяться по (12) и (14) при $\{s\} = \{s\}_G$, определяемого выражением (3):

$$Z = (E_n + a) \left(c_0 \sum_{i=1}^N l_i + c_s \frac{\rho}{\Delta U_d} \mathcal{E} \right) + c_p t \Delta U_d I \cos \varphi^{-1} \cdot 10^{-3}, \quad (19)$$

если $c = (c_0 + c_s s) l$ и

$$Z = (E_n + a) \left[c_0 \sum_{i=1}^N l_i + c_s \left(\frac{\rho}{\Delta U_d} \right)^v \mathcal{E} \right] + c_p t \Delta U_d I \cos \varphi^{-1} 10^{-3}, \quad (20)$$

если $c = (c_0 + c_s s^v) l$.

В случае различных γ и (или) ρ на разных участках, соответствующие γ_i и ρ_i вводятся непосредственно в (9).

Полученные алгоритмы могут непосредственно использоваться для расчета рассматриваемых типов сетей, работающих при плотностях тока ниже экономических, в частности, сетей транспортных средств, в которых стоимость транспортирования сети выше стоимости энергии потерь и самой сети, и увеличение s для уменьшения ΔP вследствие этого нецелесообразно. Если сеть рассчитывается по экономической плотности тока, то предварительно определяется экономическая потеря напряжения в линиях сети дифференцированием (19), записанного с учетом (8) и (13):

$$\Delta U_s = \sqrt{\frac{(E_n + a) c_s \mathcal{E} \rho \cos \varphi}{c_p I t 10^{-3}}} \quad (21)$$

или

$$\Delta U'_s = \sqrt{\frac{c_s \mathcal{E} \rho \cos \varphi}{c_p I t 10^{-3}}}, \quad (21a)$$

если время окупаемости капиталовложений принять равным времени работы сети за ресурс t_p . Если принять $\mathcal{E} \approx l_{cp}^2 I \cos \varphi$, где l_{cp} — средняя длина линий, то

$$\Delta U_s = l_{cp} \sqrt{\frac{c_s \rho}{c_p t_p 10^{-3}}} \cos \varphi, \quad (22)$$

как для неразветвленной сети.

При $\Delta U_s \geq \Delta U_d$ расчет производится по ΔU_d , если же $\Delta U_s < \Delta U_d$, то ΔU_d заменяется на ΔU_s .

Если в составе народнохозяйственных затрат ви-

да (19) учесть расходы транспортирования массы сети, то

$$Z = (E_n + a) \left(c_0 \sum_{i=1}^N l_i + c_s \rho \Delta U_{s,r}^{-1} \right) + \Delta U_{s,r} c_p t I \cos \varphi^{-1} 10^{-3} + c_G \gamma \rho v t \Delta U_{s,r}^{-1} 10^{-6}$$

и

$$\Delta U_{s,r}^* = \sqrt{\rho \mathcal{E} [c_s (E_n + a) + \gamma c_G v t 10^{-6}] \cos \varphi (c_p t)^{-1} 10^3},$$

где C_G — себестоимость перевозок, коп/(т·км); v — скорость, км/ч. При пренебрежении стоимостью сети, которая обычно значительно меньше стоимости транспортирования:

$$\Delta U'_{s,r} = \sqrt{\rho \mathcal{E} \gamma v \cos \varphi (I c_p)^{-1} 10^3},$$

аналогично из (19):

$$\Delta U''_{s,r} = \sqrt[1+v]{\frac{(E_n + a) \rho^v \gamma \mathcal{E} c_s \cos \varphi}{c_p I t \cdot 10^{-3}}}.$$

Пример расчета по представленной методике приведем для сети вида рис. 1 (без участков 21 и 22) при

$$\{I_i\} = \{I; I_1; I_{11}; I_{12}; I_2\} = \{55; 25; 10; 15; 30\} \text{ А};$$

$$\cos \varphi = 1; \{l_i\} = \{\sqrt{55}; 5; \sqrt{10}; \sqrt{15}; \sqrt{30}\} \text{ м};$$

$$\Delta U_d = 2,5 \text{ В}; \rho = \frac{1}{40} \frac{\text{Ом} \cdot \text{мм}^2}{\text{м}}; \gamma = 8,9 \text{ г/см}^3;$$

$$c_p = 4 \text{ коп/(кВт} \cdot \text{ч)}.$$

Для расчета $\{s_i\}_G$ по (4) предварительно определяем необходимые СЭК:

$$\mathcal{E}_{11} = I_{11} l_{11}^2 = 100; \mathcal{E}_{12} = 225; I_1 = 625; \mathcal{E}_2 = 900; I = 3025 \text{ А} \cdot \text{м}^2;$$

$$\mathcal{E}_1 = (\sqrt{I_1} + \sqrt{\mathcal{E}_{11} + \mathcal{E}_{12}})^2 = 1851; \mathcal{E} = 11\,500;$$

$$\bar{\mathcal{E}}_1 = \mathcal{E}_1 / (\mathcal{E}_{11} + \mathcal{E}_{12}) = 3,09; \bar{\mathcal{E}} = 2,38;$$

$$s = 7,97 \text{ мм}^2; \{s_i\}_G = \{7,97; 4,41; 1,55; 2,84; 3,36\}, \text{ мм}^2.$$

Выполнение ограничения $\Delta U + \Delta U_1 + \Delta U_{11} = 2,5 \text{ В}$ говорит о правильности численного решения задачи.

При этом по (13): $\Delta P = 137,5 \text{ Вт}; C_{\Delta P} = \Delta P c_p t = 13,75 \text{ руб};$

по (12) $C = 7,09 \text{ руб}$ при $c_0 = 0,04 \text{ руб/м}$ и $c_s = 0,04 \text{ руб/(м} \cdot \text{мм}^2)$ — для провода марки БПДО; по формуле (8): $G = 1,028 \text{ кг};$ по (19) $Z = 14,84 \text{ руб}.$

Так как приведенная стоимость сети меньше стоимости потерь, целесообразно увеличить сечения до $\Delta U = \Delta U_s$. Определяем по (21): $\Delta U_s = 0,57 \text{ В}$ и корректируем решение:

$$\{s_i\}_s = \{34,96; 19,34; 6,8; 12,46; 14,74\};$$

$$G_s = 1,028 \frac{2,5}{0,57} = 4,51 \text{ кг}; \Delta P_s = 31,35 \text{ руб};$$

$$Z_s = 6,64 < Z = 14,84 \text{ руб}.$$

При применении более дорогого провода, например, марки БИФ с $c = (2,0 + 1,2s) l$; $Z' = 42,86 \text{ руб}$, и решение определяется $\Delta U_d < \Delta U'_s = 3,12 \text{ В}.$

Если $c = f(s)$ нелинейна, например, $c = 0,156 \sqrt{s} l$ — для провода марки БПДО, то по (4a) при $\mu = 1$; $v = 0,5$ получим прежние значения $\{s_i\}_z$, ΔP и $C_{\Delta P}$ (прежние); ограничение $\Delta U_d = 2,5 \text{ В}$ — по-прежнему удовлетворяется; по (10): $C = 8,05 \text{ руб};$

$$G = \gamma \sum_{i=1}^N l_i s_i = 1,05 \text{ кг}; Z = 15 \text{ руб}.$$

Из (23) при $v = 0,5$ следует: $\Delta U_s = 0,32 \text{ В}$ и $Z_s = 5,25 \text{ руб} < Z = 15 \text{ руб}$, но $G_s = 2,94 \text{ кг} > G = 1,05 \text{ кг}.$

Для провода БИФ с $c_s = 3,39 \text{ руб/(м} \cdot \text{мм}^2)$; $\Delta U_s = 2,5 \text{ В} = \Delta U_d$, и решение корректировке не подлежит.

Для электрической сети транспортного средства при $v=850$ км/ч; $c_p=1$ руб/(кВт·ч); $c_G=12,5$ коп/(т·км) — себестоимости перевозок самолетом «Як-42» [Л. 5]:

$$\Delta U_{э.т}=2,3 \text{ В,}$$

что близко к ΔU_d примера, а также для каналов 27 и 36 В реальных сетей и практически не зависит от стоимости сети даже при значительных c_s (в примере принято $c_s=1,2$ руб/(м·мм²)).

Если при расчете для неразветвленной части сети принять $l=60$ м, то для $t=t_p$

$$\Delta U_{э.т}=I \cos \varphi \sqrt{\frac{c_G \gamma p v 10^{-3}}{c_p}} = 7,2 \text{ В,}$$

что близко к $\Delta U_d \leq 8$ В, регламентируемой для сетей 208/115 В 400 Гц, и является в известной степени ее расчетным обоснованием.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кривенцев В. И., Морозовский В. Т., Решетов С. А. — Расчет разветвленной электросети летательного аппарата на ми-

нимум конструктивной массы методом неопределенных множителей Лагранжа. — Труды ТПИ, 1975, вып. 3 (Прикладная математика).

2. Решетов С. А. — Оптимизация энергопроводящих магистралей методом структурных коэффициентов. — В кн.: Межвузовский сборник научных трудов «Эффективность и оптимизация систем и процессов гражданской авиации», М.: Изд. Моск. ин-та инженеров гражданской авиации, 1979.

3. Винославский В. Н. Распределение допустимой потери напряжения в электрических сетях из условия минимальных приведенных затрат. — Электричество, 1974, № 11.

4. Кривенцев В. И. Алгоритм расчета электрических распределительных сетей автономных систем. — Электричество, 1978, № 5, с. 10—15.

5. Яковлев С. А. Як-42: простота, надежность, экономичность. — Гражданская авиация, 1978, № 1.

[08.04.81]

УДК 621.316.1.027.5.019.3.001.24

Эффект эксплуатации электрической сети

ПРУСС В. Л., ЛИМОНОВ А. И.

Минск

Эксплуатация сети — это комплекс управляющих воздействий — аварийно-восстановительных и планово-предупредительных работ, направленных на поддержание сети в состоянии готовности к электроснабжению присоединенных к ней потребителей. Поэтому эксплуатацию (обслуживание) правомерно толковать как управление сетью, основной целью которого является обеспечение готовности сети. При этом в качестве системы, обслуживающей сети (СОС), т. е. системы управления, рассматривается обслуживающий персонал, оснащенный транспортом, механизмами, алгоритмами управления, вычислительной техникой и т. д. Наличие в сети избыточности в виде резервных элементов и автоматики, обеспечивающей самовосстановление сети при неустойчивых повреждениях (АПВ) и автоматическое выделение участков сети с устойчивыми повреждениями с последующим переключением нагрузки при помощи АВР формирует у собственно сети свойство самообеспечивать готовность. Чем выше степень наличия у сети этого свойства, тем в большей мере за счет него достигается цель управления и, следовательно, тем меньше требуется ресурс системы управления, под которым здесь будем понимать величину \mathcal{C} — трудоресурс в человеко-часах.

Таким образом, возникает задача количественной оценки указанного свойства и других характеристик сети как объекта управления, а также оценка эффекта от повышения этих характеристик в виде соответствующего снижения \mathcal{C} . Для этого в первую очередь необходимо оценить эффект обслуживания (управления) и дать интерпретацию его физической сущности, а также показать, что сущность эффекта мероприятий по повышению упомянутых характеристик сети — та же. Указанное и является целью настоящей статьи.

Зависимость эффекта обслуживания от характеристик сети отмечается, например в [Л. 1], где на основе технико-экономических исследований утверждается, что повышение надежности сети в реальных пределах должно приводить к снижению расходов на ее обслуживание в 8—40 раз. В [Л. 2] эта зависимость неявно учитывается при выборе перио-

дичности предупредительных ремонтов (управляющих воздействий) в зависимости от схемы сети. Однако в [Л. 1 и 2] не предлагаются какие-либо количественные технические характеристики сети, которые необходимы для формализации рассматриваемой зависимости.

Такие характеристики (для распределительной сети 6—10 кВ и отдельных линий) предложены в [Л. 3]. К ним, например, относятся: $K_{одн}$ — вероятность того, что все повреждения в сети — однофазные замыкания на землю; $K_{АПВ}$ — вероятность того, что последствия всех повреждений ликвидируются АПВ; $K_{а.с}$ — вероятность того, что при междуфазном устойчивом повреждении вся нагрузка сети сохранит питание благодаря действиям сетевой автоматики; $K_{р.с}$ — вероятность того, что при выполнении ремонта со снятием напряжения вся нагрузка сети сохраняет питание благодаря использованию резервных связей и т. п. Все эти характеристики есть количественные показатели степени наличия у сети соответствующих свойств. Их оценка выполняется при отсчете от начальных условий. Последние для распределительной сети 10 кВ предприятия электросетей (ПЭС), содержащей произвольное количество линий и имеющих суммарную длину L_c и мощность присоединенных к сети трансформаторных подстанций S_c представляют собой случай, когда вся сеть — это одна линия длиной L_c с присоединенной на конце нагрузкой S_c . При этом сеть не имеет ни автоматики, ни коммутационных аппаратов, а все повреждения в ней — междуфазные устойчивые. Для этих начальных условий $K_{одн}, K_{АПВ}, K_{а.с}, K_{р.с}$ равны нулю.

Основные показатели качества совместного функционирования сети и СОС: коэффициент готовности сети K_r и коэффициент ее технического использования $K_{т.и}$ — могут быть выражены через упомянутые характеристики сети. Это, кроме того, дает возможность выделить в значении K_r ($K_{т.и}$) ту часть, которая достигнута обслуживанием (управлением).

Однако такой подход к оценке эффективности обслуживания нельзя признать удовлетворительным прежде всего потому, что он не обеспечивает пони-

мания физической сущности этого эффекта. Подход, удовлетворяющий такому требованию, рассмотрим на примере распределительной сети ПЭС. Назначение этой сети, как и всякой электрической сети, заключается в транспорте электроэнергии от источников питания, под которыми будем понимать шины 10 кВ питающих сетей подстанций, к потребителям, в качестве которых будем рассматривать шины трансформаторной подстанции.

Для каждого потребителя транспорт осуществляется на длину канала между ним и соответствующим источником питания. Поэтому в качестве единицы выполняемой сетью функции правомерно принять транспорт 1 кВт·ч на 1 км. Пусть пропускная способность i -го канала длиной l_i достаточна для пропуска S_i — мощности, равной установленной мощности трансформаторов в i -й подстанции. Если это условие соблюдено для всех каналов в сети, то $P_{с.г}$ — годовой ресурс сети, отражающий ее производственные возможности по транспорту энергии,

$$\left. \begin{aligned} P_{с.г} &= \sum_i^{n_{л}} P_{л.г.i}; \\ P_{л.г} &= P_{л} T; \\ P_{л} &= \sum_i^{n_{ТП}} S_i l_i, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $n_{л}$, $n_{ТП}$ — число линий в сети и число подстанций на линии соответственно; $P_{л.г}$, $P_{л}$ — годовой ресурс линии и ее ресурс за время $1/T$ ($T=1$ году).

Готовность $P_{с.г}$ к использованию удобно измерять в часах или годах готовности 1 кВ·А·км. Тогда обеспечение 1 ч (1 года) готовности 1 кВ·А·км и есть единица измерения эффекта обслуживания, а в целом за год этот эффект (Π — продукция СОС):

$$\left. \begin{aligned} \Pi &= P_{с.г} - P_{с.г.о} - \Delta P_{с.г}; \\ P_{с.г.о} &= P_{с.г} B_0; \\ \Delta P_{с.г} &= \sum_i \tau_i \Delta P_{с.г.i}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

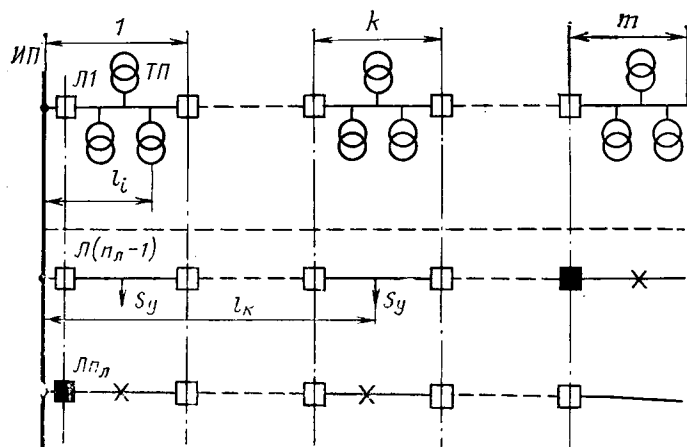


Рис. 1. Идеализированная схема распределительной сети 10 кВ. Крестиком отмечены поврежденные участки линии; черным квадратом — отключенные выключатели.

1, ..., k, ..., m — номера зон.

где $P_{с.г.о}$ — часть ресурса сети, готовность которой обеспечена только свойствами сети сохранять и восстанавливать свой ресурс; $\Delta P_{с.г}$ — потери ресурса сети из-за аварийных и преднамеренных отключений за год; B_0 — выживаемость сети (вероятность того, что $P_{с.г}$ готов к использованию без всякого обслуживания); $\Delta P_{с.г.i}$ — снижение ресурса сети, обусловленное i -м отключением в ней длительностью τ_i долей года (или часов).

Из выражения (2) видно, что B_0 является важнейшей характеристикой сети, существенно влияющей на эффект ее обслуживания; в дальнейшем будем называть ее выживаемостью сети. Величина B_0 определяется количеством повреждений в сетях, а также свойствами сети восстанавливаться при повреждениях, либо выделять поврежденные участки при сохранении питания всех присоединенных к сети потребителей. Кроме того, при расчете B_0 необходимо учитывать присущее сети свойство, заключающееся в том, что при наличии в ней N участков для автоматического отключения каждого из которых достаточно одного повреждения на нем, всегда будет $h_{\min} \gg N$, где h_{\min} — минимальное число повреждений, приводящих к отключению всех N участков сети.

Указанное свойство иллюстрируется результатами расчетов $E(h_{\min})$ — целой части числа h_{\min} , которое определялось по формуле [Л. 4]:

$$h_{\min} = N \sum_{i=1}^N \frac{1}{i}. \quad (3)$$

Расчеты выполнены применительно к распределительной сети длиной L_c , состоящей из $n_{л}$ одинаковых по длине линий.

$n_{л}$	25	50	75	100	125	150	175	200
$E(h_{\min})$	95	224	367	518	676	838	1005	1175

Очевидно, если в сети нет другой противоаварийной автоматики, кроме головных выключателей линий, то $n_{л} = N$. В расчетах принималось, что каждое повреждение может попасть на любую линию, в том числе и на уже поврежденную. Такое допущение вполне правомерно для воздушной распределительной сети, где преобладают повреждения внешнего характера (наезды, ветер, гололед, удары молнии и т. п.).

Основные элементы строгого подхода в оценке B_0 рассмотрим на примере идеализированной сети ПЭС (рис. 1), состоящей из $n_{л}$ линий, на каждой из которых расположено n_a ($n_a \geq 0$) устройств автоматического секционирования, разделяющих сеть на $N = n_{л} m$ ($m = n_a + 1$) равных по длине и установленной мощности участков. Для упрощения расчетов вместо нагрузок (установленных мощностей) отдельных подстанций S_i будем рассматривать суммарные нагрузки участков S_y , присоединенные к их середине. Тогда

$$\left. \begin{aligned} S_y &= \frac{S_c}{N}; \\ l_y &= \frac{L_c}{N}; \\ l_k &= l_y (k-1) + \frac{1}{2} l_y; \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где l_y — длина участка; l_k — длина канала от источника питания до нагрузки k -го участка.

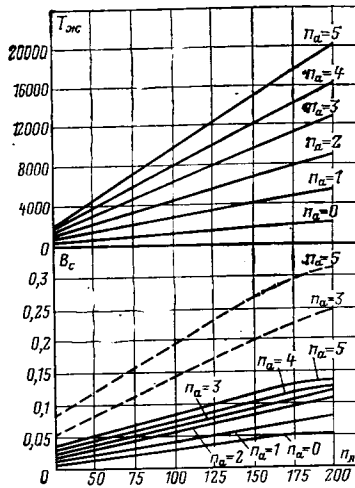


Рис. 2. Зависимость готовности сети при отсутствии обслуживания и длительности сохранения ею своих производственных возможностей в тех же условиях от количества линий в сети и числа устройств секционирования на линии.

— — — петлевая схема.
Заменив S_i , l_i в (1) на S_y и l_k , получим:

$$\left. \begin{aligned} P_{\pi} &= \frac{S_c L_c}{2N^2} \sum_{k=1}^m (2k-1); \\ P_{c,r} &= n_{\pi} P_{\pi} T. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Приняв в (2) $P=0$, запишем

$$B_0 = 1 - \frac{\Delta P_{c,r,0}}{P_{c,r}}, \quad (6)$$

где $\Delta P_{c,r,0}$ величина $\Delta P_{c,r}$ в условиях полного отсутствия обслуживания.

Для расчета $\Delta P_{c,r,0}$, кроме упомянутого допущения, примем еще одно: повреждения «поступают» в сеть равномерно во времени, через промежутки $1/(M+1)$ года, где M — ожидаемое число повреждений в году. Отметим, что оба допущения приняты только для повышения наглядности модели, которая в принципе может учитывать любые законы распределения повреждений во времени и в пространстве (по участкам сети). С учетом этих допущений

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{c,r,0} &= \frac{1}{M+1} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^i b_{ji} \Delta P_{cj}; \\ k &= \begin{cases} E(h_{\min}); & E(h_{\min}) \leq (M+1); \\ M+1; & E(h_{\min}) > (M+1), \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где $M = E(\lambda_0 L_c)$ — целая часть числа $\lambda_0 L_c$ (λ_0 — число повреждений на 1 км сети в год при отсутствии предупредительного ремонта; b_{ji} — вероятность того, что i повреждений расположатся на j участках ($j \leq i$); ΔP_{cj} — математическое ожидание потерь ресурса сети, обусловленных наличием в ней j поврежденных участков.

Расчет b_{ji} — одна из задач комбинаторики [Л. 5]:

$$b_{ji} = \frac{\binom{N}{j}}{\sum_{j=1}^k \binom{N}{j}}; \quad k = \begin{cases} i; & i < N; \\ N; & i \geq N. \end{cases} \quad (8)$$

При j поврежденных участках в сети ΔP_{cj} существенно зависит от распределения их по зонам (рис. 1). Так, повреждение участка в первой зоне приводит к отключению всей линии. Однако повреждение участка k -й зоны ($k > 1$) может и не привести к дополнительной потере ресурса, если на той же линии поврежден головной участок (например, линия Ln_{π} на рис. 1).

Пусть b_{j_1, \dots, j_m} — вероятность такого распределения j поврежденных участков по N участкам сети и m зонам, что в k -й зоне их будет j_k ($0 \leq j_k \leq j$). Учитывая ограничения на «вместимость» зон ($j_k \leq n_{\pi}$) по-

лучим:

$$b_{j_1, \dots, j_m} = \frac{\binom{n_{\pi}}{j_1} \dots \binom{n_{\pi}}{j_k} \dots \binom{n_{\pi}}{j_m}}{\binom{N}{j}}. \quad (9)$$

Математическое ожидание потери ресурса сети, соответствующее рассматриваемому распределению j по зонам,

$$\begin{aligned} \Delta P_{c,j_1, \dots, j_m} &= j_{1\pi} P_{\pi} + j_{2\pi} (P_{\pi} - P_1) + \dots \\ &\dots + j_{k\pi} \left(P_{\pi} - \sum_{g=1}^{k-1} P_g \right) + \dots + j_{m\pi} P_m, \end{aligned} \quad (10)$$

где $j_{k\pi}$ — число «эффективно» поврежденных участков в k -й зоне, т. е. таких, повреждение каждого из которых приводит к потере ресурса; $P_g = S_y l_g$ — ресурс участка g -й зоны, а l_g — длина канала от источника питания до нагрузки этой зоны.

Очевидно, $j_{1\pi} = j_1$, однако для второй зоны

$$j_{2\pi} = j_2 \left(1 - \frac{j_1}{n_{\pi}} \right).$$

Для k -й зоны

$$j_{k\pi} = j_k \left(1 - \frac{\sum_{g=0}^{k-1} j_{g\pi}}{n_{\pi}} \right) = j_k \alpha_k; \quad j_{0\pi} = 0, \quad (12)$$

где α_k — вероятность того, что $j_{k\pi} = j_k$, которую удобно определять по рекуррентной формуле:

$$\alpha_k = \alpha_{k-1} - \frac{j_{(k-1)\pi}}{n_{\pi}}. \quad (13)$$

Величина ΔP_{cj} есть сумма потерь ресурса сети во всех возможных распределениях j по зонам с учетом их вероятностей. Поэтому, учитывая (4), запишем:

$$\begin{aligned} \Delta P_{cj} &= \frac{S_c L_c}{2N^2} \sum_{j_1=0}^j \sum_{j_2=0}^{j-j_1} \dots \\ &\dots \sum_{j_{m-1}=0}^{j-j_1-j_2-\dots-j_{m-2}} j_k \frac{\binom{n_{\pi}}{j_1} \binom{n_{\pi}}{j_2} \dots \binom{n_{\pi}}{j_k} \dots \binom{n_{\pi}}{j_m}}{\binom{N}{j}} [j_{1\pi} l_{\pi}^* + \\ &+ j_{2\pi} (l_{\pi}^* - l_{1\pi}^*) + \dots + j_{k\pi} (l_{\pi}^* - l_{(k-1)\pi}^*) + \dots \\ &\dots + j_{m\pi} l_{m\pi}^*], \end{aligned} \quad (14)$$

где l_{π}^* — относительная длина каналов от источника питания до всех нагрузок линии, представляющая собой сумму длин каналов, деленную на $L_c/2N$; $l_{k\pi}^* =$

$= \sum_{g=1}^k (2l_g^* - 1)$ — то же для зон от 1-й до k -й включительно.

Подставляя (14) в (7), получим полную формулу для вычисления годовых потерь ресурса сети. Некоторые результаты расчетов на ЦВМ¹ по (7) и (6) применительно к распределительной сети 10 кВ ПЭС с $L_c = 4000$ км, $S_c = 120$ мВ·А, $\lambda_0 = 1$ 1/км·год, представлены на рис. 2, где приведены также результаты расчетов для петлевой схемы. Последняя получается

¹ Автор программы инж. И. В. Богомолов.

из схемы рис. 1 путем сооружения резервных связей между каждой парой линий с установкой на этих связях АВР. Важно отметить, что величина $P_{с.г}$ инварианта этим мероприятиям по повышению степени резервирования и автоматизации сети.

На рис. 2 представлены, кроме того, зависимости от n_a , n_{λ} длительности сохранения сетью своих производственных возможностей (времени жизни сети):

$$T_{ж} = \frac{8760}{M+1} h_{\min}. \quad (15)$$

Величину $T_{ж}$ можно толковать как время с момента начала функционирования сети до полной потери ее ресурса (полного отказа), т. е. как один из параметров, присущих сети не как системе, а как элементу [Л. 5]. В этом смысле разброс в значениях $T_{ж}$ для нескольких сетей с одинаковыми параметрами L_c , S_c , λ_0 объясняется только различиями в их структуре и степени автоматизации. Очевидно, $T_{ж}$ значительно увеличивается при наличии обслуживания, так как восстановление поврежденных элементов и предотвращение повреждений обеспечивает не только повышение готовности $P_{с.г}$, но и повышение свойств сети сохранять эту готовность.

В свете изложенного задачу СОС можно интерпретировать как транспорт производственных возможностей сети во времени. Для этого СОС разделяется на две подсистемы: оперативный персонал и персонал, занятый планово-предупредительными работами, т. е. предотвращением повреждений. Основная задача первой подсистемы — восстановление электроснабжения аварийно отключившихся потребителей, в частности, путем восстановления готовности отключившихся участков сети, т. е. возвращения этих участков в состояние транспорта их производственных возможностей во времени. Одна из основных задач второй подсистемы — транспорт во времени свойств сети сохранять и восстанавливать свой ресурс, что достигается повышением и поддержанием на определенном уровне выживаемости сети. С учетом сказанного разделим эффект управления Π на эффекты подсистем СОС:

$$\left. \begin{aligned} \Pi_{о.п} &= P_{с.г} - P_{с.г.в}^B - \Delta P_{с.г.о.п}; \\ \Pi_{п.р} &= P_{с.г.в}^B - P_{с.г.о}^B + [\Delta P_{с.г.о.п} - \Delta P_{с.г.в} - \Delta P_{с.г.в}^{п.р}], \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

где $P_{с.г.в}^B$ — то же, что $P_{с.г.о}^B$, но при наличии предупредительного обслуживания v -й интенсивности (в человеко-часах на километр линии, которое приводит к увеличению выживаемости с B_0 до B_v ; $\Delta P_{с.г.о.п}$, $\Delta P_{с.г.в}$ — потери годового ресурса из-за аварийных повреждений при наличии только оперативного или оперативного и предупредительного (v -й интенсивности) обслуживания соответственно; $\Delta P_{с.г.в}^{п.р}$ — потери годового ресурса сети, обусловленные преднамеренными отключениями на предупредительное обслуживание v -й интенсивности.

Нетрудно показать, что

$$\left. \begin{aligned} \Pi_{о.п} &= P_{с.г} B_{о.п}; \quad \Pi_{п.р} = P_{с.г} [(1 - B_{о.п}) A_{п.р} - q_{п.г.г}] = P_{с.г} B_{п.р}; \\ B_{о.п} &= 1 - (B_v + q_{а.г.о}); \\ A_{п.р} &= (1 - \lambda_v / \lambda_0), \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

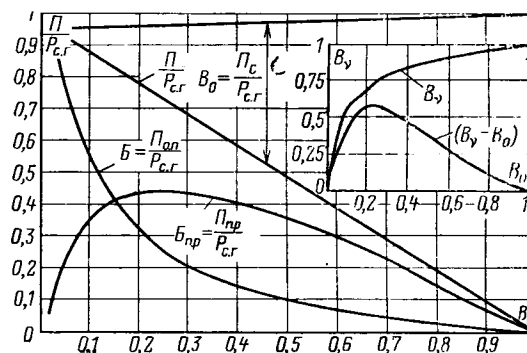


Рис. 3. Зависимость вероятности достижения целей оперативным персоналом, персоналом планово-предупредительных ремонтов и собственно сетью от готовности сети при отсутствии обслуживания.

где $B_{о.п}$, $B_{п.р}$ — вероятность того, что готовность $P_{с.г}$ к использованию потребителями будет обеспечена только усилиями оперативного персонала или только планово-предупредительными работами соответственно; $A_{п.р}$ — вероятность того, что персонал, занятый планово-предупредительными работами, предотвратит все повреждения в сети; $q_{п.г.г}$, $q_{а.г.о}$ — вероятности того, что весь ресурс сети будет потерян из-за имеющих место в течение года плановых и аварийных отключений, при этом $q_{а.г.о}$ относится к случаю $v=0$; λ_v — ожидаемое количество повреждений на 1 км сети в год при наличии предупредительного обслуживания v -й интенсивности.

Таким образом, функционирование сети можно рассматривать как взаимодействие трех систем: собственно сети, оперативного персонала и персонала на планово-предупредительных работах — целью каждой из которых является обеспечение готовности $P_{с.г}$ к использованию потребителями, а степень достижения этой цели оценивается соответственно показателями B_0 , $B_{п.р}$, $B_{о.п}$. Построение на базе уравнений (16) и (17) подробной математической модели позволяет ставить задачу совместной оптимизации трех рассмотренных систем, т. е. определение оптимальных значений B_0 , $B_{п.р}$, $B_{о.п}$, при которых заданная цель (в виде, например, заданного значения коэффициента технического использования $P_{с.г}$) достигается при минимальных затратах на создание и функционирование сети. В более узкой постановке эта задача сводится к выбору варианта адаптации СОС к изменяющимся характеристикам сети.

В уравнениях (17) в качестве таких характеристик выступают $q_{а.г}$ и выживаемость сети. Снижение значений первой из них, т. е. снижение длительности аварийных отключений, достигаемое за счет оснащения сети коммутационными аппаратами, телемеханикой и АСДУ, приводит к повышению эффекта оперативного обслуживания и снижает эффект предупредительного. Рост B_0 за счет повышения степени резервирования и автоматизации сети изменяет $\Pi_{п.р}$ пропорционально изменению разности $B_v - B_0$ (см. рис. 3). Последнее, в свою очередь, ведет к снижению $\Pi_{о.п}$ из-за увеличения B_v . Общий характер зависимости эффектов управления от B_0 показан на рис. 3, где $P_{с.г} = P_{с.г.о}^B$ — эффект самоуправления сети. В частных случаях — при малых значениях B_0 — характер зависимости может быть и иным (см. рис. 4), так как в

этих случаях он в значительной мере определяется такими характеристиками (рассчитанными по ресурсу) как $q_{а.г}$, $q_{пл.г}$ и т. п.

Наличие рассмотренных зависимостей позволяет оценить не только эффект обслуживания, но и ту часть эффекта резервирования, автоматизации, АСДУ и т. п., которая определяется возможностью снижения χ при внедрении этих мероприятий, обеспечивающих технический прогресс и повышение управляемости сети. Приведем пример оценки этого эффекта. Цель примера ограничивается получением представления о возможном порядке значений эффекта

Пример. Объект рассмотрения — распределительная сеть 10 кВ ПЭС с $n_n=100$. В первом варианте каждая линия выполнена по схеме рис. 5, во втором — вместо разъединителя А (рис. 5) устанавливается автоматическое устройство секционирования. Основные элементы сети: опоры — железобетонные, провода марки АС, изоляторы — ШС-10. Основные характеристики сети и СОС в обоих вариантах исполнения сети приведены в табл. 1.

Таблица 1

Вариант сети	Характеристики систем при $v=v_n$					
	Сеть		СОС			
	B_v	B_0	$B_{оп}$	$B_{пр}$	$q_{а.г}$	$q_{пл.г}$
1	0,02	0,004	0,912	0,0673	0,0136	0,0031
2	0,04	0,008	0,943	0,0425	0,0034	0,0031

Расчет выполним для года T ($T=50$), отсчитываемого от момента включения в работу первых $n_n=n_n/50$ линий сети. При этом принимается, что в начале каждого последующего года, включая T , сеть увеличивается на n_n линий. Величины $\Delta P_{с.г}$, $\Delta P_{с.г}^{пр}$ определялись с использованием математических моделей оперативных, аварийно-восстановительных и плановых работ [Л. 7]. Параметры этих моделей (скорость движения бригад, затраты времени на отдельные операции и т. п.) принимаются соответствующими реальными условиями Белоруссии в летний период.

Количество повреждений на 1 км сети в год T при v -й интенсивности предупредительного обслуживания $\lambda_v = \lambda_{вн} + \lambda_{изн.в}$, где $\lambda_{вн}$, $\lambda_{изн.в}$ — то же, что λ_v , но по внешним и внутренним (износ) причинам. Значение λ_v при $v=0$ (λ_0) рассчитывается с учетом предшествующих замен (в год $t < T$) тех элементов, которые выходили из строя только по причинам износа. При $v=0$ учитывались и предшествующие превентивные замены. Величина v варьировалась от 0 до нормативного значения. Последнее устанавливалось исходя из того, что в год T сеть содержит все n_n линий, а χ , $\chi_{о.п.}$, $\chi_{п.р.}$ ($\chi_{о.п.}$, $\chi_{п.р.}$ — годовые трудоресурсы оперативного персонала и персонала для планово-предупредительных ремонтов) соответствуют действующим нормативам, а предупредительное обслуживание (в виде капитальных ремонтов) проводится с интервалом 6 лет.

Если не учитывать предшествующих замен, то $\lambda_{r\tau}$ — вероятность того, что вся r -я начальная совокупность однородных элементов (например опоры) некоторой линии, выйдет из строя из-за износа в год τ , отсчитываемый от момента ввода линии

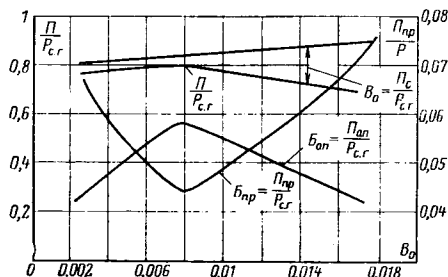


Рис. 4. Зависимости рис. 3 при малых значениях B_0 .

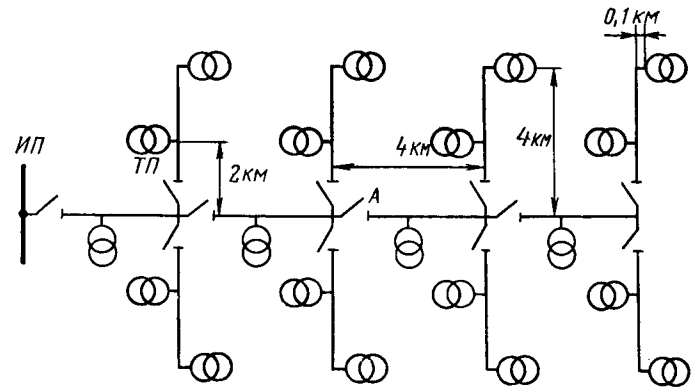


Рис. 5. Схема распределительной линии 10 кВ. Мощность каждого трансформатора 60 кВ·А.

в работу:

$$\lambda_{r\tau} = F_r(\tau) - F_r(\tau - 1), \quad (18)$$

где $F_r(\tau)$ — вероятность того, что все элементы r -й совокупности выйдут из строя за τ полных лет их функционирования, которая определяется по формуле, предложенной А. Г. Москалевым (индекс r для простоты опущен):

$$F(\tau) = (1 - \beta) (1 - e^{-\frac{\tau}{T_{н.ус}}}) + \frac{\beta}{\sigma_{ус} \sqrt{2\pi}} \int_0^{\tau} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{t - T_{ус}}{\sigma_{ус}} \right)^2} dt, \quad (19)$$

где β — нормативная вероятность того, что вся рассматриваемая совокупность состоит из устойчивых элементов; $T_{ус}$, $T_{н.ус}$ — нормативная средняя наработка на отказ (в годах) для устойчивых и неустойчивых элементов соответственно; $\sigma_{ус}$ — нормативное среднеквадратичное отклонение от средней наработки на отказ устойчивых элементов.

По А. Г. Москалеву устойчивые объекты (элементы) отличаются от неустойчивых тем, что если у первых быстрые и существенные изменения свойств и структуры происходят при воздействиях такой силы, которая не имеет места в нормальных условиях и режимах функционирования, то у вторых эти изменения наступают при воздействиях, не являющихся ненормальными в указанных условиях и режимах. В расчетах параметры (19) также принимались по данным [Л. 1]. Так, например, для опор рассматриваемой сети $\beta=0,99$; $T_{ус}=39$ лет; $T_{н.ус}=4,3$ года; $\sigma_{ус}=5$ лет.

Для расчета значений $\lambda_{изн.в}$, λ_0 , B_0 в год T необходимо определить $\lambda_{r\tau}^*$ — вероятность того, что в год T на рассматриваемой линии откажут (из-за износа) все элементы r -й однородной совокупности с учетом предшествующих их аварийных замен. Поскольку эти замены выполнялись в год t ($t < T$) и замененные элементы к году T успели проработать $\tau = T - t$ лет, то искомая вероятность определится по рекуррентной формуле:

$$\lambda_{rT}^* = \sum_{\tau=1}^T \lambda_{r\tau} \lambda_{r\tau}^* (T - \tau); \quad \lambda_{r0}^* = 1, \quad (20)$$

где $\lambda_{r\tau}$ определяется по (19).

Для учета влияния предупредительного обслуживания (в виде капитальных ремонтов, в ходе которых осуществляются превентивные замены), примем допущение о том, что если такой ремонт проводится в начале k -го года, то эффект его проявляется в течение шести лет, включая и k -й год. Допустим также, что этот эффект выражается в предотвращении отказов устойчивых элементов, причем СОС имеет и эффективно использует полную информацию (имеет полную наблюдаемость о том, какие именно элементы нужно превентивно заменить, чтобы предотвратить все устойчивые повреждения в зоне влияния капитального ремонта. При принятых допущениях вероятность того, что r -я совокупность однородных элементов данной линии будет полностью заменена в год

$$\lambda_{rT}^* = \sum_{\tau=1}^k \lambda_{r\tau}^* (k - \tau) \left[\lambda_{rT\tau} + \sum_{i=0}^5 (\lambda_{r(\tau+i)} - \lambda_{rT(\tau+i)}) \right], \quad (21)$$

где $\lambda_{rT\tau}$ — вероятность того, что все элементы r -й совокупности

являются неустойчивыми и выйдут из строя на t -м году жизни.

Если год T находится в зоне влияния капитального ремонта, то

$$\left. \begin{aligned} \lambda_{rT}^* &= \sum_{\tau=1}^T f_{r\tau} \lambda_{r(T-\tau)}^* ; \\ f_{r\tau} &= \begin{cases} \lambda_{r\tau}, & \tau \leq T-k; \\ \lambda_{rT-k}, & \tau > T-k. \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

Если же T находится во времени за этой зоной, то λ_{rT}^* определяется по выражению (20), но в таком случае $\lambda_{r(T-\tau)}^*$ рассчитывается с учетом предшествующих капитальных ремонтов.

Влияние интенсивности предупредительного обслуживания учитывается варьированием v . Причем промежуточные значения v (между 0 и v_n) устанавливаются исходя из того, что на каждой линии к году t выполнено 0, 1, ..., $1/6 (T-t)$ капитальных ремонтов, где t — год ввода линии. При этом моменты проведения ремонтов выбираются из условия максимизации вероятности предотвращения всех отказов в зоне влияния ремонтов. Кроме того, принимается, что зоны влияния не должны пересекаться. С учетом сказанного и с использованием (18)—(22) найдем

$$\lambda_{изн\ v} = \frac{1}{L_c} \sum_r \sum_t \lambda_{rTt}^* R_r, \quad (23)$$

где λ_{rTt}^* — вероятность того, что в год T откажут все элементы r -й однородной совокупности (общим числом R_r) на линии, введенной в t -й год при v -й интенсивности предупредительного обслуживания.

Для определения общего количества повреждений на 1 км сети в год T , принимается, что при $v=v_n \lambda_{изн} : \lambda_{изн} = 98 : 2$. При этом λ_v равно (с некоторым округлением) $1/(км \cdot год)$, что близко к данным [Л. 8]. Отметим, что принятое соотношение $\lambda_{изн} : \lambda_{изн}$ также близко к полученному в [Л. 8] по опыту эксплуатации.

Расчеты показали, что при рассмотренных исходных данных и допущениях полный отказ от предупредительного обслуживания приводит к увеличению $\lambda_{изн}$ (в год T) в 200 раз, а λ_0 больше λ_v (при $v=v_n$) в 5 раз. Общий характер зависимости $\lambda_v = f(v)$ виден из рис. 6, где показана также зависимость коэффициента технического использования $P_{с.г.}(k_{p.г.})$ от v , рассчитанная по формуле:

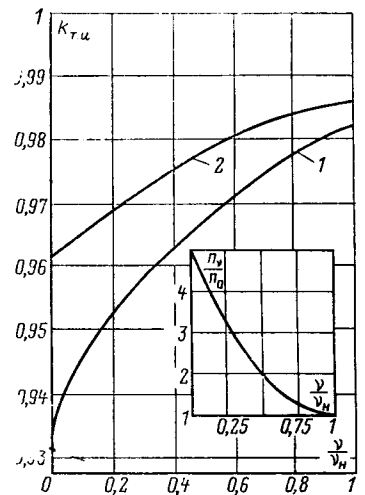
$$k_{p.г.} = 1 - \frac{\Delta P_{с.г.}}{P_{с.г.}}$$

В расчетах учитывалось, что λ_v есть количество повреждений всех видов (междуфазных, однофазных, устойчивых, неустойчивых) на 1 км. Из них только междуфазные устойчивые (числом 0,2 λ_v на 1 км) приводят к отключению выключателя (головного или секционирующего), однофазные (числом $k_{одн} \lambda_v$ на 1 км) обуславливают отключение части линии только на время ремонта, а последствия неустойчивых междуфазных ликвидироваться с вероятностью $k_{АПВ}$. При определении B_0 принималось, что все упомянутые виды повреждений приводят к автоматическим отключениям.

Из рис. 6 нетрудно видеть, что если значение $k_{p.г.}$ для схемы первого варианта считать заданным, то при выполнении сети по схеме второго варианта интенсивность предупредительного обслуживания можно существенно уменьшить, что для условий рассматриваемого примера соответствует сокращению численно-

Рис. 6. Зависимость коэффициента технического использования ресурса сети от интенсивности предупредительного обслуживания.

1 — сеть 10 кВ, выполненная по схеме первого варианта; 2 — сеть 10 кВ, выполненная по схеме второго варианта.



сти обслуживающего персонала на 25%. Последнее является одной из предпосылок окупаемости затрат на резервирование и автоматизацию.

Рассмотренный подход позволяет количественно оценить и производительность труда обслуживающего персонала. В табл. 2 приведены такие оценки для рассмотренной сети, полученные делением $P_{с.г.}$, $P_{п.р.}$ в часах готовности 1 кВ·А·км соответственно на $Ч_{с.г.}$, $Ч_{п.р.}$, $Ч$ в человеко-часах. Очевидно, что эффект автоматики может быть измерен в тех же единицах, что и P и таким образом количественно показать, сколько и какого персонала заменяет автоматика.

Выводы. 1. Эффект эксплуатации заключается в поддержании во времени производственных возможностей сети (ее ресурса) по передаче электроэнергии от источников потребителям. Этот эффект измеряется в часах (годах) готовности 1 кВ·А·км.

2. Эффект обслуживания существенно снижается при повышении свойств сети сохранять и восстанавливать свой ресурс.

3. Объемы и сроки превентивных ремонтов (управляющих воздействий), а также численность выполняющего их персонала должны планироваться с учетом технических характеристик сети как объекта управления.

4. Одним из источников окупаемости затрат на технический прогресс в электрических сетях (резервирование, автоматизация, АСДУ и т. п.) является снижение удельной численности обслуживающего персонала. Так, в условиях рассмотренного примера затраты на автоматизацию сети окупаются только за счет указанного источника примерно за 2,5 года.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Москалев А. Г. Надежность, качество энергии и экономичность функционирования энергетического предприятия. — Электричество, 1974, № 5.
2. Grover M. S., Billinton R. Quantitative evaluation of maintenance policies in distribution systems. — IEEE Winter Power Meeting, New York, 1975, January, Paper № C75 112—8.
3. Прусс В. Л. Анализ эффективности мероприятий по повышению надежности работы распределительных сетей 6—10 кВ. — Электрические станции, 1979, № 6.
4. Колчин В. Ф., Севостьянов Б. А., Чистяков В. П. Случайные размещения. — М.: «Наука».
5. Холл М. Комбинаторика. — М.: «Мир», 1970.
6. Герцбах И. Б., Кордонский Х. Б. Модели отказов. — М.: Советское радио, 1966.
7. Смирнов А. И., Прусс В. Л., Богомолов И. В. Математическая модель процесса восстановления работоспособности распределительной ВЛ 10 кВ и ее использование при решении проектных и эксплуатационных задач. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики, 1980, вып. 7. — Минск: Вышэйшая школа.
8. Барг И. Г., Герр А. Д., Эдельман В. И. Надежность и ремонтоспособность линий электропередач. — В кн.: Доклады на III Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. — Л.: Энергия, Ленинград. отделение, 1973.

[03.03.81]

Таблица 2

Вариант схемы сети	Производительность труда персонала		
	Оперативный персонал	Персонал для плано-предупредительных работ	СОС
1	88 269	3996	36 037
2	91 272	2535	36 266

К расчету электрического поля в задачах электрокоррозии металлов

ВИШНЕВСКИЙ А. М., канд. техн. наук
Ленинград

Электрокоррозия является, как известно [Л. 1—4], специфической формой коррозии металлических инженерных сооружений, эксплуатирующихся в проводящих средах (морской воде, земле).

Принято различать два вида электрокоррозии [Л. 1 и 4]: связанную с токами утечки и вызванную внешними блуждающими токами. В последнем случае суммарный ток, протекающий через поверхность металлической конструкции, равен нулю.

Как показывает практика, токи электрокоррозии концентрируются в основном в местах нарушения защитных покрытий металла. При этом интенсивность электрокоррозии может существенно превышать скорость собственной (общей и контактной) коррозии металлов. Из закона Фарадея следует, что скорость электрокоррозии определяется равенством

$$P = P_a j,$$

где P — скорость разрушения металла; P_a — электрохимический эквивалент [Л. 4]; j — плотность анодного тока на поверхности металла.

Поэтому обоснованно судить о степени опасности электрокоррозии можно лишь при наличии сведений о распределении потенциала и тока по поверхности металлических конструкций. Указанные сведения необходимы также для рационального выбора в конкретных условиях комплекса мер для борьбы с электрокоррозией и контроля эффективности защитных мероприятий. Разработке инженерных методов расчета потенциала и тока при электрокоррозии металлических сооружений и посвящена настоящая статья.

Обозначим через S поверхность рассматриваемой металлической конструкции, а через t и q — фиксированную и текущую точки этой поверхности. Пусть далее V — внешняя область, занятая однородной средой¹ с удельной электропроводимостью γ . При исследовании вопросов электрокоррозии, вызванной токами утечки, заданными являются либо эффективный потенциал металла² u_k [Л. 5], либо полный ток i_k , стекающий с поверхности конструкции.

В линейной постановке безразмерный потенциал электрического поля рассматриваемой системы во внешней области удовлетворяет уравнению Лапласа:

$$\Delta U = 0 \quad (1)$$

при граничных условиях вида

$$U(t) - k(t) \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} = 1, \quad t \in S, \quad (2)$$

где N_t — внешняя нормаль к S в точке t ; $k = \rho_{\pi} \gamma / a$ — безразмерный параметр; a — характерный линейный размер системы, принимаемый за масштаб длины; $\rho_{\pi} \approx b + \rho$ — удельное переходное сопротивление; b — удельная поляризуемость ме-

талла; ρ — удельное сопротивление защитного покрытия.

При этом безразмерная плотность тока

$$J = - \frac{\partial U}{\partial N}.$$

Связь безразмерных величин с размерными определяется равенствами:

$$U = \frac{u}{u_k}, \quad J = \frac{j}{u_k \gamma}, \quad X = \frac{x}{a}, \quad Y = \frac{y}{a},$$

$$Z = \frac{z}{a}, \quad R = \frac{r}{a}.$$

В том случае, когда заданным является ток i_k , величина u_k априори неизвестна. При этом граничное условие (2) записывается следующим образом:

$$U(t) - k(t) \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} = U_k, \quad t \in S, \quad (3)$$

а доопределяет задачу равенство

$$- \int_S \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} dS_t = 1,$$

причем

$$U = \frac{u \gamma a}{i_k}, \quad J = \frac{j a^2}{i_k}.$$

При расчете распределения потенциала и тока электрокоррозии, вызванной действием блуждающих токов, известными обычно могут считаться либо непосредственно распределение потенциала U_0 или плотности тока \vec{j}_0 внешних источников, либо полные токи этих источников I_0 (по которым одним из известных методов определяется и потенциал U_0). В этом случае задачу (1), (3) доопределяют условие электронейтральности

$$\int_S \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} dS_t = 0 \quad (4)$$

и заданный характер поведения потенциала на бесконечности

$$U(\infty) = U_0(\infty). \quad (5)$$

При решении практических задач удобно выбирать в качестве масштаба тока максимальное значение тока внешних источников $i_0 = \max |i_0|$ либо связывать величину i_0 с максимальным значением плотности блуждающих токов. В последнем случае

$$i_0 = \gamma a^2 \max_{t \in V} |\text{grad } u_0(t)|.$$

Поскольку в условиях электрокоррозии наиболее опасными являются локальные нарушения защитных покрытий металла, рассмотрим случай, когда покрытие повреждено на участке S_1 , а на остальной части границы S_2 ($S = S_1 \cup S_2$) $\rho_{\pi} = \text{const}$. При этом

$$k(t)|_{t \in S_2} = k_2 = \text{const}.$$

Учитывая малые размеры язвенных повреждений при электрокоррозии [Л. 4], примем, что $|S_1| \ll |S_2|$, где $|S_1|$, $|S_2|$ — площади участков S_1

¹ Влияние границ «земля — воздух» или «вода — воздух» учитывается, как обычно, методом зеркального отражения.

² Рассматривается случай, когда потенциал u_k (заданный относительно бесконечно удаленной точки) можно считать постоянным.

и S_2 . В этом случае граничное условие (2) имеет вид

$$\left. \begin{aligned} U(t) - k(t) \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} &= 1, \quad t \in S_1; \\ U(t) - k_2 \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} &= 1, \quad t \in S_2. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Решим задачу (1), (6) методом интегральных уравнений [Л. 6]. Для этого перепишем (6) в эквивалентной форме:

$$U(t) - k_2 \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} = \begin{cases} 1 + [k(t) - k_2] \frac{\partial U(t)}{\partial N_t}, & t \in S_1; \\ 1, & t \in S_2. \end{cases} \quad (7)$$

Используя свойства функции Грина третьего рода $G_3(t, q)$, дающей возможность записать решение краевой задачи

$$\begin{aligned} \Delta U &= 0; \\ U(t) - k_2 \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} &= F(t), \quad t \in S \end{aligned}$$

на границе S в виде квадратуры

$$U(t) = \frac{1}{k_2} \int_S F(q) G_3(t, q) dS_q, \quad (8)$$

аналогично [Л. 6, 7] получим интегральное уравнение относительно искомой плотности тока в месте повреждения покрытия:

$$\begin{aligned} k(t) J(t) + \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q &= \\ &= 1 - \frac{1}{k_2} \int_S G_3(t, q) dS_q. \end{aligned} \quad (9)$$

Правая часть (9) может быть представлена в виде

$$1 - \frac{1}{k_2} \int_S G_3(t, q) dS_q = 1 - U_2(t) = k_2 J_2(t),$$

где U_2 — решение краевой задачи

$$\left. \begin{aligned} \Delta U_2 &= 0; \\ U_2(t) - k_2 \frac{\partial U_2(t)}{\partial N_t} &= 1, \quad t \in S. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Таким образом, плотность тока удовлетворяет интегральному уравнению

$$k(t) J(t) + \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q = k_2 J_2(t), \quad (11)$$

где $J_2(t)$ определяется из решения (10) и представляет собой плотность тока на поверхности S при отсутствии нарушений покрытия.

Анализ характера язвенных повреждений металлических конструкций при электрокоррозии [Л. 4] показывает, что распределение коррозионного тока в пределах участка S_1 близко к равномерному³. Поэтому в дальнейшем положим

³ Данные о равномерном характере разрушения металла в пределах локального нарушения защитного покрытия (в частности, при электрокоррозии морских сооружений) подтверждаются результатами лабораторных экспериментов на образцах с перфорированным покрытием, а также результатами осмотра изолированных металлических конструкций, подвергающихся интенсивной электрокоррозии.

$$J(t)|_{t \in S_1} = J_1 = \text{const.} \quad (12)$$

В силу малости S_1 примем, что

$$J_2(t)|_{t \in S_1} = J_2 = \text{const.}$$

Для определения $k(t)$ воспользуемся естественным условием, что в центре повреждения покрытия, в точке $t=0$,

$$k(t)|_{t=0} = \frac{b\gamma}{a} = k_1.$$

В этом случае, поскольку

$$k_2 \gg \max_{t \in S_1} k(t), \quad (13)$$

плотность тока в пределах S_1 рассчитывается по формуле

$$J_1 = \frac{k_2 J_2}{k_1 + (k_2 - k_1) U_3(0)},$$

где U_3 является решением краевой задачи

$$\Delta U_3 = 0;$$

$$U_3(t) - k_2 \frac{\partial U_3(t)}{\partial N_t} = \begin{cases} 1, & t \in S_1; \\ 0, & t \in S_2. \end{cases}$$

В свою очередь, распределение $k(t)$, обеспечивающее выполнение условия (12), определяется равенством

$$k(t) = k_1 + \frac{(k_2 - k_1) [U_3(0) - U_3(t)]}{1 - U_3(t)}. \quad (14)$$

В дальнейшем при выполнении конкретных расчетов примем, что повреждение покрытия имеет форму диска радиусом

$$R_1 = \sqrt{\frac{|S_1|}{\pi}}.$$

Тогда с учетом принятых допущений

$$U_3(t) = U_3(R) \approx \frac{2R_1}{\pi k_2} E\left(\frac{R}{R_1}\right), \quad (15)$$

где E — полный эллиптический интеграл второго рода, и при условии (13)

$$J_1 = \frac{k_2 J_2}{k_2 + R_1}. \quad (16)$$

Аппроксимируя при больших значениях k_2 границу S поверхностью эквивалентной сферы [Л. 5] радиусом

$$R_2 = \sqrt{\frac{|S|}{4\pi}},$$

получим

$$J_2 \approx \frac{1}{k_2 + R_2}.$$

В этом случае

$$J_1 = \frac{1}{k_2 + R_2} \frac{k_2}{k_1 + R_1}. \quad (17)$$

Проведя аналогичные рассуждения для случая, когда заданным явлением ток i_n , получим

$$J_1 = \frac{1}{|S|} \frac{k_2}{k_1 + R_1}.$$

Переходя к оценке распределения потенциала и тока электрокоррозии, связанной с действием блуждающих токов (при сделанных выше предположениях относительно характера локальных по-

вреждений покрытия металла), перепишем граничные условия (3) следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} U(t) - k(t) \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} &= U_k, \quad t \in S_1; \\ U(t) - k_2 \frac{\partial U(t)}{\partial N_t} &= U_k, \quad t \in S_2. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Решение задачи (1), (18), (4), (5) ищем, как обычно, в виде суммы

$$U(t) = U'(t) + U_6(t),$$

где $U'(t)$ — потенциал поля искажения.

Преобразовав граничные условия в соответствии с (7) и представив $U'(t)$ в виде (8), получим интегральное уравнение относительно плотности тока $J'(t)$ на участке повреждения покрытия:

$$\begin{aligned} k(t) J'(t) + \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J'(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q = \\ = U_k k_2 J_2(t) - k_2 J_{26} - k_2 J_{36}(t), \end{aligned} \quad (19)$$

где

$$\begin{aligned} J_2(t) &= -\frac{\partial U_2(t)}{\partial N_t}; \quad J_{26}(t) = -\frac{\partial U_{26}(t)}{\partial N_t}; \\ J_{36}(t) &= \frac{\partial U_{36}(t)}{\partial N_t}. \end{aligned}$$

В свою очередь, $U_2(t)$ является решением краевой задачи

$$\begin{aligned} \Delta U_2(t) &= 0; \\ U_2(t) - k_2 \frac{\partial U_2(t)}{\partial N_t} &= 1, \quad t \in S; \end{aligned}$$

$U_{26}(t)$ — решением задачи

$$\begin{aligned} \Delta U_{26} &= 0; \\ U_{26}(t) - k_2 \frac{\partial U_{26}(t)}{\partial N_t} &= U_6(t) - k_2 \frac{\partial U_6(t)}{\partial N_t}, \quad t \in S, \end{aligned}$$

а $U_{36}(t)$ — решением задачи

$$\begin{aligned} \Delta U_{36} &= 0; \\ U_{36}(t) - k_2 \frac{\partial U_{36}(t)}{\partial N_t} &= \begin{cases} [k_2 - k(t)] \frac{\partial U_6(t)}{\partial N_t}, & t \in S_1; \\ 0, & t \in S_2. \end{cases} \end{aligned}$$

Воспользовавшись равенствами

$$k_2 J'(t) = \begin{cases} U_k k_2 J_2(t) - k_2 J_{26}(t) - k_2 J_{36}(t) + [k_2 - k(t)] J'(t) - \\ - \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J'(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q, & t \in S_1; \\ U_k k_2 J_2(t) - k_2 J_{26}(t) - \\ - \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J_6(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q - \\ - \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J'(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q, & t \in S_2 \end{cases}$$

и условием электронеutrальности

$$\int_S J'(t) dS_t = 0,$$

непосредственно следующим из (4), находим

$$U_k = \frac{I_{26}}{I_2},$$

где

$$I_2 = \int_S J_2(t) dS_t; \quad I_{26} = \int_S J_{26}(t) dS_t.$$

При этом уравнение (19) окончательно имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} k(t) J'(t) + \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J'(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q = \\ = k_2 \left[\frac{I_{26}}{I_2} J_2(t) - J_{26}(t) - J_{36}(t) \right]. \end{aligned}$$

Переходя к искомой плотности тока $J(t)$, получаем

$$\begin{aligned} k(t) J(t) + \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q = \\ = k_2 \left[\frac{I_{26}}{I_2} J_2(t) - J_{26}(t) + J_6(t) \right]. \end{aligned}$$

Можно показать, что

$$\frac{I_{26}}{I_2} J_2(t) - J_{26}(t) + J_6(t) = J_p(t),$$

причем

$$J_p(t) = -\frac{\partial U_p(t)}{\partial N_t},$$

а $U_p(t)$ является решением краевой задачи:

$$\left. \begin{aligned} \Delta U_p &= 0; \\ U_p(t) - k_2 \frac{\partial U_p(t)}{\partial N_t} &= U_k, \quad t \in S; \\ \int_S \frac{\partial U_p(t)}{\partial N_t} dS_t &= 0; \\ U_p(\infty) &= U_6(\infty). \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

Таким образом, интегральное уравнение для определения плотности тока электрокоррозии под действием блуждающих токов имеет вид

$$k(t) J(t) + \frac{1}{k_2} \int_{S_1} J(q) [k_2 - k(q)] G_3(t, q) dS_q = k_2 J_p(t), \quad (21)$$

где $J_p(t)$ находится в соответствии с (20) и представляет собой плотность тока на поверхности S при отсутствии нарушений покрытия.

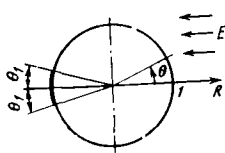
Решая (21) так же, как и (11), получаем

$$J(t) = J_p(t) \frac{k_2}{k_1 + R_1}. \quad (22)$$

Следует отметить, что значение $J(t)$ в отличие от плотности тока J_1 в (17), обусловленной токами утечки, не является постоянным в пределах граничной поверхности S даже при больших значениях k_2 (так как $J_p(t) \neq \text{const}$) и зависит от геометрии рассматриваемой конструкции и структуры поля блуждающих токов.

Максимальные значения $J(t)$ достигаются (при прочих равных условиях), как и для токов утечки, при больших k_2 , что соответствует случаю хорошо изолированной металлической поверхности. Обозначим

$$J_\infty(t) = \lim_{k_2 \rightarrow \infty} J(t).$$



Расчетная модель для
оценки тока электро-
коррозии.

Из граничных условий (3), (4) непосредственно следует, что

$$k_2 J_p(t) = \frac{1}{|S|} \int_S U_p(q) dS_q - U_p(t),$$

поэтому

$$\lim_{k_2 \rightarrow \infty} k_2 J_p(t) = \frac{1}{|S|} \int_S U_n(q) dS_q - U_n(t),$$

где $U_n(t)$ — решение краевой задачи

$$\Delta U_n = 0;$$

$$\frac{\partial U_n(t)}{\partial N_t} = 0, t \in S;$$

$$U_n(\infty) = U_6(\infty),$$

т. е. задачи об искажении внешнего поля U_6 изоляционной границей S . Таким образом,

$$J_b(t) = \left[\frac{1}{|S|} \int_S U_n(q) dS_q - U_n(t) \right] \frac{1}{k_1 + R_1}. \quad (23)$$

В приложении приведены результаты, подтверждающие эффективность предложенных способов оценки токов электрокоррозии.

Приложение. Оценка точности разработанных алгоритмов расчета распределения тока электрокоррозии производилась путем решения контрольных задач. Рассматривался случай электрокоррозии под действием токов утечки и блуждающих токов электрода сферической формы в предположении, что повреждение покрытия имеет форму диска малого радиуса (см. рисунок).

Для случая электрокоррозии под действием токов утечки граничные условия согласно (6) задавались в следующем виде:

$$U(\theta) - k(\theta) \frac{\partial U(\theta)}{\partial R} = 1, R = 1, \pi - \bar{\theta}_1 < |\theta| \leq \pi;$$

$$U(\theta) - k_2 \frac{\partial U(\theta)}{\partial R} = 1, R = 1, 0 \leq |\theta| \leq \pi - \bar{\theta}_1.$$

При этом в соответствии с (14), (15)

$$k(\theta) = k_1 + \bar{\theta}_1 \left[1 - \frac{2}{\pi} E \left(\frac{\pi - \theta}{\bar{\theta}_1} \right) \right].$$

Задача (в строгой постановке) решалась методом интегральных уравнений, причем для построения эквивалентного интегрального уравнения использовалась формула Грина, устанавливающая связь граничных значений потенциала и его нормальной производной

$$U(\varphi) = -\frac{1}{2\pi} \int_0^\pi \left[U(\theta) + 2 \frac{\partial U(\theta)}{\partial R} \right] \frac{\sin \theta}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} K \times \\ \times \left(\frac{V \sin \theta \sin \varphi}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} \right) d\theta,$$

где K — полный эллиптический интеграл первого рода.

При этом интегральное уравнение относительно плотности тока на границе $J(\theta)$ (после выделения особенности в ядре) имело вид

$$[k(\varphi) + 1] J(\varphi) + \frac{1}{4\pi} \int_0^\pi \{J(\theta) [k(\theta) + 2] - J(\varphi) [k(\varphi) + 2]\} \times$$

$$\times \frac{\sin \theta}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} K \left(\frac{\sin \theta \sin \varphi}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} \right) d\theta = 1. \quad (24)$$

Численное решение уравнения (24) выполнялось на ЦВМ путем его сведения (методом механических квадратур) к системе линейных алгебраических уравнений. Для этого весь промежуток интегрирования разбивался на два участка: $[0, \pi - \bar{\theta}_1]$ и $[\pi - \bar{\theta}_1, \pi]$. На участке, соответствующем повреждению покрытия, использовалась квадратурная формула Гаусса с числом узлов N_1 , а на остальной части границы — формула Симпсона с числом узлов N_2 .

Результаты расчета плотности тока в месте повреждения покрытия, полученные для различных значений k_1 , k_2 и радиуса повреждения $R_1 = \bar{\theta}_1$ при $N_1 = 5$, $N_2 = 65$, приведены в таблице. Там же даны значения J , рассчитанные по приближенной формуле (17) ($R_2 = 1$), которые практически совпадают с результатами непосредственного решения (24).

Применительно к случаю воздействия на электрод поля блуждающих токов был выполнен расчет распределения тока по поверхности сферического электрода, находящегося в однородном внешнем поле. Граничные условия в соответствии с (18), (4), (5) имели следующий вид:

$$U(\theta) - k(\theta) \frac{\partial U(\theta)}{\partial R} = U_k, R = 1, \pi - \bar{\theta}_1 < |\theta| \leq \pi;$$

$$U(\theta) - k_2 \frac{\partial U(\theta)}{\partial R} = U_k, R = 1, 0 \leq |\theta| \leq \pi - \bar{\theta}_1;$$

$$\int_0^\pi \frac{\partial U(\theta)}{\partial R} \Big|_{R=1} \sin \theta d\theta = 0;$$

$$U(R, \theta) \Big|_{R \rightarrow \infty} = U_6(R, \theta) = R \cos \theta.$$

Решение задачи производилось тем же методом, при этом система интегральных уравнений относительно плотности тока J' , полученная из граничных условий с помощью формулы Грина, определялась равенствами:

$$\left. \begin{aligned} & [k(\varphi) + 1] J'(\varphi) + \frac{1}{4\pi} \int_0^\pi \{J'(\theta) [k(\theta) + 2] - \\ & - J'(\varphi) [k(\varphi) + 2]\} \frac{\sin \theta}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} K \left(\frac{V \sin \theta \sin \varphi}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} \right) d\theta + \\ & + U_k = -[k(\varphi) - 1] \cos \varphi - \frac{1}{4\pi} \int_0^\pi \{[k(\theta) - 1] \cos \theta - \\ & - [k(\varphi) - 1] \cos \varphi\} \frac{\sin \theta}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} K \left(\frac{V \sin \theta \sin \varphi}{\sin \frac{\theta + \varphi}{2}} \right) d\theta; \\ & \int_0^\pi J'(\theta) \sin \theta d\theta = 0. \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

k_1	k_2	R_1	Расчет плотности тока утечки J в месте по- вреждения покрытия		Расчет максимальной плотности тока J_{\max} при электрокоррозии в однородном внешнем поле	
			Согласно (24)	По форму- ле (17)	Согласно (25)	По форму- ле (22)
0,04	1	0,01	10,1	10,0	20,1	20,0
0,04	8	0,01	17,7	17,8	28,0	28,2
0,04	20	0,01	18,9	19,0	28,8	29,1
0,04	∞	0,01	—	20,0	—	30,0
0,04	1	0,001	12,2	12,2	24,4	24,4
0,04	8	0,001	21,6	21,7	34,4	34,4
0,04	20	0,001	23,2	23,2	35,6	35,7
0,04	∞	0,01	—	24,4	—	36,6

Поскольку плотность тока при отсутствии повреждения покрытия

$$J_p(\theta) = -\frac{3}{1+2k_2} \cos \theta,$$

приближенный расчет величины J осуществлялся в соответствии с (22) по формуле

$$J(\theta) = -\frac{3 \cos \theta}{1+2k_2} \frac{k_2}{k_1 + R_1}.$$

Результаты расчетов для случая, когда центр повреждения покрытия соответствует $\theta=\pi$ (при этом плотность тока в месте повреждения принимает максимальное значение J_{\max}), даны в таблице. Следует отметить, что расхождение между значениями J , полученными путем решения интегральных уравнений (25) и по приближенной формуле (22), не превышает 1%.

Эффективность предложенных методов расчета электрокоррозии подтверждается и данными сопоставления результатов расчета по приближенным формулам (16), (17), (22), (23) с результатами экспериментальных исследований.

Эксперименты проводились в электролитической ванне (удельная электропроводимость электролита $\gamma=0,01$ См/м), снабженной удлинителем для устранения искажающего влияния стенок [Л. 5]. Металлическая окрашенная ($\rho \approx 500$ Ом·м) сфера радиусом $a=0,058$ м помещалась в поле двух разнополярных точечных источников тока ($i=4$ мА), расположенных на оси сферы, проходящей через центр повреждения покрытия (радиус повреждения $r_1=0,004$ м), по обе стороны от нее на расстоянии $l=0,232$ м от центра сферы.

С помощью хлорсеребряного электрода сравнения в месте повреждения покрытия измерялось значение перенапряжения $\eta=bj$, связанное с протеканием тока электрокоррозии. При значении анодной удельной поляризуемости $b \approx 1$ Ом·м² измеренное значение перенапряжения $\eta_{\text{изм}}=70$ мВ.

Расчетное значение перенапряжения в соответствии с (23) и учетом известного выражения для потенциала точечного источника тока вблизи изоляционной сферы [Л. 8] определялось по формуле

$$\eta_{\text{расч}} = \frac{ib}{4\pi a(b\gamma + r_1)} \left(\frac{4a^2}{l^2 - a^2} + \ln \frac{l^2 - a^2}{l^2} \right).$$

и составило 79 мВ. Таким образом, расхождение между ре-

* При $k_2 > 500$ значение J_{\max} уменьшается, а суммарный анодный (или равный ему по модулю катодный) ток, протекающий через поверхность электрода, зависит уже от параметров повреждения покрытия. В этом случае формула (22) определяет верхнюю оценку плотности тока электрокоррозии под действием блуждающих токов.

зультатами расчета и данными непосредственных измерений составило 13%, что лежит в пределах погрешности эксперимента.

Выводы. 1. Для основных случаев электрокоррозии металлических конструкций (под действием токов утечки и в поле блуждающих токов) предложены инженерные методы расчета плотности анодного тока и скорости электрокоррозии в местах нарушения защитных покрытий.

2. Разработанные методы могут быть использованы для решения разнообразных практических задач, в частности, для обоснования критериев защищенности металлических сооружений от электрокоррозии, определения допустимого уровня блуждающих токов вблизи металлических конструкций, расчета параметров средств защиты от электрокоррозии (например, сечений дренажных проводов, требуемого смещения потенциала в случае применения систем электрохимической защиты [Л. 4]) и т. д.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Эванс Ю. К. Коррозия и окисление металлов. — М.: Машгиз, 1962.
2. Артамонов В. С., Молгина Г. М. Защита от коррозии транспортных сооружений. — М.: Транспорт, 1976.
3. Стрижевский И. В., Левин В. М., Тарнижевский М. В. Методы борьбы с электрокоррозией городских трубопроводов. — М.: Стройиздат, 1968.
4. Коррозия и защита морских судов / И. Я. Богорад, Е. В. Искра, В. А. Климова, Ю. Л. Кузьмин. — Л.: Судостроение, 1973.
5. Иоссель Ю. Я., Кленов Г. Э., Павловский Р. А. Расчет и моделирование контактной коррозии судовых конструкций. — Л.: Судостроение, 1979.
6. Вишневский А. М. Расчет стационарного электрического поля методом интегральных уравнений. — Электричество, 1978, № 7.
7. Вишневский А. М., Кленов Г. Э. К расчету потенциальных полей со смешанными граничными условиями III рода. — Инженерно-физический журнал, 1977, т. 33, № 4.
8. Кошляков Н. С., Глинер Э. Б., Смирнов М. М. Уравнения в частных производных математической физики. — М.: Высшая школа, 1970.

[24.03.81]



УДК 621.315.212.017.71:621.374

Тепловой расчет коаксиального кабеля, передающего мощные одиночные импульсы

ГОРОДЕЦКАЯ Н. И., инж., ПУШКОВ Н. В., СОЛОМОНИК С. С., кандидаты техн. наук
ОКБ кабельной промышленности

Передача импульсных токов от емкостных и индуктивных накопителей энергии к нагрузке может осуществляться по открытым и изолированным шинам, полосковым линиям и коаксиальным кабелям. Основные преимущества коаксиальных кабелей состоят в возможности согласования линии с нагрузкой по волновому сопротивлению и моменту воздействия на нагрузку отдельных импульсов, в сравнительно малой индуктивности, удобстве монтажа и, главное, в симметрии электромагнитного поля, позволяющей практически полностью уравновесить силы взаимодействия проводников.

В настоящей статье рассматривается достаточно широко распространенный случай передачи энергии по кабелю одиночными импульсами. Этот режим в общем случае характеризуется достаточно большими интервалами между импульсами — такими, что процессы, возникающие в кабеле при воздействии импульса (в частности, нагрев током), полностью затухают к моменту начала следующего импульса.

Задача теплового расчета заключается в определении величины нагрева внутреннего и внешнего проводников кабеля в функции времени при заданной форме импульса тока. Процесс импульс-

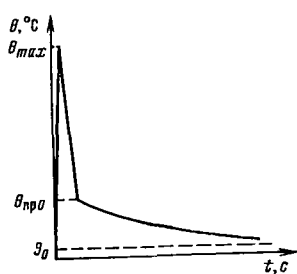
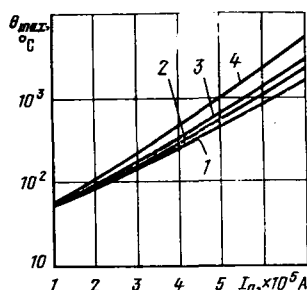


Рис. 1. Общий вид кривой нагрева и охлаждения токопроводящей жилы кабеля под действием одиночного импульса.

Рис. 2. Расчетные зависимости температуры поверхности жилы от амплитуды тока для кабеля с диаметром жилы 12 мм при разных формах импульса.

1 — колоколообразная; 2 — треугольная; 3 — трапециевидная ($\tau_{\Phi}/\tau_{\text{н}} = 0, 1$); 4 — экспоненциальная ($\tau = \frac{\tau_{\Phi}}{2, 3}$)



ного нагрева и охлаждения может быть разделен во времени на следующие три фазы: выделение тепла в скин-слое проводника при прохождении импульса тока; перераспределение температуры по сечению проводника за счет теплопроводности металла; охлаждение за счет теплоотдачи в окружающую среду. Возможность четкого разделения этих трех фаз обусловлена несоразмерностью их времен. Действительно, длительность импульса, характеризующего продолжительность первой фазы, составляет $10^{-5} \div 10^{-7}$ с; процесс распределения тепла по сечению медного проводника определяется теплоемкостью и теплопроводностью меди и протекает в течение $10^{-2} \div 10^{-3}$ с; и, наконец, охлаждение кабеля за счет отвода тепла через изоляцию в окружающую среду имеет постоянную времени порядка нескольких минут.

На рис. 1 показан общий вид кривой нагрева и охлаждения токопроводящей жилы кабеля под действием одиночного импульса. Рассмотрим нагрев поверхности токопроводящей жилы кабеля при передаче импульса тока. Возрастание плотности внутренней (тепловой) энергии Q в проводнике, по которому протекает ток плотностью j , описывается уравнением¹:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = \frac{j^2}{\sigma} + \lambda \Delta \theta, \quad (1)$$

где σ — электропроводность; λ — удельная теплопроводность; $\Delta \theta$ — приращение температуры проводника, °C.

Изменение внутренней энергии за счет теплопроводности незначительно, поскольку для большинства металлов [Л. 1] соотношение между толщинами электрического и термического скин-слоя

$$\frac{\Delta}{\delta_{\text{терм}}} = \sqrt{\frac{C_v}{\sigma_0 \mu \lambda}} > 10, \quad (2)$$

где C_v , σ_0 , μ — соответственно удельная теплоемкость, электропроводность при 0°C, магнитная проницаемость.

¹ Здесь и далее используется система СИ, кроме отдельных случаев, где в формулах приводится размерность величин.

Пренебрегая вторым членом правой части уравнения (1), получаем:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = \frac{j^2}{\sigma}. \quad (3)$$

Подставляя в (3) выражение для электропроводности

$$\sigma = \frac{\sigma_0}{(1 + \beta Q)}, \quad (4)$$

где β — тепловой коэффициент; $Q = C_v \theta$, и вводя коэффициент K уменьшения электропроводности за счет эффекта проволочности, после интегрирования получаем:

$$\int_0^t j^2 dt = \frac{\sigma_0 C_v}{\beta K} \ln \frac{1 + \beta \theta_{\text{max}}}{1 + \beta \theta_0}, \quad (5)$$

где θ_0 и θ_{max} — начальное и конечное значение температуры проводника.

Принимая j постоянной по всей толщине скин-слоя Δ и считая Δ значительно меньшей диаметра проводника d , можно записать:

$$j = \frac{i}{(\pi d \Delta)}, \quad (6)$$

где i — значение импульсного тока в момент времени t .

Как показано в [Л. 1], в переходном режиме во временном интервале $(0, t)$ при любой зависимости $i(t)$

$$\Delta = b \sqrt{\kappa_0 t}, \quad (7)$$

где $\kappa_0 = \frac{1}{\sigma_0 \mu}$ — коэффициент магнитной диффузии; a имеет значение от 0,4 до 1,13 для разных форм импульса.

Подставляя (6) и (7) в (5), получаем:

$$\int_0^t \frac{[i(t)]^2}{b^2 \kappa_0 t} dt = \frac{\pi^2 d^2 \sigma_0 C_v}{\beta K} \ln \frac{1 + \beta \theta_{\text{max}}}{1 + \beta \theta_0}. \quad (8)$$

Входящий в правую часть уравнения (8) коэффициент $K > 1$ для любого проводника, отличного от идеального цилиндра. Для проводника в виде оплетки значение K было определено экспериментально. Для этого были изготовлены два коаксиальных кабеля одинаковых размеров (диаметр жилы 11,4 мм, диаметр кабеля по изоляции 19,5 мм). Внутренние проводники в обоих случаях были выполнены из гофрированной трубки. Внешний проводник в первом случае был выполнен также из гофрированной трубки, во втором — в виде оплетки из проволок. Кабель подключался к выходу генератора прямоугольных импульсов длительностью 10^{-7} с при напряжении 24 кВ и частоте 2500 Гц. На конце кабеля включалась согласованная нагрузка. Таким образом, ток в обоих случаях был одинаковым. Измерялся нагрев $\Delta \theta$ внешнего проводника относительно окружающей среды. Учитывая, что при постоянстве тока значение $\Delta \theta$ пропорционально сумме сопротивлений внутреннего и внешнего проводников, получаем:

$$\Delta \theta = a \left(\frac{K_1}{d} + \frac{K_2}{D} \right), \quad (9)$$

где D — диаметр кабеля по изоляции; a — коэф-

коэффициент пропорциональности, который в диапазоне изменения температур порядка нескольких градусов может быть принят постоянным; K_1 и K_2 — коэффициенты снижения электропроводности для внутреннего и внешнего проводников (значение K_1 , определяемое увеличением эквивалентной длины гофра по сравнению с идеальным цилиндром, составило 1,1).

Значение $\Delta\theta$ оказалось равным $5,5^\circ\text{C}$ для кабеля с внешним проводником в виде гофрированной трубки ($K_2=K_1=1,1$) и $7,8^\circ\text{C}$ для кабеля в оплетке, что соответствует $K_2=2,35$. Интегрируя уравнение (8), в общем случае получаем:

$$J_0 = d \sqrt{\frac{1 + 5,15 \cdot 10^{-3} \theta_{\max}}{\ln \frac{1 + 5,15 \cdot 10^{-3} \theta_0}{K_1 A}}}, \quad (10)$$

где A — коэффициент, зависящий от формы импульса.

Уравнение (10) представляет собой зависимость между максимальным значением тока в импульсе I_0 и температурой нагрева поверхности внутреннего проводника. Аналогичное выражение для внешнего проводника получается заменой d на D и K_1 на K_2 .

В таблице приведены значения A для нескольких наиболее распространенных форм импульса. Интересно отметить, что во всех случаях значение A и, следовательно, температура нагрева проводника при заданном I_0 , определяются формой импульса и не зависят от его длительности. На рис. 2 и 3 приведены расчетные кривые, иллюстрирующие зависимость θ_{\max} от I_0 для кабеля с диаметром внутреннего проводника 12 мм при разных формах передаваемого импульса, а также при разных соотношениях $\tau_{\text{ф}}/\tau_{\text{н}}$ для импульса трапециoidalной формы. Температура $\theta_{\text{про}}$, которую имеет проводник после того, как тепло, выделившееся в скин-слое, перераспределится по всему сечению, может быть определена из следующего уравнения теплового баланса:

$$C_v S' (\theta_{\max} - \theta_{\text{про}}) = C_v (S - S') (\theta_{\text{про}} - \theta_0), \quad (11)$$

где S и S' — полное сечение проводника и сечение скин-слоя.

Уравнение (11) может быть приведено к виду

$$\theta_{\text{про}} = \frac{S'}{S} (\theta_{\max} - \theta_0) + \theta_0. \quad (12)$$

Время, в течение которого температура на поверхности проводника снижается с θ_{\max} до $\theta_{\text{про}}$ может быть определено из решения дифференциального уравнения теплопроводности

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \chi \nabla^2 \theta \quad (13)$$

путем применения метода источников с использованием функций Грина [Л. 2] (здесь χ — коэф-

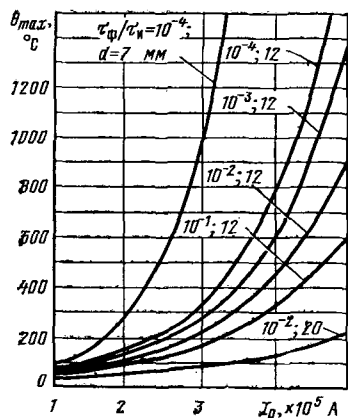


Рис. 3. Расчетные зависимости температуры поверхности жилы от амплитуды тока при передаче трапециoidalного импульса.

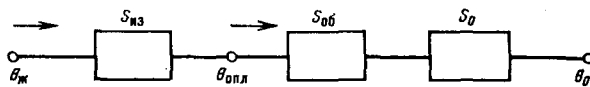


Рис. 4. Тепловая схема замещения коаксиального кабеля.

фициент температуропроводности металла проводника).

Задача может быть сведена к определению распределения температуры в сечении цилиндра радиусом $0 \leq r \leq d/2$, на поверхности которого, ограниченной радиусом r' , в момент времени $t=0$ действует мгновенный поверхностный цилиндрический источник тепла. В этом случае граничное условие при $r=d/2$ имеет вид

$$k \frac{\partial \theta}{\partial r} + H\theta = 0, \quad (14)$$

где k и H — постоянные коэффициенты.

В нашем случае $H=0$, так как можно считать, что теплоотдача в окружающую среду отсутствует. Тогда решение уравнения (13) имеет вид [Л. 2]:

$$\theta = \frac{4Q'}{\pi d^2} \left(\sum_{n=1}^{\infty} e^{-\chi \alpha_n^2 t} \frac{J_0(r \alpha_n) J_0(r' \alpha_n)}{J_0^2\left(\frac{d \alpha_n}{2}\right) + J_1^2\left(\frac{d \alpha_n}{2}\right)} + 1 \right), \quad (15)$$

где α_n — положительные корни уравнения

$$k \alpha J_1\left(\frac{d \alpha}{2}\right) = 0;$$

$$Q' = \frac{\int_0^{\tau_n} i^2 dt}{\pi d \Delta_1 C_v}. \quad (16)$$

Так как $k \neq 0$ и $\alpha \neq 0$, то $J_1\left(\frac{d \alpha}{2}\right) = 0$ и тогда

в (15) $J_1^2\left(\frac{d \alpha}{2}\right) = 0$, а при $r=r'=\frac{d}{2}$

$$\frac{J_0(r \alpha_n) J_0(r' \alpha_n)}{J_0^2\left(\frac{d \alpha_n}{2}\right)} = 1.$$

Уравнение (15) может быть приведено к виду:

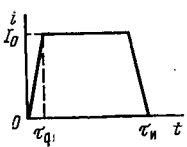
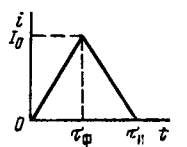
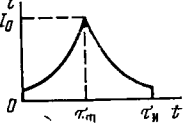
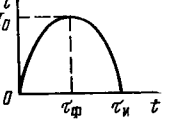
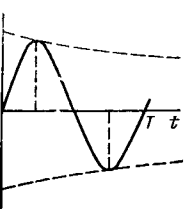
$$\theta = \frac{4Q'}{\pi d^2} \left(\sum_{n=1}^{\infty} e^{-\chi \alpha_n^2 t} + 1 \right). \quad (17)$$

Примем, что импульс тока имеет форму треугольника, тогда

$$\int_0^{\tau_n} i^2 dt = \frac{2}{3} I_0^2 \tau_{\text{ф}}. \quad (18)$$

Расчет по (16)–(18) для кабеля с медной жилой диаметром $d=12$ мм показывает, что при передаче треугольного импульса тока с амплитудой $5 \cdot 10^5$ А и длительностью $5 \cdot 10^{-5}$ с температура поверхности жилы снижается с $\theta_{\max} \approx 560^\circ\text{C}$ до $\theta_{\text{ж}0} \approx 130^\circ\text{C}$ за $\Delta t = 10^{-3}$ с. Значение θ_{\max} , $\theta_{\text{про}}$ и Δt следует учитывать при оценке допустимой величины импульсного тока с точки зрения возможности испарения металла или термического разложения диэлектрика.

Значения коэффициента Δ для импульсов разной формы

Форма импульса	$i(t)$	Толщина скин-слоя	Δ
<p>Трапецеидальная</p> 	<p>1) $0 \leq t \leq \tau_\phi$; $i = pt$; $p = \frac{I_0}{\tau_\phi}$; 2) $\tau_\phi \leq t \leq \tau_n - \tau_\phi$; $i = I_0$; 3) $\tau_n - \tau_\phi \leq t \leq \tau_n$; $i = -pt + m$; $m = I_0 \frac{\tau_n}{\tau_\phi}$</p>	<p>$\Delta_1 = 0,056 \sqrt{t}$; $\Delta_2 = 0,056 \sqrt{\tau_\phi} + 0,18 \sqrt{t - \tau_\phi}$; $\Delta_3 = \Delta_2$ при $t = \tau_n - \tau_\phi$; $\Delta_3 = 0,056 \sqrt{\tau_\phi} + 0,18 \sqrt{\tau_n - 2\tau_\phi}$</p>	$3,82 \cdot 10^{-16} \left[1 + 0,39 \ln \times \right. \\ \times \left(1 + 3,2 \sqrt{\frac{\tau_n}{\tau_\phi} - 2} \right) - \\ - \frac{0,39}{1 + 0,31 \sqrt{\frac{1}{\frac{\tau_n}{\tau_\phi} - 2}}} + \\ + \frac{3,43 \cdot 10^{-2}}{0,33 \sqrt{\frac{\tau_n}{\tau_\phi} - 2} +} \\ \left. + 0,53 \frac{\tau_n}{\tau_\phi} - 1 \right]$
<p>Треугольная</p> 	<p>1) $0 \leq t \leq \tau_\phi$; $i = pt$; $p = \frac{I_0}{\tau_\phi}$; 2) $\tau_\phi \leq t \leq \tau_n$; $i = -pt + m$; $m = I_0 \frac{\tau_n}{\tau_\phi}$</p>	<p>$\Delta_1 = 0,056 \sqrt{t}$; $\Delta_2 = 0,056 (\sqrt{\tau_\phi} - \sqrt{t - \tau_\phi})$</p>	$5,6 \cdot 10^{-16}$
<p>Экспоненциальная</p> 	<p>1) $0 \leq t \leq \tau_\phi$; $i = I_0 e^{-\frac{t - \tau_\phi}{\tau}}$; 2) $\tau_\phi \leq t \leq \tau_n = 2\tau_\phi$; $i = I_0 e^{-\frac{\tau_\phi - t}{\tau}}$;</p>	<p>$\Delta = 0,056 \sqrt{\tau}$</p>	$7,63 \cdot 10^{-16} \left(1 - e^{-\frac{2\tau_\phi}{\tau}} \right)$
<p>Колоколообразная</p> 	<p>1) $0 \leq t \leq \tau_\phi$; $i = I_0 \left(\frac{t}{\tau_\phi} \right)^{\frac{1}{2}}$; 2) $\tau_\phi \leq t \leq \tau_n = 2\tau_\phi$; $i = I_0 \left(\frac{2\tau_\phi - t}{\tau_\phi} \right)^{\frac{1}{2}}$</p>	<p>Δ_1 при $t = \tau_\phi$ определяется как для синусоидального импульса при $t = \frac{T}{4}$. $\Delta_1 = 0,081 \sqrt{t}$; Δ_2 при $t = \tau_n$ определяется как для синусоидального импульса при $t = \frac{T}{2}$. Принимается линейная зависимость $\Delta_2(t)$. $\Delta_2 = \frac{0,074}{\sqrt{\tau_\phi}} t$</p>	$5 \cdot 10^{-16}$
<p>Синусоидальная с декрементом затухания q</p> 	<p>1) $0 \leq t \leq \frac{T}{2}$; i определяется как для колоколообразного импульса 2) $\frac{T}{2} \leq t \leq n \frac{T}{2}$; $i = I_0 e^{-\frac{t}{T} q} \sin \frac{2\pi}{T} t$</p>	<p>Δ_1 и Δ_2 определяются как для колоколообразного импульса $\Delta_3 = 0,063 \sqrt{T}$</p>	$5 \cdot 10^{-16} \left\{ 1 + 11,88 \frac{e^{-q}}{q(q^2 + 4\pi^2)} \times \right. \\ \times \left. [1 - e^{q(1-n)}] \right\}$

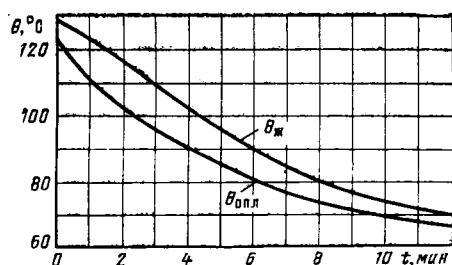


Рис. 5. Расчетные кривые охлаждения жилы и оплетки кабеля после передачи одиночного импульса ($d=12$ мм, $D_n=28$ мм).

Расчет охлаждения проводников кабеля за счет теплоотдачи в окружающую среду проводится путем совместного решения следующих двух дифференциальных уравнений, которые следуют из схемы замещения, приведенной на рис. 4:

$$\theta_{\text{ж}} - \theta_0 = -C_{\text{ж}} \frac{d\theta_{\text{ж}}}{dt} (S_{\text{из}} + S_{\text{об}} + S_0) - C_{\text{опл}} \frac{d\theta_{\text{опл}}}{dt} (S_{\text{об}} + S_0); \quad (19)$$

$$\theta_{\text{ж}} - \theta_{\text{опл}} = -C_{\text{ж}} \frac{d\theta_{\text{ж}}}{dt} S_{\text{из}}, \quad (20)$$

где $S_{\text{из}}$, $S_{\text{об}}$, S_0 — соответственно тепловые сопротивления, $\left(\frac{\text{град} \cdot \text{см}}{\text{Вт}}\right)$ изоляции, оболочки и окружающей среды; $C_{\text{ж}} = C_v S_{\text{ж}}$ и $C_{\text{опл}} = C_v S_{\text{опл}}$ — теплоемкости жилы и оплетки.

Согласно [Л. 3]

$$\left. \begin{aligned} S_{\text{из}} &= \frac{\sigma_{\text{из}}}{2\pi} \ln \frac{D}{d}; \\ S_{\text{об}} &= \frac{\sigma_{\text{об}}}{2\pi} \ln \frac{D_n}{D_{\text{опл}}}; \\ S_0 &= \frac{1}{\pi D_n h (\theta_n - \theta_0)^{1/4}}, \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

где $\sigma_{\text{из}}$ и $\sigma_{\text{об}}$ — удельные тепловые сопротивления материалов изоляции и оболочки, для полиэтилена примерно равные $350 \div 500 \left(\frac{\text{град} \cdot \text{см}}{\text{Вт}}\right)$; $D_{\text{опл}}$ — диаметр кабеля по оплетке; D_n — наружный диаметр кабеля; θ_n — температура поверхности кабеля; h — коэффициент теплоотдачи.

Эмпирическая зависимость h от D_n [Л. 3] может быть выражена аналитически следующим образом:

$$h = 8,21 \cdot 10^{-4} e^{-0,2 D_n}, \quad (22)$$

где D_n — выражен в сантиметрах.

Из (19) и (20) получаем линейное дифференциальное уравнение с постоянными коэффициентами:

$$A_0 \frac{d^2 \theta_{\text{ж}}}{dt^2} + A_1 \frac{d\theta_{\text{ж}}}{dt} + \theta_{\text{ж}} = \theta_0, \quad (23)$$

где

$$A_0 = C_{\text{ж}} C_{\text{опл}} (S_{\text{об}} + S_0) S_{\text{из}};$$

$$A_1 = C_{\text{ж}} (S_{\text{из}} + S_{\text{об}} + S_0) + C_{\text{опл}} (S_{\text{об}} + S_0).$$

Для решения уравнения (23) применим операторный метод. С учетом начальных условий $\theta_{\text{ж}}(0) =$

$= \theta_{\text{ж}0}$ и $\frac{d\theta_{\text{ж}}}{dt}(0) = 0$ (если допустить, что $\theta_{\text{ж}0}$ близка к $\theta_{\text{опл}0}$) получим:

$$\begin{aligned} \theta_{\text{ж}} &= \theta_0 - (\theta_{\text{ж}0} - \theta_0) \frac{1}{A_1 \frac{A_1 - \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} - 2} \times \\ &\quad \times e^{-\frac{A_1 - \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} t} - \\ &\quad - (\theta_{\text{ж}0} - \theta_0) \frac{1}{A_1 \frac{A_1 + \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} - 2} e^{-\frac{A_1 + \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} t}. \end{aligned} \quad (24)$$

Из схемы замещения, приведенной на рис. 4, следует:

$$\theta_{\text{опл}} - \theta_0 = \left(-C_{\text{ж}} \frac{d\theta_{\text{ж}}}{dt} - C_{\text{опл}} \frac{d\theta_{\text{опл}}}{dt} \right) (S_{\text{об}} + S_0). \quad (25)$$

Подставляя в (25) выражение для $\frac{d\theta_{\text{ж}}}{dt}$, полученное дифференцированием уравнения (24), приходим к дифференциальному уравнению, решением которого является выражение

$$\begin{aligned} \theta_{\text{опл}} &= \theta_0 + (\theta_{\text{опл}0} - \theta_0) e^{-\frac{C_{\text{ж}} S_{\text{из}}}{A_0} t} + \frac{C_{\text{ж}}}{C_{\text{опл}}} (\theta_{\text{ж}0} - \theta_0) \times \\ &\quad \times \left\{ \frac{\frac{A_1 + \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0}}{\left(A_1 \frac{A_1 + \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} - 2 \right)} \times \right. \\ &\quad \times \left(\frac{C_{\text{ж}} S_{\text{из}}}{A_0} - \frac{A_1 + \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} \right) \times \\ &\quad \times \left(e^{-\frac{C_{\text{ж}} S_{\text{из}}}{A_0} t} - e^{-\frac{A_1 + \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} t} \right) + \\ &\quad + \frac{\frac{A_1 - \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0}}{\left(A_1 \frac{A_1 - \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} - 2 \right)} \times \\ &\quad \times \left(\frac{C_{\text{ж}} S_{\text{из}}}{A_0} - \frac{A_1 - \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} \right) \times \\ &\quad \times \left. \left(e^{-\frac{C_{\text{ж}} S_{\text{из}}}{A_0} t} - e^{-\frac{A_1 - \sqrt{A_1^2 - 4A_0}}{2A_0} t} \right) \right\}. \end{aligned} \quad (26)$$

На рис. 5 приведены расчетные кривые охлаждения жилы и оплетки кабеля после передачи одиночного треугольного импульса тока амплитудой $5 \cdot 10^5$ А и длительностью $5 \cdot 10^{-5}$ с. Как видно из этого рисунка, процесс охлаждения имеет достаточную продолжительность, чтобы фактором, ограничивающим допустимое значение тока, служила длительно допустимая температура изоляции.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. — М.: Мир, 1972.
2. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. — М.: Наука, 1964.
3. Бибергаль Л. А., Наги Э. А., Соломоник С. С. Кабели и провода для электронной аппаратуры. — М.: Энергия, 1964. [28.04.80]

Расчёт электромагнитных устройств переменного тока с учётом изменения их параметров при нагреве

СМИРНОВ Ю. В., канд. техн. наук
Москва

Задачей предлагаемой статьи является разработка методики, позволяющей учесть изменение параметров электромагнитных устройств переменного тока при нагреве. Поскольку кратковременный и повторно-кратковременный режимы работы устройств приводятся к эквивалентному длительному режиму, в дальнейшем для общности анализа будем рассматривать только длительный тепловой режим.

Расчет последовательных (токовых) и параллельных (напряжения) обмоток с учетом изменения параметров устройств различен. В последовательных обмотках действующее значение тока неизменно ($I = \text{const}$), поэтому магнитный режим магнитопровода не зависит от нагрева, а мощность потерь в обмотке увеличивается пропорционально повышению активного сопротивления обмотки при нагреве. При этом тепловой расчет последовательной обмотки переменного тока не отличается от такового для последовательной обмотки постоянного тока. В параллельных обмотках при постоянстве действующего значения подводимого напряжения ($U = \text{const}$) увеличение активного сопротивления обмотки при нагреве вызывает уменьшение тока в обмотке, что приводит при нелинейной кривой намагничивания к увеличению индуктивного сопротивления обмотки и дальнейшему уменьшению тока в обмотке.

Электрические и магнитные процессы в электромагнитных устройствах переменного тока взаимно связаны и неразрывны, поэтому электрическая и магнитная схемы замещения устройств должны быть эквивалентны и между электрическими и магнитными параметрами существует функционально простая связь [Л. 1]. Следовательно, изменение тока в электрической цепи устройства, соответствующее изменению параметров электрической схемы замещения устройства, приводит к изменению параметров магнитной цепи устройства. Далее рассматриваются электромагнитные устройства только с параллельными обмотками.

Зависимость параметров электромагнитных устройств от относительного значения тока в обмотках. Решающее влияние на изменение параметров электромагнитных устройств переменного тока с параллельными обмотками при их нагреве оказывает изменение магнитного режима. Достаточно точные и удобные аппроксимирующие выражения для магнитных характеристик магнитопроводов переменного тока, справедливые для практически используемых нелинейных участков кривых намагничивания магнитопроводов на переменном токе, приведены в [Л. 2]:

$$\rho_m = \rho_{m.н} + k_p H; \quad (1)$$

$$B_{\max} = \sqrt{2} \frac{H}{\rho_{m.н} + k_p H}, \quad (2)$$

где H — действующее значение напряженности магнитного поля в магнитопроводе; B_m — амплитудное значение эквивалентной синусоиды магнитной индукции в магнитопроводе; $\rho_m = \sqrt{2} \frac{H}{B_m}$ — удельное магнит-

ное сопротивление магнитопровода; $\rho_{m.н}$ — постоянная составляющая удельного магнитного сопротивления магнитопровода; k_p — коэффициент, зависящий от свойств активного материала магнитопровода.

Учитывая, что $\frac{H}{H_0} = i_\tau$, $\frac{x}{x_0} \approx \frac{\rho_{m0}}{\rho_m}$ и в соответствии с [Л. 3] $\frac{\rho_m}{\rho_{m0}} \approx \left(\frac{B_m}{B_{m0}}\right)^n$, из (1) и (2) найдем:

$$\frac{x}{x_0} \approx \frac{1 + k_m}{i_\tau + k_m}; \quad (3)$$

$$\frac{\rho_m}{\rho_{m0}} \approx \left(\frac{1 + k_m}{1 + k_m/i_\tau}\right)^n, \quad (4)$$

где $i_\tau = I/I_0$ — относительное значение тока в обмотке; $k_m = \frac{\rho_{m.н}}{k_p H_0}$ — коэффициент, характеризующий магнитные свойства магнитопровода; n — показатель степени, определяющий зависимость потерь мощности в магнитопроводе от магнитной индукции [Л. 3]; I — действующее значение тока в обмотке в установившемся длительном режиме; x — индуктивное сопротивление обмотки в установившемся длительном режиме; ρ_m — удельная среднеобъемная мощность потерь в магнитопроводе в установившемся длительном режиме; I_0 , H_0 , ρ_{m0} , x_0 , ρ_{m0} — значения вышеуказанных параметров при начальном тепловом режиме, например, в первый момент после включения устройства под напряжение.

Как показано в [Л. 2], у электромагнитных устройств промышленной частоты при отсутствии в магнитопроводе немагнитного зазора и воздушных прослоек $\rho_{m.н} \approx 0$ и, следовательно, $k_m \approx 0$, а также

$$\frac{B_m}{B_{m0}} \approx \frac{\rho_m}{\rho_{m0}} \approx 1; \quad \frac{x}{x_0} \approx \frac{1}{i_\tau}.$$

Соответственно у электромагнитных устройств с значительным немагнитным зазором, при котором магнитное сопротивление не зависит от напряженности магнитного поля, $k_p \approx 0$ [Л. 2], откуда $k_m \approx \infty$ и

$$\frac{B_m}{B_{m0}} \approx i_\tau; \quad \frac{\rho_m}{\rho_{m0}} \approx i_\tau^n; \quad \frac{x}{x_0} \approx 1.$$

Для относительных значений активного сопротивления обмотки и удельной среднеобъемной мощности потерь в обмотке с достаточной для инженерных расчетов степенью точности имеем:

$$\frac{r}{r_0} \approx 1 + \beta \tau_{c0}; \quad (5)$$

$$\frac{\rho_{k.c0}}{\rho_{k0}} = i_\tau^2 (1 + \beta \tau_{c0}), \quad (6)$$

где τ_{c0} — среднеобъемное превышение температуры обмотки; β — температурный коэффициент удельного электрического сопротивления обмотки; r_0 и ρ_{k0} —

значения вышеуказанных параметров при начальном тепловом режиме.

В свою очередь:

$$\tau_{co} = \psi_1 \tau_m; \quad (7)$$

$$\tau_m = k_3 \tau_d, \quad (8)$$

где ψ_1 — среднеобъемный критерий неравномерности температурного поля обмотки [Л. 4]; τ_m — максимальное превышение температуры обмотки; τ_d — допустимое значение превышения температуры изоляции обмотки; k_3 — коэффициент запаса, значение которого определяется точностью теплового расчета.

Подставив в (5) и (6) значение τ_{co} из (7), с учетом (8) получим:

$$\frac{r}{r_0} = k_k; \quad (9)$$

$$\frac{P_{k.co}}{P_{k0}} = k_k i_\tau^2, \quad (10)$$

где $k_k = 1 + \beta k_3 \psi_1 \tau_d$ — коэффициент, характеризующий теплофизические свойства и класс изоляции обмотки.

На рис. 1 по (3), (4) и (10) построены зависимости x/x_0 , P_M/P_{M0} и $P_{k.co}/P_{k0}$ от i_τ при $n=2$ для различных значений коэффициентов k_M и k_K . Из кривых рис. 1 следует, что параметры электромагнитных устройств в значительной мере зависят от относительного значения тока в обмотке и, в конечном счете, от теплового режима работы устройств.

Влияние нагрева на изменение тока в обмотках дросселей и электромагнитов. Сравнивая начальный и установившийся длительный режимы работы дросселей и электромагнитов переменного тока, заменяем несинусоидальные кривые тока и напряжения эквивалентными синусоидами и оперируем действующими значениями величин. Тогда для действующего значения напряжения, подводимого к обмотке, имеем:

$$U = I_0 \sqrt{\left(r_0 + \frac{P_{M0}}{I_0^2}\right)^2 + (x_s + x_0)^2} = I \sqrt{\left(r + \frac{P_M}{I^2}\right)^2 + (x_s + x)^2}, \quad (11)$$

где x_s — индуктивное сопротивление рассеяния обмотки; P_M и P_{M0} — мощность потерь в магнитопроводе в установившемся и начальном тепловых режимах.

Производя несложные преобразования, из (11) найдем:

$$i_\tau = \sqrt{\frac{\left(1 + \frac{P_{M0}}{P_{k0}}\right)^2 + \left(\frac{x_s}{r_0} + \frac{x_0}{r_0}\right)^2}{\left(\frac{r}{r_0}\right)^2 \left(1 + \frac{P_{M0}}{P_{k0}} \frac{P_M}{P_{M0}} \frac{P_{k0}}{P_{k.co}}\right)^2 \left(\frac{x_s}{r_0} + \frac{x_0}{r_0} \frac{x}{x_0}\right)^2}}, \quad (12)$$

где $P_{k0} = I_0^2 r_0$ — мощность потерь в обмотке в начальном тепловом режиме.

Из (12) с учетом относительных значений параметров, определенных по (3), (4), (9) и (10), получим алгебраическое уравнение для относительного значения тока в обмотке:

$$i_\tau^2 \left[k_k + \frac{P_{M0}}{P_{k0}} \left(\frac{1 + k_M}{i_\tau + k_M} \right)^2 \right]^2 + i_\tau^2 \left(\frac{x_s}{r_0} + \frac{x_0}{r_0} \frac{k_M + i_\tau}{k_M + 1} \right)^2 - \left(1 + \frac{P_{M0}}{P_{k0}} \right)^2 - \left(\frac{x_s}{r_0} + \frac{x_0}{r_0} \right)^2 = 0. \quad (13)$$

Решая это уравнение при известных начальных значениях параметров, можно определить относитель-

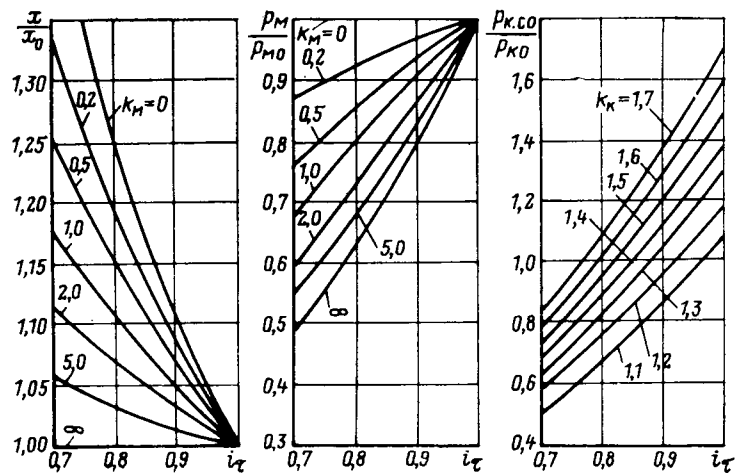


Рис. 1.

ное значение тока в обмотке в установившемся тепловом режиме. Рассмотрим предельные случаи, при которых уравнение (13) имеет более простой вид. Для дросселей с магнитопроводом без воздушных прослоек и немагнитного зазора, например для дросселей с тороидальным магнитопроводом, при $k_M \approx 0$ из (13) получим:

$$\left(k_k i_\tau^2 + \frac{P_{M0}}{P_{k0}} \right)^2 + i_\tau^4 \left(\frac{x_s}{r_0} + \frac{x_0}{r_0} i_\tau \right)^2 - i_\tau^2 \left[\left(1 + \frac{P_{M0}}{P_{k0}} \right)^2 + \left(\frac{x_s}{r_0} + \frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right] = 0. \quad (14)$$

Аналогично при $k_M \approx \infty$ для дросселей и электромагнитов с магнитопроводом, имеющим значительный немагнитный зазор, по (13) найдем:

$$i_\tau = \sqrt{\frac{\left(1 + \frac{P_{M0}}{P_{k0}} \right)^2 + \left(\frac{x_s + x_0}{r_0} \right)^2}{\left(k_k + \frac{P_{M0}}{P_{k0}} \right)^2 + \left(\frac{x_s + x_0}{r_0} \right)^2}}. \quad (15)$$

Проведенные по (14) и (15) расчеты показали, что при $(x_s + x_0)/r_0 \geq 10$ вне зависимости от величины немагнитного зазора в магнитопроводе относительное значение тока в обмотках дросселей и электромагнитов $i_\tau \approx 1$, а при малых значениях $(x_s + x_0)/r_0$, соответствующих наименьшим габаритам дросселей и электромагнитов, $i_\tau > 0,9$.

На рис. 2 представлены зависимости $i_\tau (P_{M0}/P_{k0})$ при $k_k = 1,4$ для случаев отсутствия в магнитопроводе немагнитного зазора и воздушных прослоек и наличия в магнитопроводе значительного немагнитного зазора.

Влияние нагрева на изменение тока в обмотках трансформаторов малой мощности. Для действующего значения первичного тока трансформатора малой мощности при установившемся тепловом режиме имеем:

$$I_1 = I_2 \sqrt{\left(\frac{P_M}{P_3} + \cos \varphi_H \right)^2 + \left[\sqrt{1 - \left(\frac{P_M}{P_3} \right)^2} \pm \sin \varphi_H \right]^2}, \quad (16)$$

где I_2 — действующее значение приведенного к первичной обмотке вторичного тока в установившемся те-

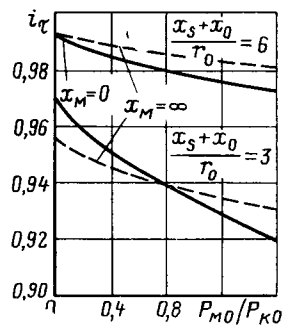


Рис. 2.

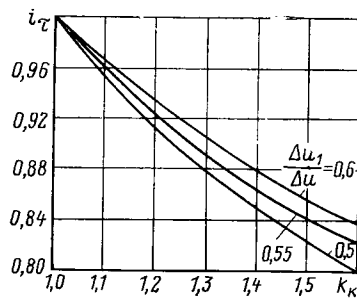


Рис. 3.

пловом режиме; P_9 — электромагнитная мощность трансформатора в установившемся тепловом режиме; φ_H — угол сдвига фаз нагрузки, имеющий знак «плюс» при индуктивном и знак «минус» при емкостном характере нагрузки.

Определяя по аналогии с (16) действующее значение первичного тока при начальном тепловом режиме для относительного значения первичного тока при $\varphi_H = \text{const}$ найдем:

$$i_{1\tau} = i_{2\tau} \frac{\left(\frac{P_{90}}{P_{M0}} \cos \varphi_H + \frac{P_{90}}{P_9} \frac{P_M}{P_{M0}} \right)^2 + \left[\sqrt{\left(\frac{P_{90}}{P_{M0}} \right)^2 - \left(\frac{P_{90}}{P_9} \frac{P_M}{P_{M0}} \right)^2} \pm \sin \varphi_H \right]^2}{\left(\frac{P_{90}}{P_{M0}} \cos \varphi_H + 1 \right)^2 + \left[\sqrt{\left(\frac{P_{90}}{P_{M0}} \right)^2 - 1} \pm \sin \varphi_H \right]^2}, \quad (17)$$

где $i_{1\tau} = I_1/I_{10}$, $i_{2\tau} = I'_2/I'_{20}$ — относительные значения тока в первичной и вторичной обмотках; I_{10} , I'_{20} и P_{90} — значения соответствующих величин при начальном тепловом режиме.

Исследования показали, что с увеличением нагрева трансформатора электромагнитная мощность и мощность потерь в магнитопроводе понижаются незначительно, поэтому можно принять, что $P_{90}/P_9 \times P_M/P_{M0} \approx 1$. Тогда из (17) следует:

$$i_{1\tau} \approx i_{2\tau} \approx i_\tau, \quad (18)$$

т. е. относительные значения тока в первичной и вторичной обмотках примерно одинаковы.

Предполагая, что трансформатор имеет чисто активную нагрузку, сопротивление нагрузки неизменно ($R_H = \text{const}$) и активное падение напряжения в обмотках значительно превышает индуктивное, из сравнения начального и установившегося тепловых режимов имеем:

$$U \approx k_{x1} r_{10} I_{10} + (k_{x2} r'_{20} + R'_H) I'_{20} \approx k_{x1} r_1 I_1 + (k_{x2} r_2 + R'_H) I'_2, \quad (19)$$

где r_1 и r'_2 — сопротивление первичной обмотки и приведенное значение сопротивления вторичной обмотки в установившемся тепловом режиме; r_{10} и r'_{20} — те же величины при начальном тепловом режиме; R'_H — приведенное значение сопротивления нагрузки; k_{x1} и k_{x2} — коэффициенты, учитывающие индуктивную составляющую падения напряжения в обмотках.

Относительное значение тока в обмотках трансформатора после преобразования (19) с учетом (9) и

(18) можно представить в виде:

$$i_\tau = \frac{k_{x1} + \frac{I'_2}{I_1} \left(k_{x2} \frac{r'_2}{r_1} + k_\kappa \frac{R'_H}{r_1} \right)}{k_\kappa \left[k_{x1} + \frac{I'_2}{I_1} \left(k_{x2} \frac{r'_2}{r_1} + \frac{R'_H}{r_1} \right) \right]}. \quad (20)$$

Принимая $r_1 I_1 \approx \Delta U_1 / k_{x1}$, $r'_2 I'_2 \approx \Delta U_2 / k_{x2}$, $\Delta u_1 = \Delta U_1 / U$, $\Delta u_2 = \Delta U_2 / U$, $\Delta u = \Delta u_1 + \Delta u_2$, где ΔU_1 и ΔU_2 — падения напряжения в первичной и вторичной обмотках; Δu_1 и Δu_2 — относительное значение падения напряжения в первичной и вторичной обмотках; Δu — относительное значение падения напряжения в трансформаторе, из (20) найдем:

$$i_\tau = \frac{\frac{\Delta u}{\Delta u_1} - 1 + k_\kappa (1 - \Delta u)}{k_\kappa \left(\frac{\Delta u}{\Delta u_1} - \Delta u \right)}. \quad (21)$$

Расчеты показали, что значение отношения $\Delta u_1 / \Delta u$ зависит от коэффициента трансформации и в меньшей мере от геометрии трансформатора. При инженерных расчетах можно принимать соответственно для понижающих трансформаторов $0,65 < \Delta u_1 / \Delta u < 0,55$ и для повышающих трансформаторов $-0,55 < \Delta u_1 / \Delta u < 0,45$. На рис. 3 представлены рассчитанные по (21) зависимости $i_\tau(k_\kappa)$ для трех значений $\Delta u_1 / \Delta u$ при $\Delta u = 0,1$. Из рис. 3 следует, что при прочих равных условиях понижающие трансформаторы имеют большие значения i_τ по сравнению с повышающими.

Тепловой расчет электромагнитных устройств с учетом изменения параметров при нагреве. При проектировании электромагнитных устройств обычно лимитирующей величиной является максимальное превышение температуры обмоток, которое не должно быть больше допустимого для изоляции обмоток значения, причем повышение точности теплового расчета позволяет снизить габариты, массу и стоимость устройств. Максимальное превышение температуры обмотки можно определить с учетом изменения тока в обмотке при нагреве и заданных геометрических и теплофизических параметрах катушки по выражению

$$\tau_m = \frac{k_{tm} P_{K0} i_\tau^2}{1 - \beta k_{tm} P_{K0} i_\tau^2}, \quad (22)$$

где $k_{tm} = \frac{c^2}{4\lambda_x F}$ — коэффициент, характеризующий габариты и теплофизические свойства катушки; c — ширина катушки; λ_x — эквивалентный коэффициент теплопроводности обмотки в радиальном направлении; $F = F_x + F_y$ — функция геометрических и теплофизических параметров катушки [Л. 5]; F_x и F_y — составляющие функции, соответственно определяющие теплоотдачу катушки в радиальном и продольном направлениях. Исследование критериальных зависимостей функций F_x и F_y от геометрических и теплофизических параметров по [Л. 7] показало, что эти зависимости могут быть аппроксимированы выражением

$$F_x \approx 0,33 \text{ Bi}_1^{2/3} \quad (23)$$

для катушек переменного тока промышленной частоты.

$$F_x \approx 0,22 \text{ Bi}_1^{1/2} \nu^{-1/3} \quad (24)$$

для катушек переменного тока повышенной частоты и

$$F_y \approx \frac{1}{2} \frac{\lambda_y}{\lambda_x} \frac{Bi_3 - 0,016\xi^2}{\xi \left(1 + \frac{1}{4} \xi Bi_3\right)} \quad (25)$$

для любых катушек.

В (23)—(25) обозначено: $Bi_1 = a_1 c / \lambda_x$ и $Bi_3 = a_3 c / \lambda_y$ — значения критерия Био на наружной боковой поверхности и верхней торцевой поверхности катушки; a_1 и a_2 — усредненные значения коэффициента теплообмена на наружной боковой и верхней торцевой поверхностях катушки; λ_y — эквивалентный коэффициент теплопроводности катушки в продольном направлении; $v = \pi / 2\pi c$ — параметр, характеризующий радиальную геометрию катушки; π — внутренний периметр катушки; $\xi = h / c$ — параметр, характеризующий продольную геометрию катушки; h — высота катушки.

Если задана интенсивность внутренних источников тепла в катушке при начальном тепловом режиме $p_{к0}$ и определено по вышеуказанной методике для данного электромагнитного устройства значение i_τ , то расчет максимального превышения температуры обмотки при заданных геометрических и теплофизических параметрах катушки по (22) может быть проведен с высокой степенью точности. Если же задано допустимое превышение температуры изоляции обмотки τ_d , а следовательно, максимальное превышение температуры обмотки τ_m по (8), то из (22) можно найти допустимое значение удельной среднеобъемной мощности потерь в катушке при начальном тепловом режиме $p_{к0д}$ и допустимую начальную плотность тока в обмотке $i_{0д}$:

$$p_{к0д} = \frac{1}{k_{гм} i_\tau^2} \frac{1 + \beta k_3 \tau_d}{k_3 \tau_d}; \quad (26)$$

$$i_{0д} = \sqrt{\frac{1}{k_{гм} k_0 \rho_0 i_\tau^2} \frac{1 + \beta k_3 \tau_d}{k_3 \tau_d}}, \quad (27)$$

где ρ_0 — удельное электрическое сопротивление материала провода обмотки при температуре окружающей среды; k_0 — коэффициент заполнения обмотки активным материалом.

Точность теплового расчета электромагнитных устройств по (22), (26), (27) целиком зависит от точности определения теплофизических параметров. Поэтому необходима разработка уточненных методов расчета коэффициентов теплообмена и эквивалентных коэффициентов теплопроводности катушек.

Выводы. 1. При изменении теплового режима электромагнитных устройств с параллельными обмотками изменяются параметры устройств, что приводит к изменению тока в электрической цепи и, в конечном счете, к дополнительному изменению температуры устройств; это значительно усложняет тепловой расчет устройств и их проектирование с заданными значениями параметров.

2. Полученные зависимости изменения параметров электромагнитных устройств от относительного значения тока в обмотках, а также зависимости относительного значения тока в обмотках различных устройств в функции начальных значений параметров позволяют в каждом частном случае определить максимальное превышение температуры обмотки с учетом изменения параметров при нагреве и рабочие значения параметров при известных начальных значениях параметров.

3. Предложенная методика обеспечивает значительное повышение точности теплового, электрического и магнитного расчетов электромагнитных устройств переменного тока и создает предпосылки для их оптимального проектирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Смирнов Ю. В. Эквивалентные схемы замещения электромагнитных устройств переменного тока. — Изв. вузов. Энергетика, 1979, № 8, с. 18—23.
2. Смирнов Ю. В. Аппроксимация магнитных характеристик магнитопроводов электромагнитных устройств переменного тока. Изв. вузов. Энергетика, 1980, № 1, с. 100—103.
3. Смирнов Ю. В. Об аппроксимации зависимости потерь в трансформаторной стали от магнитной индукции. Изв. вузов. Энергетика, 1972, № 3, с. 115—118.
4. Смирнов Ю. В. Критерии неравномерности температурного поля в катушках электромагнитных устройств. Электротехника, 1975, № 11, с. 41—45.
5. Смирнов Ю. В. Тепловой расчет обмоток электромагнитных устройств малой мощности. Электротехника, 1975, № 12, с. 52—57.

[26.02.81]

УДК 621.313.333.001.5

Режим искусственной нагрузки асинхронных двигателей

САРКИСЯН В. О.

Ереванский политехнический институт

Режимом искусственной нагрузки (ИИ) обычно называют режим, эквивалентный по потерям мощности и значениям фазных токов нормальному рабочему режиму, но при отсутствии момента сопротивления на валу. Особый интерес представляет режим ИН, эквивалентный номинальному, обычно используемый для различного рода тепловых испытаний, а также для других целей, например, для определения параметров несимметричного режима, номинальных потерь и т. д.

Большой интерес к методу ИИ объясняется его принципиальным преимуществом по сравнению с методом непосредственной нагрузки, заключающимся в отсутствии специальных тормозных устройств и

потерь энергии в них. Обычно режим ИН осуществляется посредством наложения на двигательный режим одного из тормозных режимов — электромагнитного, динамического или рекуперативного торможения. Для реализации перечисленных принципов предлагались различные методы [Л. 1—8], большинство из которых по ряду причин не получило практического применения.

В статье исследуется режим ИН при питании обмотки статора током номинальной частоты.

Для создания режима ИН к двум фазам обмотки статора, соединенным в неполную звезду, подается линейное напряжение сети \tilde{U} . Эти фазы в дальней-

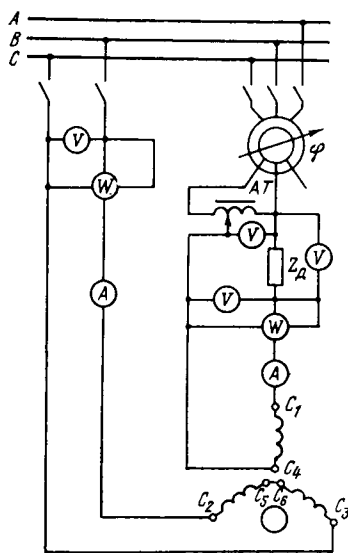


Рис. 1.

На рис. 1 показана универсальная схема, объединяющая все три способа. К двум фазам подается напряжение сети, а к третьей через сопротивление Z_d — напряжение, в общем случае отличающееся от сетевого по фазе и амплитуде.

Параметрами, позволяющими установить заданный режим ИН, могут быть: амплитуда напряжения сети, амплитуда или фаза напряжения на свободной фазе обмотки, активная или реактивная составляющая добавочного сопротивления. Благодаря возможности регулирования по нескольким параметрам одновременно рассматриваемая схема позволяет установить режим ИН как при номинальных значениях токов или суммарных потерь, так и при значениях, отличных от номинальных.

В режиме ИН в фазах обмотки статора протекает несимметричная система токов, содержащая все три симметричные составляющие. Каждой системе симметричных составляющих соответствует собственная схема замещения (рис. 2). Схема замещения для токов прямой последовательности (рис. 2,а) соответствует прямо вращающемуся полю воздушного зазора, схема замещения для токов обратной последовательности (рис. 2,б) — обратновращающемуся полю, схема замещения для токов нулевой последовательности (рис. 2,в) — пульсирующему полю. Пульсирующее поле в воздушном зазоре обусловлено высшими пространственными гармоническими м. д. с., кратным трем. Для каждой гармонической оно может быть представлено в виде двух вращающихся в противоположные стороны полей со скоростями соответственно ω_1/ν и $(-\omega_1/\nu)$, поэтому в полной схеме замещения для токов нулевой последовательности намагничивающие и вторичные цепи, соответствующие гармоническим, кратным трем, могут быть представлены в виде последовательно соединенных контуров для прямого и обратного полей. Учитывая, что амплитуды девятой и более высоких гармонических малы, можно ограничиваться рассмотрением лишь главной — третьей гармонической. Для двигателей с трехфазным ротором вторичные контуры в схеме замещения для токов нулевой последовательности отсутствуют.

Таким образом, можно считать, что в режиме ИН поток взаимной индукции между статором и рото-

ром обусловлен основной и третьей гармоническими м. д. с. Поля всех остальных гармонических м. д. с. рассматриваются как поля рассеяния.

Определение токов и напряжений. Рассматриваемый режим ИН характеризуется следующими уравнениями:

$$\dot{U}_B - \dot{U}_C = \dot{U}; \quad (1)$$

$$\dot{U}_A + Z_d I_A = \dot{U}_p; \quad (2)$$

$$I_B + I_C = 0, \quad (3)$$

где $\dot{U}_A, \dot{U}_B, \dot{U}_C$ — фазные напряжения обмотки статора; I_A, I_B, I_C — фазные токи статора; \dot{U} — напряжение сети, подводимое к сетевым фазам B и C; \dot{U}_p — напряжение, подводимое к свободной фазе A; Z_d — добавочное сопротивление, включенное в фазу A.

Уравнения (1) — (3) совместно с шестью уравнениями, связывающими симметричные составляющие токов с фазовыми токами и напряжениями, позволяют определить все токи и напряжения. В результате решения указанных уравнений получены следующие выражения для симметричных составляющих токов:

$$I_{s1} = \frac{2\sqrt{3} Z_2 \dot{U}_p + j(2Z_2 + Z_0 + 3Z_d) \dot{U}}{\sqrt{3} [4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2)(Z_0 + 3Z_d)]}; \quad (4)$$

$$I_{s2} = \frac{2\sqrt{3} Z_1 \dot{U}_p - j(2Z_1 + Z_0 + 3Z_d) \dot{U}}{\sqrt{3} [4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2)(Z_0 + 3Z_d)]}; \quad (5)$$

$$I_{s0} = \frac{\sqrt{3} (Z_1 + Z_2) \dot{U}_p - j(Z_1 - Z_2) \dot{U}}{\sqrt{3} [4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2)(Z_0 + 3Z_d)]}, \quad (6)$$

где Z_1, Z_2, Z_0 — полные сопротивления схем замещения соответственно прямой, обратной и нулевой последовательности.

Фазные токи. С учетом (3)

$$I_{s0} = \frac{1}{3} (I_A + I_B + I_C) = \frac{1}{3} I_A = \frac{1}{3} (I_{s1} + I_{s2} + I_{s0}), \quad (7)$$

откуда

$$I_A = 3I_{s0} = \frac{3(Z_1 + Z_2) \dot{U}_p - j\sqrt{3} (Z_1 - Z_2) \dot{U}}{4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2)(Z_0 + 3Z_d)}. \quad (8)$$

Из (7) следует

$$I_{s0} = 0,5(I_{s1} + I_{s2}), \quad (9)$$

следовательно,

$$I_B = -I_C = a^2 I_{s1} + a I_{s2} + I_{s0} = j \frac{\sqrt{3}}{2} (I_{s2} - I_{s1}) = \frac{j\sqrt{3} (Z_1 - Z_2) \dot{U}_p + (Z_1 + Z_2 + Z_0 + 3Z_d) \dot{U}}{4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2)(Z_0 + 3Z_d)}. \quad (10)$$

Подставляя значения токов в уравнения для фазных напряжений обмотки статора, получаем:

$$\begin{aligned} \dot{U}_A &= \dot{U}_p - Z_d I_A = \\ &= \frac{[4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2) Z_0] \dot{U}_p + j\sqrt{3} (Z_1 - Z_2) Z_d \dot{U}}{4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2)(Z_0 + 3Z_d)}; \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \dot{U}_B &= a^2 Z_1 I_{s1} + a Z_2 I_{s2} + Z_0 I_{s0} = \frac{\dot{U}}{2} + \\ &+ \frac{[(Z_1 + Z_2) Z_0 - 2Z_1 Z_2] \dot{U}_p - j\frac{\sqrt{3}}{2} (Z_1 - Z_2) (Z_0 + 3Z_d) \dot{U}}{4Z_1 Z_2 + (Z_1 + Z_2)(Z_0 + 3Z_d)}; \end{aligned} \quad (12)$$

$$\dot{U}_C = \dot{U}_B - \dot{U}. \quad (13)$$

В соответствии с принятыми для магнитного потока допущениями при определении тока ротора учитываются поля основной и третьей гармонической. По

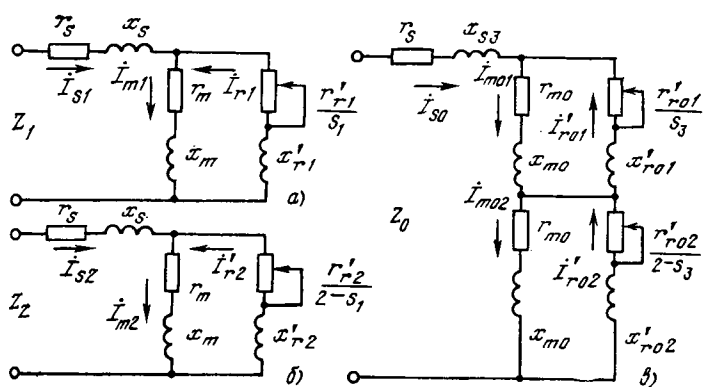


Рис. 2.

схемам замещения рис. 2 ток ротора можно представить в виде суммы четырех составляющих, из которых I'_{r1} и I'_{r2} соответствуют основной гармонической прямо- и обратнотвращающихся полей, а I'_{r01} и I'_{r02} — третьей гармонической.

Формулы для определения составляющих ротора и их частот:

составляющие тока ротора

$$I'_{r1} = -I_{s1} \frac{Z_m}{Z_m + Z'_{r1}}; \quad I'_{r2} = -I_{s2} \frac{Z_m}{Z_m + Z'_{r2}};$$

$$I'_{r01} = -I_{s0} \frac{Z_{m0}}{Z_{m0} + Z'_{r01}};$$

$$I'_{r02} = -I_{s0} \frac{Z_{m0}}{Z_{m0} + Z'_{r02}};$$

соответствующие им частоты

$$f_{r1} = s_1 f_1; \quad f_{r2} = (2 - s_1) f_1; \quad f_{r01} = s_3 f_1; \\ f_{r02} = (2 - s_3) f_1,$$

где Z_m — полное сопротивление намагничивающей ветви для токов прямой и обратной последовательности; Z_{m0} — полное сопротивление намагничивающей ветви для токов нулевой последовательности; Z'_{r1} , Z'_{r2} — полные сопротивления роторной ветви схемы замещения для токов прямой и обратной последовательности; Z'_{r01} , Z'_{r02} — полные сопротивления роторной ветви для прямого и обратного полей, обусловленных токами нулевой последовательности; s_1 — скольжение ротора относительно поля, создаваемого токами прямой последовательности; $s_3 = 2 + 3s_1$ — скольжение ротора относительно прямого поля, создаваемого токами нулевой последовательности.

Определение потерь в режиме искусственной нагрузки. Основным условием эквивалентности режима ИН номинальному является равенство превышений температуры отдельных частей электродвигателя и, в первую очередь, обмоток. Это условие удовлетворяется, если суммарные потери и их распределение по отдельным видам, а также частота вращения ротора в режиме ИН и в номинальном режиме будут одинаковы. Одновременное и точное выполнение всех указанных требований полностью невозможно; мы можем получить лишь приближение режима ИН к номинальному с определенной степенью точности. Путем регулирования некоторых из перечисленных выше параметров можно добиться высокой точности такого приближения.

Из всех видов потерь лишь механические не поддаются регулированию. В режиме ИН частота враще-

ния ротора близка к скорости холостого хода и для асинхронных двигателей с нормальным скольжением мало отличается от номинальной. Учитывая, что механические потери составляют лишь несколько процентов полных, влиянием изменения скорости на механические потери можно пренебречь и принять их равными номинальным ($P_{мх} = P_{мх.н}$). Остальные потери могут быть определены с помощью следующих уравнений:

полные потери

$$\Sigma P = \dot{U} \hat{I}_B + \dot{U}_A \hat{I}_A, \quad (14)$$

где I_A , I_B — комплексы, сопряженные комплексам токов I_A , I_B ; электрические потери в обмотке статора

$$P_{элс} = 3(I_A^2 + 2I_B^2)r_s; \quad (15)$$

магнитные потери в сердечнике статора

$$P_{мгс} = \frac{E_1^2 + E_2^2 + E_0^2}{E_H^2} P_{мг.н}, \quad (16)$$

где $P_{мг.н}$ — магнитные потери в сердечнике статора в номинальном режиме; E_H — э. д. с. обмотки статора в номинальном режиме, обусловленная полным потоком сцеплением; E_1 , E_2 , E_0 — симметричные составляющие э. д. с. статора в режиме ИН;

сумма электрических и магнитных потерь в роторе

$$P_r = \Sigma P - P_{элс} - P_{мгс} - P_{мх}; \quad (17)$$

электрические потери в роторе

$$P_{элр} = 3(I_{r1}^2 r'_{r1} + I_{r2}^2 r'_{r2} + I_{r01}^2 r'_{r01} + I_{r02}^2 r'_{r02}). \quad (18)$$

Значения активных сопротивлений обмотки ротора определяются с учетом вытеснения тока.

Уравнения (14) — (18) позволяют оценить отклонения отдельных видов потерь от их номинальных значений. Постоянными коэффициентами уравнений (14) — (18) являются параметры схемы замещения, все остальные величины переменные. Независимыми переменными, значения которых можно изменять в необходимых пределах, являются параметры регулирования, а функциями будут параметры режима — ток, напряжения и потери, определяющие режим ИН.

Изменение любого параметра регулирования (при постоянных значениях остальных) приводит к асимметричному изменению фазовых токов, напряжений и потерь в определенных пределах, зависящих от параметров схем замещения, диапазона изменения регулируемого параметра и значений остальных параметров. При регулировании по одному параметру можно обеспечить заданное значение одного из параметров режима, например, равенство потерь номинальным, равенство тока в сетевых фазах или в свободной фазе номинальному, равенство между собой фазных токов, но при значении, в общем случае отличном от номинального, и т. д. Регулирование по двум параметрам позволяет установить заданные значения двух параметров режима одновременно.

Дальнейшее увеличение числа параметров регулирования, как правило, не дает дополнительного эффекта, так как режим ИН полностью определяется двумя величинами, например, двумя фазными токами. Все остальные величины, характеризующие режим ИН, могут быть найдены с помощью уравнений (14) — (18).

В некоторых случаях дополнительное регулирование по напряжению, приводящее к изменению насы-

Таблица 1

Режим	Фазные токи, А			Превышение температур, °С					
	I_A	I_B	I_C	θ_{Π}	$\theta_{Л1}$	$\theta_{Л2}$	θ_A	θ_{BC}	θ_r
Непосредственная нагрузка	0,985	0,975	0,93	57,7	50,7	60,7	63,3	60,3	72,7
Режим ИН при номинальных потерях	0,96	0,97	0,97	54	46	51,1	61,4	60,3	66,2
Режим ИН при приведенных потерях	1,04	0,97	0,97	57,5	49,5	60,5	63,0	60,3	72,2

Таблица 2

Тип двигателя и номинальная мощность, кВт	Номинальные потери, кВт		Потери в режиме ИН, кВт	
	расчет	опыт	расчет	опыт
4АА63А2, 0,37	0,159	0,158	0,167	0,158
4А80В4, 1,5	0,45	0,48	0,476	0,473
ДА302—16-54-8У, 630	39,7	—	41	—

щения и параметров схем замещения, может оказаться эффективным.

Задача установления режима ИН заключается, в первую очередь, в определении значений параметров регулирования. Для этого можно воспользоваться любыми двумя условиями, определяемыми уравнениями (14) — (18). Наиболее просто параметры регулирования определяются из уравнений фазных токов (8) и (10). Задаваясь значениями всех параметров, кроме двух, по которым производится регулирование, приравнивают модули фазных токов их номинальным значениям. Решая полученные уравнения, определяют искомые значения регулируемых параметров.

При выборе параметров регулирования определяющим фактором является мощность испытуемого двигателя а также наличие соответствующего оборудования.

Для двигателей малой и средней мощности наиболее удобным являются методы, осуществляемые регулированием модуля и фазового угла добавочного сопротивления или амплитуды напряжения и модуля сопротивления свободной фазы. Для более крупных двигателей удобнее в качестве параметров регулирования принять амплитуду и фазу напряжения, подводимого к свободной фазе.

Опытная проверка метода ИН на ряде двигателей мощностью до 4 кВт показала, что при регулировании по двум параметрам удается установить режим ИН при номинальных значениях фазных токов и потерь.

Для двигателей с самовентиляцией при установлении режима ИН следует учитывать изменение условий охлаждения из-за возрастания скорости вращения до значения скорости холостого хода. Это приводит к некоторому уменьшению нагрева, что заметно лишь у двигателей малой мощности с относительно высокими значениями номинального скольжения. В таких случаях для компенсации влияния изменения скорости вращения потери мощности в режиме ИН

должны быть несколько больше номинальных. Практически было установлено, что приведенное значение потерь приближенно можно принимать

$$\Sigma P_{\text{ИН}} = \frac{n_1}{n_n} \Delta P_n,$$

где ΣP_n — потери мощности при номинальной нагрузке; n_1 — синхронная частота вращения; n_n — номинальная частота вращения.

Для сравнения предлагаемого метода ИН с методом непосредственной нагрузки были проведены испытания нескольких двигателей малой мощности, а также расчет режима ИН для двигателя мощностью 630 кВт. Непосредственная нагрузка осуществлялась посредством электромагнитного тормоза при номинальных значениях напряжения сети и мощности на валу, искусственная — регулированием амплитуды напряжения свободной фазы и емкостного сопротивления в ней. К двум фазам обмотки статора, соединенным последовательно-встречно, номинальное линейное значение напряжения подводилось непосредственно, а к третьей фазе с последовательно включенным емкостным сопротивлением — через автотрансформатор.

Температура отдельных частей двигателей определялась с помощью встроенных термодпар, а обмотки статора — методом сопротивления.

Всего было испытано пять двигателей мощностью от 60 до 370 Вт. Превышения температуры обмотки статора и отдельных частей над температурой окружающей среды в режиме ИН при расчетных потерях во всех случаях практически не отличалось от превышений температуры при непосредственной нагрузке.

Результаты испытаний двигателя типа 4АА63А2, 370 Вт, 380/220 В, 2740 об/мин приводятся ниже. В режиме непосредственной нагрузки суммарные номинальные потери были равны 156 Вт, а частота вращения 2770 об/мин. В режиме ИН двигатель испытывался при двух значениях суммарных потерь: номинальных (156 Вт) и приведенных (166 Вт). Напряжения на зажимах и добавочные сопротивления свободной фазы были соответственно равны 250 В, 379 Ом и 248 В, 441 Ом. Частота вращения в режиме ИН в обоих случаях была 2792 об/мин.

Значения фазных токов и превышений температуры в установившемся тепловом режиме сведены в табл. 1.

В табл. 2 сопоставляются потери в номинальном режиме с потерями в режиме ИН. Для двигателей малой мощности потери определялись расчетом и экспериментально, а для двигателя мощностью 630 кВт только расчетом.

Расчетные потери определялись для номинальных значений тока статора, а опытные — для значений, соответствующих номинальной мощности на валу. Для приведенных в табл. 2 двигателей отношение напряжения обратной последовательности к напряжению прямой последовательности в режиме ИН изменялось в сравнительно небольших пределах (0,19—0,25). Для расчета режима ИН сопротивление прямой последовательности может быть принято равным сопротивлению холостого хода, так как скольжения в этих режимах практически одинаковы. Сопротивления обратной и нулевой последовательности определялись известными методами расчетным путем или экспериментально. При отсутствии точных данных

Совершенствование системы вентиляции турбогенераторов с помощью пазовых клиньев статора, выступающих в воздушный зазор

АВРУХ В. Ю., канд. техн. наук, ДУГИНОВ Л. А., инж.
Москва

В современных турбогенераторах, как правило, в качестве охлаждающей среды используется водород. Изготавливаются турбогенераторы с обмоткой ротора, охлаждаемой водородом, протекающим по каналам, выфрезерованным в ее проводниках, с активной сталью статора, набранной в пакеты и охлаждаемой потоком водорода, поступающим в зазор между пакетами. При этом охлаждающий активные части водород нагнетается вентилятором или компрессором в замкнутую вентиляционную систему турбогенератора.

Существует несколько разновидностей вентиляционных систем. В турбогенераторах серии ТВВ мощностью 165, 200 и 300 МВт (выпуска до 1971 г.), например, для охлаждения активной стали статора и ротора используется одноструйная система вентиляции, при которой вентиляторы ротора отсасывают газ из воздушного зазора между ротором и расточкой статора турбогенератора¹ и нагнетают его через четыре газоохладителя и радиальные каналы активной стали и затем в воздушный зазор машины.

В турбогенераторах серии ТВФ используется многоструйная радиально-аксиальная система вентиляции, при которой охлаждающий водород поступает в части отсеков статора со стороны спинки в сторону воздушного зазора, затем проходит участок вентиляционной системы по воздушному зазору в аксиальном направлении до соседнего отсека активной стали статора, в котором он перемещается в радиальном направлении в сторону спинки стали статора, и далее в аксиальных коробах к вентилятору.

Одноструйная вытяжная система вентиляции турбогенератора позволяет упростить конструкцию корпуса статора и обеспечить благоприятные условия для охлаждения торцевых пакетов активной стали статора. В то же время одноструйная вытяжная

система обладает рядом недостатков. Наиболее существенным из них является значительный подогрев газа в зазоре, что снижает эффективность охлаждения обмотки ротора. Экспериментальные исследования генераторов с вытяжной системой вентиляции выявили большую неравномерность скоростей газа в радиальных каналах сердечника статора, существенную неравномерность нагрева сердечника статора в осевом направлении, газа в зазоре, и, как следствие, дополнительную неравномерность нагрева обмотки ротора.

Расчеты показывают, что значение коэффициента неравномерности скоростей газа в радиальных каналах статора и ротора может достигать 3—4, а коэффициент неравномерности температуры газа в зазоре соответственно 1,7—2,6. Причем максимальное превышение температуры газа в зазоре над температурой холодного газа достигает 60—70°, а среднее — 30—40°С.

При этом следует отметить, что однотипные по конструкции пакеты стали статора (следовательно, обладающие одинаковыми тепловыми характеристиками) имеют различный уровень нагрева, причем, максимальная разница по контрольным точкам замера температур достигает 40—50°С. В аналогичном тепловом состоянии находятся и обмотки роторов. Для турбогенераторов серии ТВВ зоны максимального нагрева стали статора и обмоток роторов находятся в средней части по длине турбогенератора, а турбогенератор серии ТВФ — в зоне выхода газа из обмоток роторов.

Однако несмотря на наличие большой неравномерности нагрева активных частей турбогенераторов серии ТВВ и ТВФ минимальная температура однотипных конструктивных узлов (пакетов стали статора, отсеков в обмотке ротора), имеющих достаточное охлаждение, находится в пределах от 55 до 75°С, что указывает на большой тепловой резерв, заложенный заводом-изготовителем. Реализация этого резерва по нагреву активных эле-

¹ В дальнейшем — зазор.

сопротивление обратной последовательности может быть принято равным сопротивлению короткого замыкания. Все параметры, значения которых зависят от насыщения магнитной цепи двигателя, определялись при насыщении соответствующим номинальному значению главного магнитного потока.

Тепловые испытания двигателей проводились в лаборатории электрических машин Ереванского политехнического института.¹

В заключение отметим, что схемы включения для реализации режима ИН просты и не требуют сложного или нестандартного оборудования. В зависимости от принятой схемы включения требуются: регулируемое активно-емкостное сопротивление, либо регулируемые автотрансформаторы и емкостное сопротивление, либо два регулируемых автотрансформатора (или однофазных индукционных регулятора). Работа двигателя в режиме ИН протекает без заметных колебаний тока и вибраций.

Режим ИН может быть применен для тепловых испытаний асинхронных двигателей, а после накоп-

ления достаточного опыта — также для определения номинальных потерь и насыщенных значений параметров несимметричного режима.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ельяшевич З. Б. Новый метод искусственной нагрузки индукционных двигателей. — Изв. Азербайджанского политехнического института, 1928, № 4.
2. Мамед-заде М. С. Новый способ искусственной нагрузки асинхронных двигателей. — Энергетический бюллетень Миннефтепрома СССР, 1956, № 6.
3. Оганян Р. В., Согибян К. О. Условия равенства токов в фазах статора трехфазного асинхронного двигателя в режиме несимметричного электромагнитного тормоза. — Изв. вузов. Электромеханика, 1974, № 3.
4. Саркисян В. О. Испытание конденсаторного асинхронного двигателя на нагревание методом искусственной нагрузки. — Межвузовский сборник научных трудов. Электротехника. — Ереван, 1976, сер. XIII, вып. III.
5. Пиотровский Л. М., Васютинский С. Б., Несговорова Е. Д. Испытание электрических машин. — М.: Госэнергоиздат, 1960, ч. 2.
6. Fong W. New temperature test for polyphase induction motors by phantom loading. — Proc. IEEE, 1972, vol. IA, № 7.
7. Schwenk H. R. Equivalent loading of induction machines for temperature tests. — IAS Annu. Meet. IEEE Inf. Appl. Soc. 1975, Pap. 10th Annu. Meet., Atlanta, Conf. Rec. New York, 1975.
8. Jordan H. E., Cook J. H., Smith R. L. Synthetic load of induction machines. — IAS Annu. Meet. IEEE Inf. Appl. Soc., 1975, Pap. 10th Annu. Meet., Atlanta, Conf. Rec. New York, 1975.

[27.08.82]

¹ Испытания проводил инж. Мелик-Бархударян В. К. под руководством автора.

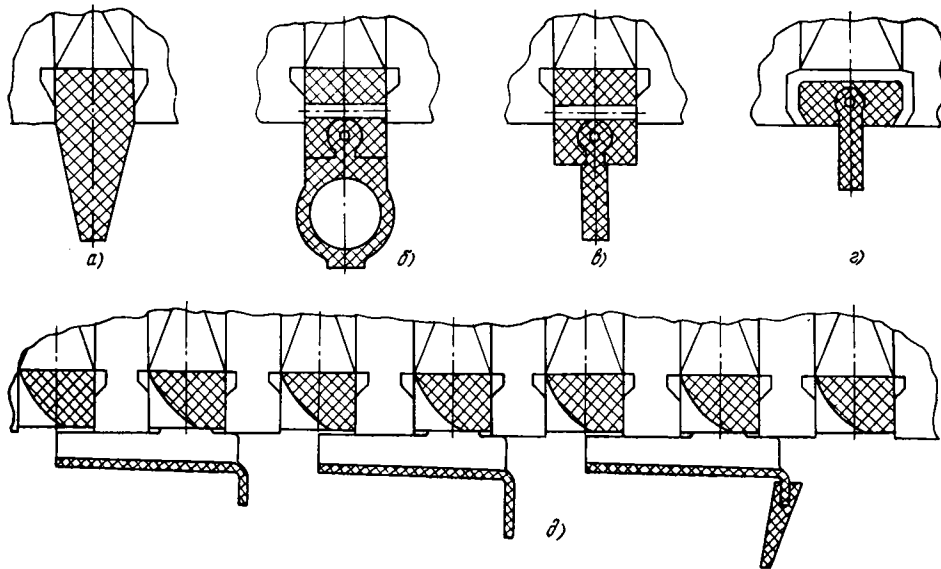


Рис. 1. Конструктивные варианты исполнения выступающих клиньев статора.

а — жесткий выступающий клин; б, в, г — выступающие клинья с эластичными вставками; д — эжекторные клинья статора.

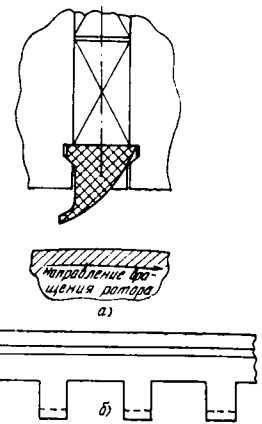


Рис. 3. Схема исполнения выступающих клиньев, выполненных в виде ребер с чередующимися по длине поперечными пазами и зубцами.

а — разрез по пазу; б — продольный разрез.

ментов турбогенераторов может быть достигнута при совершенствовании системы вентиляции.

Общезвестны и широко используются способы охлаждения ротора с наклонными каналами, выполненными внутри обмотки или по ее боковым стенкам и с забором газа из воздушного зазора с помощью системы заборник — дефлектор. Такой способ охлаждения обмотки ротора использован в турбогенераторах серии ТВВ и ТВФ отечественного производства, а также в зарубежных турбогенераторах широкого диапазона мощностей.

При такой, в принципе весьма эффективной, системе охлаждения обмотки ротора водородом имеют большое значение напорные характеристики системы заборник — дефлектор.

До начала 70-х годов исследование и совершенствование системы дефлектор — заборник шло по пути выбора оптимальной конфигурации и радиальных размеров дефлекторов и заборников, способов их установки на поверхности бочки ротора. При этом следует отметить имеющее место противоречие, связанное с выбором высоты выступающей части клиньев с системой заборников и дефлекторов. Простое увеличение высоты выступающей в зазор части клина ротора с заборниками не всегда приводит к увеличению расхода газа через каналы ротора, ибо одновременно увеличивается тангенциальная составляющая скорости газа в зазоре, что приводит к снижению напорных характеристик системы заборник — дефлектор в роторе. В результате этих исследований были выбраны конфигурации дефлекторов и заборников, обеспечивающие поступление в каналы обмотки ротора водорода, движущегося со скоростью до 30—40 м/сек.

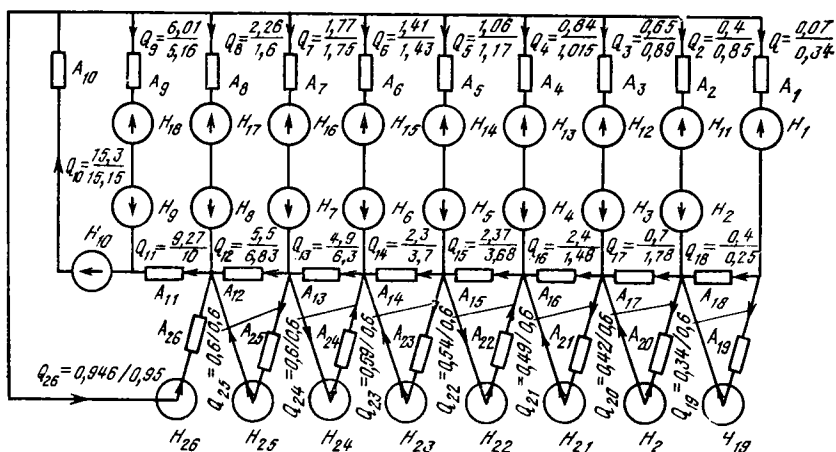


Рис. 2. Вентиляционная схема замещения турбогенератора ТВВ-320-2.

A_1 — A_{26} — аэродинамические сопротивления; H_1 , H_{11} — H_{18} — напоры от вращающегося газа в зазоре; H_2 — H_9 — фиктивные напоры; H_{10} — напор осевого вентилятора; H_{19} — H_{25} — напоры системы заборник — дефлектор; H_{26} — напор от эффекта самовентиляции лобовых частей ротора.

В современных мощных турбогенераторах из условий статической устойчивости машины радиальные зазоры между бочкой ротора и расточкой активной стали статора у крупных турбогенераторов выполняются от 65 (турбогенератор 100 МВт) до 150 мм (турбогенератор 1200 МВт).

Элементарный анализ состояния газового потока в зазоре между ротором и расточкой статора показывает следующее.

1. Газовый поток, перемещаясь вслед за вращающимся со скоростью 3000 об/мин ротором, обладает высокой кинетической энергией, достигающей для турбогенераторов 300—500 МВт 30 000 Вт·с, которая зависит от шероховатости поверхности ротора, количества газа, выходящего из вентиляционных каналов обмотки ротора и активной стали статора, а также от конструктивных особенностей заборников, дефлекторов роторов турбогенераторов серии ТВВ и ТВФ. Эта энергия вращающегося потока газа в современных турбогенераторах никак не используется.

2. Вращение газа в зазоре со значительными тангенциальными скоростями, достигающими для турбогенераторов 300—500 МВт 70—80 м/с, создает противодавление основного потоку охлаждающего газа, поступающему со стороны спинки к расточке статора (для турбогенератора с вытяжной или многоструйной радиальной системой вентиляции). Это противодавление может достигать, например, для турбогенератора ТВВ-320—2, около 2000 Па, что приводит к снижению расхода газа в турбогенераторе.

3. Вращение газа в зазоре в тангенциальном направлении значительно снижает эффективность работы системы заборник — дефлектор, являющихся напорными элементами для ротора в вентиляционных схемах турбогенераторов серий ТВФ и ТВВ. Это снижение является следствием того, что напор газа, создаваемый системой дефлектор — заборник в роторе, находится в квадратичной зависимости от скорости ротора относительно вращающегося в зазоре газа.

4. Вращающийся поток газа в зазоре турбогенераторов с вытяжной системой вентиляции (ТВВ-165-2, ТВВ-200-2, ТВВ-320-2 и ТГВ-200) создает неравномерность прохождения газа по радиальным отсекам (при этом надо иметь в виду, что в этих машинах в зазоре вдоль длины машины в каждый момент времени находится различный объем газа, создающий различное противодавление основному потоку газа).

5. Закрученный в зазоре поток газа сохраняет значительную тангенциальную скорость на подходе к вентиляторам при вытяжной системе вентиляции генератора серии ТВВ, что снижает их к. п. д. и напорные характеристики.

Эти явления не всегда учитываются при проектировании турбогенераторов и поэтому создаются объективные предпосылки для совершенствования действующего парка турбогенераторов на электростанциях. В данной статье дается информация о некоторых

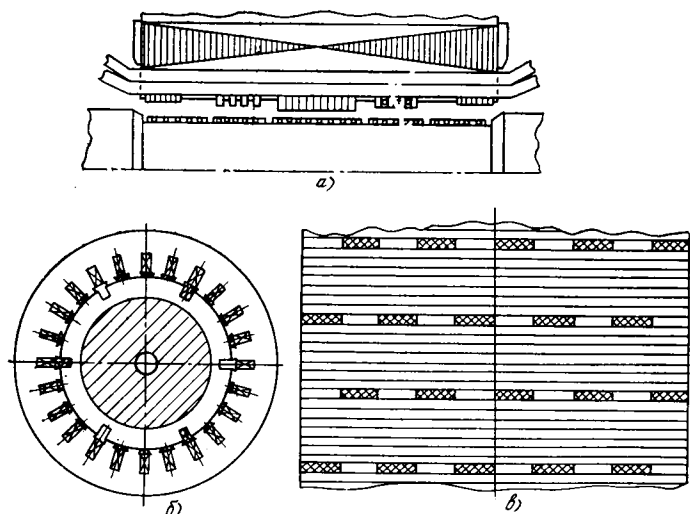


Рис. 4. Установка выступающих клиньев статора с эластичными вставками.

а — продольный разрез; б — поперечный разрез; в — развертка поверхности расточки статора.

путях совершенствования систем вентиляции турбогенераторов путем установки специальных устройств в зоне воздушного зазора.

В Центральном конструкторском бюро Главэнергоремонта Минэнерго СССР, начиная с 1960 г., ведутся работы в этом направлении. В расточке статора было предложено устанавливать выступающие в зазор пазовые клинья статора, на что было получено авторское свидетельство на изобретение с приоритетом от 26 ноября 1960 г. [Л. 1].

Первоначально установка выступающих клиньев статора предназначалась только для затормаживания газа в зазоре и, как следствие, для повышения скорости движения заборников ротора относительно газа и увеличения эффективности их работы.

Такие выступающие в воздушный зазор не более, чем на 25 мм сплошные пазовые стеклотекстолитовые клинья впервые были установлены на турбогенераторах ТВФ-60-2 Ярославской ТЭЦ-3 в 1972 г. (рис. 1, а). В результате были достигнуты весьма скромные результаты: средняя температура ротора при номинальной нагрузке снизилась на 9,5°C; превышение температуры обмотки и активной стали статора увеличилось на 1—2°C. Для достижения максимального эффекта охлаждения обмотки ротора

Электростанция и год установки турбогенератора	Тип турбогенератора	Вариант исполнения	Превышения температуры °C		
			Обмотки		Сталь статора
			ротора	статора	
Краснодарская ГРЭС, 1960	ТВВ-165-2	По рис. 3	81/93	55/—	61/—
Конаковская ГРЭС, 1973	ТВВ-320-2	По рис. 1, б, в	95/125*	63/65	102/83
			93/122	66/71,5	90/85
			94/111	66/62	77/102
			90/126	68/63	81/109
Среднеуральская ГРЭС, 1974	ТВВ-320-2	По рис. 4	87/110	62/65	82,7/95
			103/112	—/61	97,5/82,5
Беловская ГРЭС, 1974	ТГВ-300	По рис. 1, г	80/80	100/105	95/115
			89/113	65,4/65,4	75/68,2
Красноярская ГРЭС, 1978	ТВВ-165-2	По рис. 1, д	85/112	65/—	75/—
Назаровская ГРЭС, 1978	ТВВ-165-2	По рис. 1, д	85/112	65/—	75/—
Конаковская ГРЭС, 1979	ТВВ-320-2	По рис. 1, д	93/122	64/68,5	78/130
Костромская ГРЭС, 1979	ТВВ-320-2	По рис. 1, д	100/115	78/69	75/77,5
Черепетская ГРЭС, 1979	ТВВ-320-2	По рис. 1, д	95/—	85,5/—	66,5/—

Примечание. В таблице для обмотки ротора приведены средние превышения температур; для стали статора и обмотки статора — максимальные.

* В числителе указаны значение температуры после реконструкции турбогенератора, в знаменателе — до реконструкции.

необходимо обеспечить максимальную высоту выступающей в воздушный зазор части пазового клина статора. Это было достигнуто путем изготовления комбинированных клиньев (рис. 1, б, в), состоящих из жесткой стеклотекстолитовой части, удерживающей обмотку статора, и эластичной, резиновой части пазового клина, выступающего в воздушный зазор [Л. 2]. Эластичная часть клина с одной стороны позволяет обеспечить свободную заводку ротора генератора, с другой стороны, эффективно тормозит поток газа в воздушном зазоре. Такие клинья установлены, например, на 30 турбогенераторах ТВВ-320-2. На рис. 2 показана вентиляционная схема замещения турбогенератора этого типа, на которой помечены значения расхода газа по отдельным участкам вентиляционного тракта машины. Цифрами в числителе указаны скорости газа до реконструкции, в знаменателе — после реконструкции. Расчеты выполняются на ЭВМ по программе и методике, разработанной в ЦКБ [Л. 3]. Как видно из рис. 2, значительно возрастают расходы газа через пазовую часть обмотки ротора генератора.

Данные по снижению перегревов обмотки ротора на турбогенераторах этого типа приведены в таблице. Одновременно расчетами и экспериментальной проверкой было отмечено, что установка сплошных клиньев в воздушный зазор приводит к созданию повышенного статистического давления в зоне воздушного зазора непосредственно перед клиньями, к некоторому сокращению расхода газа через радиальные каналы статора в этих зонах, и как следствие, к местным перегревам активной стали.

Для устранения этого нежелательного явления было предложено устанавливать пазовые клинья не сплошными по длине, а в виде ребер с чередующимися по длине поперечными пазами и зубцами [Л. 1]. При работе турбогенератора выступающие зубцы клиньев (рис. 3) тормозят вращающийся в тангенциальном направлении поток газа, обеспечивая увеличение скорости газа относительно ротора и эффективное его охлаждение, а пазы в клиньях устраняют местные зоны с повышенными давлениями газа в зазоре и, как следствие, местные перегревы статора. Выступающие в воздушный зазор пазовые клинья этого типа были установлены, начиная с 1974 г. на турбогенераторах типа ТВВ-165-2 Краснодарской, Невинномысской ТЭЦ, на турбогенераторах типа ТВВ-320-2. Среднеуральской и других ГРЭС. Результаты тепловых испытаний этих турбогенераторов приведены в таблице.

Дальнейшее совершенствование способа установки выступающих в воздушный зазор пазовых клиньев статора нашло отражение в [Л. 4], где было предложено располагать выступы пазовых клиньев в расточке статора в шахматном порядке (рис. 4). Такое расположение пазовых клиньев статора, выполненное в четырех, восьми и двенадцати пазах позволило свести противодавления газа на набегающей кромке выступа клина до минимума. Установка клиньев в расточке статора в шахматном порядке вы-

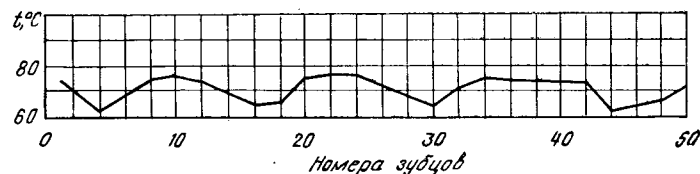


Рис. 5. Распределение температуры стали статора по окружности сердечника турбогенератора.

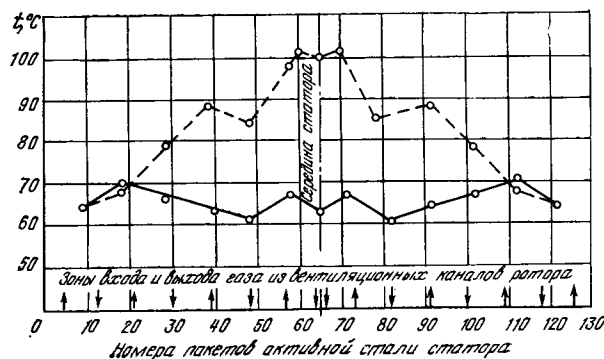


Рис. 6. Распределение температуры стали статора по длине сердечника статора

— до реконструкции; — после реконструкции.

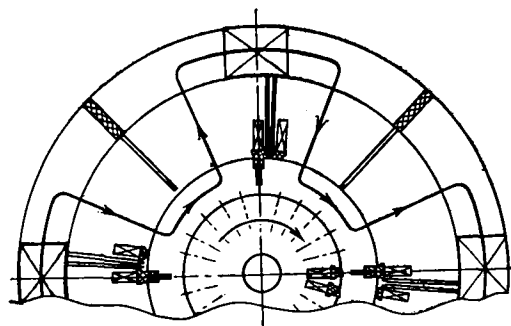


Рис. 7. Тангенциальная система вентиляции турбогенератора с охладителями, расположенными на периферии статора.

полнялась на турбогенераторах серии ТВФ на турбогенераторах с поверхностным охлаждением, мощностью до 100 МВт и в турбогенераторах серии ТВВ.

Для улучшения охлаждения отдельных нагретых участков зубцовой зоны активной стали статора с одновременным снижением закрутки газа в воздушном зазоре машины были предложены выступающие в воздушный зазор пазовые клинья статора (рис. 1,2) с перепускными окнами и пазами [Л. 5], обеспечивающими снижение максимальной температуры зубцовой зоны активной стали статора в месте их установки на 8—12°C. Такие клинья были установлены со стороны турбины в торцевой зоне активной стали статора турбогенератора ТГВ-300 Ставропольской ГРЭС.

Здесь уместно также отметить, что на ЛПЭО «Электросила» было предложено установить в статорах турбогенераторов типа ТВВ-800-2 и ТВВ-1200-2 выступающие в воздушный зазор пазовые клинья статора, аналогично описанным в [Л. 2 и др.]. Оригинальный способ установки пазовых клиньев в турбогенераторах с тангенциальной системой вентиляции позволил достичь весьма низких значений превышения температур в обмотке ротора.

Наибольшая эффективность была достигнута от установки специальных клиньев на турбогенераторе ТВВ-320-2 Конаковской ГРЭС в 1978 г. [Л. 6, Л. 7]. Следует указать, что этот турбогенератор задолго до реконструкции был всесторонне оснащен термодатчиками. Температурный контроль за тепловым состоянием турбогенератора осуществляется по 63 штатным термодатчикам, установленным при изготовлении на ЛПЭО «Электросила» и посредством 58 термопар, заключенных в зубцы и вентиляционные каналы активной стали статора. На рис. 5 и 6 показаны распределения температуры активной стали статора по окружности и вдоль сердечника статора, полученные по результатам тепловых испытаний турбогенератора ТВВ-320-2 Конаковской ГРЭС после реконструкции системы вентиляции. Результаты тепловых испытаний показали, что в результате модернизации обеспечивается:

значительное снижение превышений температур активных частей турбогенератора как в статоре, так и в роторе (см. таблицу и рис. 6), что эквивалентно повышению его мощности на 25—30%;

выравнивание температур зубцовой зоны как по длине ротора статора, так и по окружности;

снижение и выравнивание перегревов активной стали по высоте пакетов и по окружности спинки стали статора.

Использование выступающих в воздушный зазор пазовых клиньев статора может найти весьма широкое применение в турбогенераторах с различными системами охлаждения газом (вытяжная, радиальная, радиально-аксиальная и др.). Как пример такого применения рассмотрим тангенциальную систему вентиляции турбогенератора с охладителями, расположенными на периферии статора вдоль продольной оси машины [Л. 8].

Если в такой машине в зоне установки газоохладителей расположить выступающие в воздушный зазор машины пазовые клинья статора, то может быть организована система вентиляции турбогенератора. Охлаждение активных частей такой электрической машины, в которой роль вентилятора выполняет вращающаяся бочка ротора, происходит следующим образом: при вращении ротор увлекает за собой слой газа в зазоре между ротором и статором, который, встречая на своем пути перегородку, создает перед ней зону повышенного давления и зону разрежения за ней. За счет указанной разности давлений осуществляется движение газа по схеме: зазор — радиальный канал — газоохладитель — радиальные каналы — зазор и т. д. (см. рис. 7).

Выводы. 1. Установка разработанных конструкций специальных клиньев применительно к турбогенератору 300 МВт, работающему с номинальным cos φ позволяет уменьшить максимальные перегревы в обмотке ротора на 50°C и активной стали статора на 25—30°C.

2. Использование новых решений в конструкциях пазовых клиньев обмотки статора, а также наиболее совершенных систем вентиляции газом обмотки ротора позволяет создать высоконадежные двух- и четырехполюсные турбогенераторы с водородным охлаждением обмотки ротора и активной стали статора.

4. Целесообразно осуществить дополнительный комплекс исследований с целью выбора оптимальных размеров и габаритов дефлекторов и заборников обмотки ротора, работающих совместно с системой выступающих в воздушный зазор клиньев статора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А. с. 550723 (СССР). Электрическая машина с газовым охлаждением/ В. Ю. Аврух. Оpubл. в Б. И., 1977, № 10.
2. А. с. 509947 (СССР). Пазовый клин обмотки статора электрической машины/ В. Ю. Аврух, Ю. И. Азбукин, Л. А. Дугинов и др. Оpubл. в Б. И., 1976, № 13.
3. Математическое моделирование на ЭВМ вентиляционных систем турбогенераторов/ В. Ю. Аврух, Л. А. Дугинов, И. Г. Карпушина, В. Л. Шифрин. — Электротехника, 1975, № 12.
4. А. с. 641591 (СССР). Электрическая машина с газовым охлаждением/ В. Ю. Аврух, Л. А. Дугинов, Ю. И. Азбукин, Н. М. Портнов. Оpubл. в Б. И., 1979, № 1.
5. А. с. 664259 (СССР). Электрическая машина с газовым охлаждением/ В. Ю. Аврух, Л. А. Дугинов, Я. С. Уринцев, Е. Х. Глидер. Оpubл. в Б. И., 1979, № 19.
6. А. с. 837337 (СССР). Электрическая машина с газовым охлаждением/ Л. А. Дугинов, В. Ю. Аврух, В. А. Шелепов и др. Оpubл. в Б. И., 1981, № 38.
7. А. с. 930501 (СССР). Электрическая машина с газовым охлаждением/ В. Ю. Аврух, Ю. И. Азбукин, Л. А. Дугинов и др. Оpubл. в Б. И., 1982, № 19.
8. А. с. 703882 (СССР). Электрическая машина с газовым охлаждением/ В. Ю. Аврух, Ю. И. Азбукин, Н. М. Портнов и др. Оpubл. в Б. И., 1979, № 46.

[11.06.81]

ИМЕЕТСЯ В ПРОДАЖЕ И ВЫСЫЛАЕТСЯ НАЛОЖЕННЫМ ПЛАТЕЖОМ УЧЕБНИК

Электрические измерения/Л. И. Байда, Н. С. Добротворский, Е. М. Душин и др.—5-е изд., перераб. и доп.—1980.—392 с., ил.—В пер.: 1 р. 10 к.

Для студентов электротехнических и энергетических вузов и факультетов. Может служить пособием в практической работе инженеров-электриков различных специальностей.

Заказы направлять по адресу:

232738, г. Вильнюс, Вилкпедес, 20, Республиканская книжная база

Расширение диапазона работы импульсных датчиков скорости с Т-образным магнитопроводом

КОЛЕСОВ Ю. А., КРИВОВ А. А.

Москва

В качестве датчиков скорости или углового положения вращающихся валов широко применяются импульсные датчики скорости генераторного типа, работающие совместно с зубчатым диском из магнитомягкого материала или с одиночным зубом (впадиной). Основными элементами генераторного датчика импульсного типа являются источник м. д. с. (как правило постоянный магнит), магнитопровод и чувствительный элемент, реагирующий на изменение магнитного потока. В качестве чувствительного элемента в датчиках могут быть использованы обмотки, а также гальвано-магнитные полупроводниковые элементы, реагирующие на магнитное поле, например датчики Холла, магнитодиоды, гальвано-магниторекомбинационный элемент (ГМРЭ).

Основным достоинством полупроводниковых чувствительных элементов является независимость амплитуды выходного сигнала от скорости вращения, что делает возможными измерения практически от нулевых скоростей. Однако гальваномагнитные элементы обладают рядом недостатков (например, низкая чувствительность элемента Холла). Магнитодиод имеет большие размеры в направлении поля (не менее 1 мм) и обладает низкими частотными свойствами, а ГМРЭ имеет ограниченный температурный диапазон. Общим недостатком перечисленных элементов является необходимость постороннего источника питания и наличие в сигнале постоянной составляющей, зависящей от значения воздушного зазора. Последнее обстоятельство затрудняет применение полупроводниковых элементов в датчиках, работающих при больших изменениях воздушного зазора, вызванных, например, допусками на изготовление или биением ротора.

Анализ чувствительных элементов показывает, что в настоящее время наиболее приемлемым чувствительным к изменению магнитного потока элементом является обмотка. Основным недостатком генераторных датчиков с обмотками следует считать зависимость амплитуды выходного сигнала и индуктивного сопротивления обмотки от частоты вращения вала. Это затрудняет измерение на малых частотах вращения из-за низкой амплитуды выходного сигнала. На больших частотах из-за увеличения индуктивного сопротивления обмотки появляется запаздывание опорного импульса.

Таким образом, расширение скоростного диапазона работы импульсного датчика скорости генераторного типа должно вестись в направлении повышения амплитуды выходного сигнала на малых частотах и уменьшения индуктивности обмотки.

Конструктивно широко применяемый генераторный датчик состоит из магнита и цилиндрического полюсного наконечника с расположенной на ней многовитковой катушкой. Около свободного конца наконечника расположен вращающийся зубчатый диск (шестерня).

В любой точке объема, занятого катушкой, значение индукции различно. Поскольку витки обмотки распределены как по радиусу, так и по длине полюсного наконечника, можно предположить, что при вращении диска изменение потокосцепления $d\Phi/dt$ в каждой точке объема, заполненного обмоткой, а следовательно, и э. д. с., наводимые в каждом витке, будут различными. Получение аналитического выражения функции $d\Phi/dt = f(l, r)$ затруднительно, поэтому целесообразно провести экспериментальное исследование этой характеристики. В исследуемой конструкции был применен постоянный магнит из феррита бария размером 15×10 мм и полюсный наконечник размером 5×25 мм.

Для определения указанной характеристики были изготовлены плоские измерительные катушки со средними радиусами $r_1 < r_2 < r_3 = r_m < r_4$ (r_m — радиус магнита), закрепленные концентрично на каркасе. При вращении зубчатого диска с постоянной скоростью в катушках наводится переменная э. д. с., пропорциональная $d\Phi/dt$ в данной точке исследуемого объема. На рис. 1 приведены значения амплитуды э. д. с. и функции $d\Phi/dt$ катушек с различными радиусами в зависимости от положения. Из графиков видно, что в объеме, не выступающем за диаметр магнита, величина $d\Phi/dt$ мало зависит от радиуса витка, однако, в значительной степени зависит от расположения по длине наконечника. Если радиус обмотки витков больше радиуса магнита, т. е. $r_4 > r_m$, то наводимая в этих витках э. д. с. мала, поэтому нецелесообразно, чтобы витки катушки выступали за размеры

магнита. При приближении к магниту наводимая в витках э. д. с. уменьшается.

Дальнейшее исследование магнитного поля генераторного датчика проводилось с помощью плоской измерительной катушки, наружный диаметр которой не превышал наружный диаметр магнита. На рис. 2 приведены зависимости амплитуд э. д. с.

измерительной катушки $\left(\frac{d\Phi}{dt}\right)_{\max}$ от ее положения для различных

длин полюсного наконечника. При заполнении длины полюсного наконечника обмоткой число витков пропорционально длине наконечника l . Наводимая в датчике в этом случае э. д. с.

$$e_g = w_0 \int_0^l \frac{d\Phi}{dt} dl, \quad (1)$$

где w_0 — число витков на единицу длины полюсного наконечника.

Следовательно, интегрируя функции $\left(\frac{d\Phi}{dt}\right)_{\max}$, получим зна-

чения, пропорциональные амплитудам э. д. с. $E_{g \max}$, для датчиков с различной длиной полюсных наконечников. Эта зависимость показана на рис. 2 точками на пунктирной кривой. Как видно из рис. 2, такая зависимость имеет максимум. Следовательно, в каждом типоразмере генераторных датчиков с Т-образным магнитопроводом максимальная амплитуда сигнала может быть получена при определенной длине полюсного наконечника. Точками на сплошной кривой на рис. 2 показаны экспериментальные значения э. д. с. генераторных датчиков с различной длиной полюсных наконечников и соответственно с разным числом витков. Как видно из графика, при $l=20$ мм для рассматриваемой магнитной системы амплитуда выходного сигнала в режиме х. х. достигает наибольшего значения. В режиме с нагрузкой максимальная амплитуда сигнала получается при несколько меньших длинах полюсного наконечника, причем это уменьшение пропорционально отношению активного сопротивления катушки к сопротивлению нагрузки.

Таким образом, одним из путей повышения амплитуды сигнала генераторного датчика является правильный выбор длины полюсного наконечника. Для анализа работы генераторного датчика с нагрузкой рассмотрим эквивалентную схему магнитной цепи, приведенную на рис. 3. Для получения удобного для анализа выражения обмотка W принята сосредоточенной, т. е. потокосцепление всех ее витков одинаково, и в ней наводится та же э. д. с., что и в реальной распределенной обмотке, т. е.

$$W \frac{d\Phi_3}{dt} = w_0 \int_0^l \frac{d\Phi}{dt} dl.$$

В схеме приняты следующие обозначения: F и G_m — намагничивающая сила и проводимость магнита; G_s — проводимость потока, не сцепленного с зубчатым диском и обмоткой; G_e — проводимость полюсного наконечника и корпуса; G_a и G_b — проводимости между торцом наконечника и зубчатым диском и между зубчатым диском и полюсом магнита. Проводимость G_a может быть представлена в виде постоянной и переменной составляющих:

$$G_a = G_0 [1 + af(a)],$$

где G_0 — постоянная составляющая; a — амплитуда; $f(a)$ — функция, выражающая закон изменения переменной составляющей.

Поскольку воздушный зазор, как правило, соизмерим с зубцовым делением зубчатого диска, глубина модуляции невелика и можно считать, что $a \ll 1$. С учетом этого проводимость по-

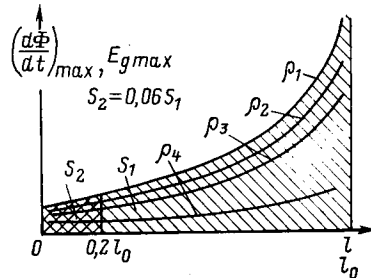


Рис. 1.

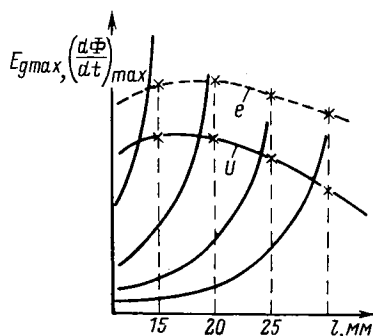


Рис. 2.

ока Φ_3 по воздуху

$$G = G_{r0} [1 + af(\alpha)] k_1; \quad k_1 = \frac{G_B}{G_B + G_0}.$$

Решая уравнения, составленные для эквивалентной схемы (рис. 3), получаем выражение для потока Φ_3 , сцепленного с обмоткой:

$$\Phi_3 = F k_1 k_2 \frac{G_0 [1 + af(\alpha)]}{1 + \frac{G_0 k_1}{G_c}}, \quad (2)$$

где

$$k_2 = \frac{G_M}{G_M + G_S + \frac{G_0 k_1}{1 + \frac{G_0 k_1}{G_c}}}.$$

Для дальнейшего анализа примем закон изменения переменной составляющей проводимости косинусоидальным, т. е. $f(\alpha) = \cos(\alpha)$, где $\alpha = 2\pi nzt = \omega t$. В этом случае э. д. с. выходного сигнала

$$e = -W \frac{d\Phi_3}{dt} = F k_1 k_2 \frac{W \omega a G_0 \sin \omega t}{1 + \frac{G_0 k_1}{G_c}}. \quad (3)$$

Как видно из (3), э. д. с. пропорциональна м. д. с. магнита F , числу витков W , частоте ω и амплитуде переменной составляющей aG_0 . Коэффициент k_2 зависит в большей мере от проводимости G_s , поэтому применение корпуса из ферромагнитного материала приводит к увеличению амплитуды э. д. с. Максимальное значение амплитуды переменной составляющей aG_0 обеспечивается выбором длины полюсного наконечника и геометрических размеров зубцовой зоны (шаг диска по зубцам; диаметр торца полюсного наконечника, обращенного к диску) [Л. 1]. Поскольку проводимость полюсного наконечника G_c на малых частотах намного больше проводимости G_0 , то на значение э. д. с. на малых оборотах эта проводимость влияния не оказывает. Для определения влияния полюсного наконечника и корпуса датчика на э. д. с. в большом диапазоне частот рассмотрим влияние вихревых токов в полюсном наконечнике и корпусе. Магнитная проводимость короткозамкнутого витка при отсутствии рассеивания $G_c = r/j\omega$, где r — активное сопротивление.

Подставляя G_c в (3) и переходя к символическому методу, получаем

$$\dot{E}_{x,x} = F \frac{k_1 k_2 a G_0 W e^{j\omega t}}{1 + \frac{j\omega G_0 k_1}{r}}. \quad (4)$$

Из (4) видно, что изменение фазы э. д. с. (запаздывание сигнала) зависит от активного сопротивления витка. Следовательно, для уменьшения запаздывания сигнала необходимо применять материал магнитопровода с минимальными потерями на вихревые токи, а корпус датчика должен быть выполнен из неферромагнитного и неэлектропроводного материала (табл. 1).

Рассмотрим влияние нагрузки на значение выходного напряжения датчика. В режиме с нагрузкой выходное напряжение

$$\dot{U} = \dot{E}_{x,x} \frac{1}{1 + \frac{r_0(W^2) + j\omega L(W^2)}{R_H}}, \quad (5)$$

Таблица 1

Параметры датчика	Материал экспериментального корпуса датчика		
	Ст. 3	Сплав ЦА-4	Неэлектропроводный материал
Амплитуда э. д. с. при 100 Гц, В	0,8	1,06	1,06
Запаздывание (град.) сигнала в диапазоне частот 100—1000 Гц	1,9	2,5	1,0

Таблица 2

Параметры датчика	Тип датчика		
	С полной катушкой $W = 5000$ вит.	С укороченной катушкой $W = 4500$ вит.	С укороченной катушкой $W = 4000$ вит.
Сопротивление обмотки, Ом	380	340	300
Индуктивность, Н	0,425	0,32	0,20
Напряжение (В) $f = 100$ Гц	$R_H = \infty$	1,06	1,03
	$R_H = 1$ кОм	0,76	0,77
	$R_H = 0,5$ кОм	0,6	0,61
Запаздывание (град) импульса в диапазоне частот 100 — 10 000 Гц при $R_H = 1$ кОм	1,81	1,4	1,15

где r_0 — активное сопротивление обмотки; L — индуктивность обмотки.

При заданных габаритах обмотки r_0 и L пропорциональны W^2 . При малых частотах индуктивное сопротивление мало и им можно пренебречь. Из (5) видно, что увеличение витков позволяет повысить напряжение на малых частотах лишь при $r_0 < R_H$. При $r_0 < R_H$ напряжение с увеличением витков уменьшается. При повышении частоты вращения возрастает индуктивное сопротивление обмотки, что приводит к запаздыванию сигнала. Рассмотрим возможные пути уменьшения индуктивности обмотки. Уменьшение числа витков одновременно со снижением индуктивности приводит к уменьшению амплитуды э. д. с. на малых частотах. Экспериментально было определено значение индуктивности плоской измерительной катушки в зависимости от ее положения на полюсном наконечнике.

Было выявлено, что максимальную индуктивность катушка имеет вблизи магнита. При удалении от магнита значение индуктивности падает.

Таким образом, витки катушки, находящиеся вблизи магнита, обладают максимальной индуктивностью. С другой стороны, анализируя зависимость, приведенную на рис. 1, можно убедиться, что э. д. с. 20% витков катушки, находящихся вблизи магнита

$$\left(e_{20\%} = w_0 \int_0^{0,2l_0} \frac{d\Phi}{dt} dl \right), \text{ не превышает 6\% э. д. с. всей катушки}$$

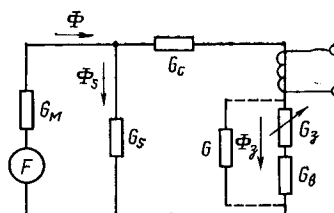


Рис. 3.

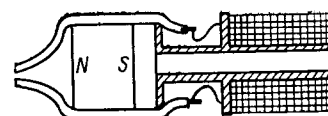


Рис. 4.

Характеристики для расчета передаваемого момента электромагнитных гистерезисных муфт

ЕРМИЛОВ М. А., ГЛУХОВ О. М.
Москва

Электромагнитные гистерезисные муфты (ЭГМ) разработаны для применения в маломощных следящих электроприводах в качестве исполнительных или корректирующих элементов [Л. 1 и 2]. Применять ЭГМ целесообразно, главным образом, в тех случаях, когда использование электромагнитных муфт с механической связью (фрикционных, порошковых) оказывается невозможным из-за недостаточной стабильности их рабочих характеристик или из-за недостаточной продолжительности безотказной работы.

Механическая характеристика ЭГМ, якорь которых изготовлен из магнитно-твердого материала (МТМ) с высоким удельным электрическим сопротивлением, имеет вид ступени [Л. 3]. Муфты с такой механической характеристикой могут быть использованы в качестве ограничителей вращающего момента; в связи с этим наибольший момент, который способна передать ЭГМ при сохранении «жесткого» (без проскальзывания) сцепления ведущей и ведомой частей, в дальнейшем называется ограничиваемым моментом. Значение ограничиваемого момента можно регулировать путем соответствующего изменения тока возбуждения муфты.

Определение ограничиваемого момента — важная задача электромагнитного расчета ЭГМ. Приближенные оценки обычно производят по формуле [Л. 3 и 4]:

$$M_{огр} = p r_r V_r / 2\pi, \quad (1)$$

где $M_{огр}$ — ограничиваемый момент; p — число пар полюсов индуктора; V_r — объем МТМ активной части якоря (объем кольцевого гистерезисного слоя); r_r — удельные потери энергии на перемагничивание МТМ (удельные гистерезисные потери).

Расчетанные по формуле (1) значения ограничиваемого момента могут существенно отличаться от фактических (измеренных) из-за некорректного определения r_r . Обычно пользуются значениями r_r , полученными путем планиметрирования статических симметричных петель гистерезиса МТМ и соответствующими так называемому пульсационному перемагничиванию, т. е. перемагничиванию МТМ в «одноосном» медленно изменяющемся поле. Однако расчеты магнитного поля возбуждения ЭГМ, выполненные по алгоритму «склеивания» [Л. 5], показали, что при обычно реализуемых сочетаниях геометрических параметров активной зоны перемагничивание МТМ якоря существенно сложнее пульсационного.

Достоверные значения r_r при сложном перемагничивании МТМ якоря могут быть определены лишь при физическом моделировании ЭГМ; при этом получают средние по объему V_r значения удельных гистерезисных потерь — эмпирические удельные значения. По указанной причине при усовершенствовании традиционных и разработке новых методик расчета ограничиваемого момента приходится использовать эмпирические соотношения — так называемые регрессионные модели.

Синтез регрессионной модели для расчета ограничиваемого момента. Согласно соотношению, известному из приложений теории подобия к исследованиям электромагнитных процессов в электрических машинах, значение электромагнитного вращающего момента синхронной машины с цилиндрическим ротором

прямо пропорционально квадрату числа пар полюсов индуктора, квадрату длины полюсного деления τ и расчетной длине активной части якоря l_δ [Л. 6]. В соответствии с этим положением ограничиваемый момент ЭГМ с цилиндрическим тонкостенным якорем можно выразить в виде

$$M_{огр} = \varepsilon p^2 \tau^2 l_\delta$$

или

$$M_{огр} = \sigma D_r^2 l_\delta, \quad (2)$$

где ε и σ — так называемые коэффициенты использования габаритного объема якоря [Л. 3] (величины, обратно пропорциональные электромагнитной постоянной Эрнольда); D_r — диаметр кольцевого гистерезисного слоя:

$$D_r = 2\pi\tau/\pi; \quad \sigma = 0,25\pi^2\varepsilon.$$

Формула (2) принята в качестве исходного соотношения синтезируемой модели (аналогичный вид имеют соотношения, используемые при расчете передаваемого момента электромагнитных муфт многих типов — фрикционных, порошковых, индукционных муфт скольжения [Л. 7]).

Из условий подобия электромагнитных полей и процессов в электрических машинах [Л. 6] следует, что ε и σ являются зависимыми размерными критериями подобия процессов магнитного силового взаимодействия полюсной системы и якоря ЭГМ в предельном синхронном режиме работы. Для реализации подобия в пределах активных зон ЭГМ достаточно, чтобы соблюдались следующие условия:

муфты изготовлены из одинаковых активных материалов и по единой технологии;

муфты геометрически подобны в пределах активных зон; интенсивности и предьстория намагничивающего поля в активных зонах муфт одинаковы.

Для количественной оценки интенсивности намагничивающего поля в активной зоне ЭГМ в дальнейшем применяются два критерия — удельная междуполюсная м. д. с. f_{NS} и среднее (на протяжении полюсного деления) значение магнитной индукции в рабочем зазоре B_δ ср. Эти критерии связаны с соответствующими интегральными величинами соотношениями:

$$f_{NS} = F_{NS}/\tau; \quad B_\delta \text{ ср} = \Phi_\delta/\tau l_\delta,$$

где F_{NS} — междуполюсная м. д. с., равная магнитному напряжению на участке эквивалентной магнитной цепи, соответствующем рабочему воздушному зазору и гистерезисному слою; Φ_δ — главный магнитный поток полюса (зубца), устанавливающийся в режиме холостого хода.

(Специально проведенные эксперименты показали, что при переходе муфты из режима холостого хода в предельный синхронный режим работы главный магнитный поток изменяется весьма незначительно.)

$$\left(e_{100\%} = w_0 \int_0^{l_0} \frac{d\Phi}{dt} dl \right). \text{ Следовательно, исключив витки, находя-$$

щиеся вблизи магнита, можно существенно снизить индуктивность катушки. Амплитуда э. д. с. в режиме х. х. уменьшается незначительно, а амплитуда напряжения в режиме с нагрузкой может даже возрасти из-за уменьшения активного и индуктивного сопротивления. Конструктивная схема датчика с укороченной обмоткой приведена на рис. 4.

В табл. 2 приведены параметры датчиков с полной и укороченными (на 10% и 20%) катушками. Как видно из таблицы, укорочение катушки за счет исключения витков, находящихся вблизи магнита, существенно улучшает параметры датчика. Кроме того, уменьшается количество обмоточного провода, снижается общая масса датчика и повышается его технологичность за счет освобождения места для заделок выводных концов.

Выводы. 1. Для каждого типоразмера генераторного датчика с обмоткой существует оптимальная длина полюсного нако-

нечника, при которой амплитуда выходного напряжения при прочих равных условиях (диаметр провода, коэффициент заполнения) будет максимальна.

2. Для увеличения амплитуды выходного сигнала на минимальных частотах и снижения запаздывания сигнала датчика корпус датчика целесообразно изготавливать из неферромагнитного, неэлектропроводного материала.

3. Дальнейшая оптимизация генераторного датчика может быть осуществлена укорочением катушек вблизи магнита. Размер катушки определяется в каждом случае исходя из конкретных требований, предъявляемых к датчику (амплитуда выходного напряжения, угол запаздывания импульса при различных сопротивлениях нагрузки).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шаров В. С. Электромагнитные индукторные генераторы. — М.: Госэнергоиздат, 1961.
2. Агейкин Д. И., Костина Е. Н., Кузнецова Н. Н. Датчики контроля и регулирования. — М.: Машиностроение, 1965.

[30.07.81]

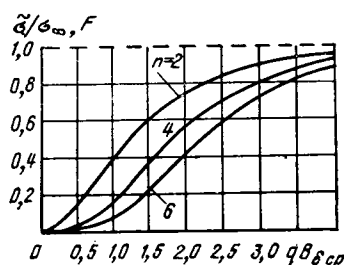
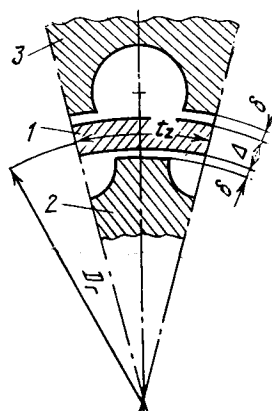


Рис. 1. Графики аппроксимирующей функции (3) при различных значениях показателя степени.

Рис. 2. Фрагмент поперечного сечения активной зоны ЭГМ, соответствующий одному зубцовому делению (сектору)

1 — якорь; 2 — внутренняя полюсная система индуктора; 3 — наружная полюсная система индуктора.



Зависимость $B_{\delta \text{ ср}}(f_{NS})$ одинакова для всех подобных ЭГМ и называется критериальной характеристикой намагничивания активной зоны. Эта характеристика может быть рассчитана на ЦВМ [Л. 5 и 8] или получена путем физического моделирования.

Соотношение для расчета коэффициента использования σ формировалось в таком же виде, какой имеют соотношения аналогичного назначения, применяемые при электромагнитных расчетах порошковых и индукционных муфт [Л. 7]:

$$\tilde{\sigma} = cF(B_{\delta \text{ ср}}),$$

где c — коэффициент пропорциональности; F — функция, аппроксимирующая зависимость коэффициента использования от интенсивности намагничивающего поля в активной зоне.

Для получения графиков аппроксимируемой зависимости были использованы статистические характеристики опытных и серийных образцов ЭГМ, выполненных по конструктивной схеме ВНИИЭМ [Л. 1 и 5] на номинальные передаваемые моменты от 0,1 до 1 Н·м.

На основании характеристик $M_{\text{огр}}(\Phi_{\delta})$ построены соответствующие критериальные характеристики — зависимости $\sigma(B_{\delta \text{ ср}})$. Предельные значения σ не превышали 10^4 Н·м/м³ при изменении индукции $B_{\delta \text{ ср}}$ в диапазоне 0—0,5 Тл.

Для аппроксимации зависимостей $\sigma(B_{\delta \text{ ср}})$ была принята трехпараметрическая функция следующего вида:

$$\tilde{\sigma} = \sigma_{\infty} [1 - \exp(-qB_{\delta \text{ ср}})]^n \text{ при } B_{\delta \text{ ср}} < 0,5 \text{ Тл}, \quad (3)$$

где q — коэффициент затухания экспоненты, Тл⁻¹; n — показатель степени; σ_{∞} — коэффициент пропорциональности, равный ординате горизонтальной асимптоты аппроксимирующей кривой (рис. 1).

На характеристику $\sigma(B_{\delta \text{ ср}})$, а, следовательно, и на значение структурных параметров σ_{∞} , q и n оказывают влияние значения геометрических параметров активной зоны, а также магнитные свойства МТМ якоря и магнитно-мягкого материала полюсных выступов (наконечников) индуктора.

Влияние магнитных свойств магнитно-мягкого материала полюсной системы весьма незначительно, так как для рассматриваемых ЭГМ с тангенциальным потоком в якоре характерны сравнительно низкие индукции в рабочем воздушном зазоре ($B_{\delta \text{ ср}} < 0,5$ Тл) и соответственно — достаточно низкие индукции в полюсных выступах (наконечниках), не превышающие значений индукции насыщения электротехнических сталей. По этой же причине практически незначительно влияние формы полюсных выступов (наконечников) и междузубцовых впадин (пазов) [Л. 8].

Влияние магнитных свойств МТМ якоря существенно. Однако, синтезируя модель, можно не связывать функционально структурные параметры (σ_{∞} , q , n) с параметрами петель гистерезиса МТМ, а выразить их в зависимости только от геометрических параметров активной зоны ЭГМ; полученную таким образом модель необходимо дополнить указанием марки использованного МТМ активной части якоря.

Для выявления тех геометрических параметров активной зоны, которые оказывают существенное влияние на значение коэффициента использования, был проведен анализ априорной информации [Л. 3, 4, 8]. Установлено, что такими параметрами являются соотношения четырех размеров поперечного сечения активной зоны — длины полюсного (зубцового) деления t , ширины полюсного наконечника (зубцовой коронки) b , толщины гистерезисного слоя Δ и размера рабочего воздушного зазора δ . Из этих четырех размеров могут быть образованы тройки соотношений — критериев геометрического подобия активных зон. Например, если за базисный размер принята длина полюсного (зубцового) деления, критериями геометрического подобия являются геометрический коэффициент полюсной дуги $\alpha = b/t$, относительная толщина гистерезисного слоя $\Delta_* = \Delta/t$ и относительный размер рабочего воздушного зазора $\delta_* = \delta/t$.

Зависимости структурных параметров от критериев геометрического подобия могут быть представлены в виде уравнений регрессии, например — в виде алгебраических полиномов второй степени:

$$\sigma_{\infty} = a_{00} + a_{01}\alpha + a_{02}\Delta_* + a_{03}\delta_* + a_{12}\alpha\Delta_* + a_{13}\alpha\delta_* + a_{23}\Delta_*\delta_* + a_{11}\alpha^2 + a_{22}\Delta_*^2 + a_{33}\delta_*^2; \quad (4)$$

$$q = b_{00} + b_{01}\alpha + b_{02}\Delta_* + b_{03}\delta_* + b_{12}\alpha\Delta_* + b_{13}\alpha\delta_* + b_{23}\Delta_*\delta_* + b_{11}\alpha^2 + b_{22}\Delta_*^2 + b_{33}\delta_*^2; \quad (5)$$

$$n = c_{00} + c_{01}\alpha + c_{02}\Delta_* + c_{03}\delta_* + c_{12}\alpha\Delta_* + c_{13}\alpha\delta_* + c_{23}\Delta_*\delta_* + c_{11}\alpha^2 + c_{22}\Delta_*^2 + c_{33}\delta_*^2. \quad (6)$$

Соотношения (2)–(6) образуют так называемый оператор модели. Завершающим этапом синтеза модели является параметрическая идентификация, т. е. получение оценок коэффициентов полиномов (4)–(6) при соответствующих экспериментальных исследованиях и расчетах. Экспериментальные исследования целесообразно проводить на универсальных физических моделях с использованием статистических методов планирования экспериментов.

При электромагнитных расчетах ЭГМ синтезированная модель используется совместно с характеристиками намагничивания активной зоны, рассчитанными на ЦВМ или полученными путем физического моделирования.

Пример параметрической идентификации. Объектом исследования являлись ЭГМ, выполненные по конструктивной схеме ВНИИЭМ [Л. 1 и 5].

В качестве физической модели для воспроизведения зависимостей $M_{\text{огр}}(\Phi_{\delta})$ использован электромагнитный гистерезисный тормоз (ЭГТ) с набором сменных полюсных систем. Полый ротор (якорь) ЭГТ был изготовлен из викаллы типа 52КФ9. Предельный синхронный режим работы ЭГМ имитировался путем максимального статического нагружения ЭГТ с помощью набора разновесков, которые подвешивались на нити, намотанной на шкив, жестко закрепленный на валу тормоза.

За базисный линейный размер при моделировании принята толщина стенки якорного стакана Δ (рис. 2). Варьируемыми геометрическими параметрами являлись относительная длина зубцового деления t_z^* и относительный размер рабочего воздушного зазора δ^* . Относительная ширина зубцовой коронки не варьировалась и была равна относительной ширине паза (в соответствии с рекомендациями [Л. 4 и 8]). Исходя из априорной информации [Л. 8] были назначены следующие диапазоны варьирования геометрических параметров (факторов): $8 \leq t_z^* \leq 16$; $0,1 \leq \delta^* \leq 0,9$. Сочетания факторов задавались в соответствии с ортогональным центральным-композиционным планом второго порядка. В результате экспериментов получено семейство характеристик $M_{\text{огр}}(\Phi_{\delta})$, которые затем представлены в критериальной форме, т. е. в виде зависимостей $\sigma(B_{\delta \text{ ср}})$. Параметры σ_{∞} , q и n аппроксимирующей функции (3) рассчитывались методом наименьших квадратов; найденные значения параметров использовались при определении коэффициентов полиномов типа (4)–(6). В результате были получены следующие уравнения регрессии:

$$\sigma_{\infty} = 6049 + 655,4 t_z^* - 13890 \delta^* + 661 t_z^* \delta^* - 41,08 t_z^{*2} + 1543 \delta^{*2}; \quad (7)$$

$$q = 12 - 0,864 t_z^* - 9,47 \delta^* - 0,526 t_z^* \delta^* + 0,0879 t_z^{*2} + 6,18 \delta^{*2}; \quad (8)$$

$$n = 8,72 - 0,866 t_z^* + 4,88 \delta^* - 0,169 t_z^* \delta^* + 0,0355 t_z^{*2} - 2,88 \delta^{*2}. \quad (9)$$

Для проверки адекватности полученной модели проведены дополнительные эксперименты по определению зависимостей $M_{огр}(B_{\delta, ср})$ при сочетаниях t_z^* и δ , не вошедших в первоначальный план экспериментов. Проверкой установлено, что при оценках ограничиваемого момента по формулам (2), (3), (7) — (9) относительные «невязки» не превышают 10%; это расхождение, по крайней мере, в 2 раза меньше, чем при расчетах, выполненных по ранее разработанным методикам [Л. 4 и 8].

В результате статистического анализа полученной модели установлена существенная значимость фактора δ . Поэтому рекомендации по выбору оптимальных значений соотношения Δ/t_z [Л. 8], не содержащие количественной оценки влияния относительного размера рабочего воздушного зазора, нуждаются в соответствующем дополнении и уточнении.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Крючков В. В., Паппе Н. П. Управляемые электромагнитные муфты в следящем приводе. — М.: Изд. МАИ, 1978.
2. Кочергин В. В. Сравнение электродвигательных и муфтовых исполнительных элементов следящих систем. Изв. вузов. Электромеханика, 1975, № 12.

3. Мизюрин С. Р., Ерилов М. А. Проектирование магнитно-гистерезисных муфт. — М.: Изд. МАИ, 1966.

4. Ганзбург Л. Б., Федотов А. И. Проектирование электромагнитных и магнитных механизмов. Справочник. — Л.: Машиностроение, 1980.

5. Ерилов М. А., Глухов О. М. К расчету магнитного поля в активной зоне гистерезисной муфты. — Электричество, 1975, № 4.

6. Иванов-Смоленский А. В. Электромагнитные поля и процессы в электрических машинах и их физическое моделирование. — М.: Энергия, 1969.

7. Клубникин П. Ф. Исполнительные устройства с электромагнитными муфтами. — В кн.: Исполнительные устройства и сервомеханизмы. Техническая кибернетика. Устройства и элементы систем автоматического регулирования и управления. Книга 3/ Под ред. В. В. Солодовникова. — М.: Машиностроение, 1976.

8. Марков О. И. Гистерезисные муфты с оптимальным использованием активного (гистерезисного) слоя. Автореф. Дис. на соиск. учен. степени к-та техн. наук. Л., 1981. Ленингр. инт. авиационного приборостроения.

[15.10.81]

УДК 621.373.001.24

Электрические характеристики LC-разрядного контура с учетом сопротивления искры

НИКИФОРОВ М. Г., ХАРЧЕНКО А. Ф.

Отделение ВЭИ, г. Истра

На характер разряда емкости на индуктивную нагрузку через искровой промежуток часто оказывает сильное влияние сопротивление искры $R_k(t)$. Особенно существенно влияние $R_k(t)$ на электрические характеристики LC-разрядного контура при малых ($\sim 10^{-8}$ с) временах изменения тока $i(t)$, так как в этом диапазоне времени сопротивление $R_k(t)$ может составлять единицы — десятки Ом [Л. 1 и 2]. Зависимости $i(t)$ при $t \leq 10^{-8}$ с можно вычислить на ЭВМ, учитывая сопротивление искры по модели Вайцеля — Ромпе [Л. 3]. Так, в [Л. 2] приведены расчетные зависимости $i(t)$ в LC-контуре, которые хорошо совпадали с экспериментальными.

В инженерной практике часто не требуется вычисления полных кривых тока, а достаточно знать основные характеристики LC-цепи с искровым разрядником: амплитуду разрядного тока, максимальную крутизну тока, потери энергии в искре (или к. п. д. контура). В этой связи целесообразно располагать несложными аналитическими зависимостями, позволяющими находить названные параметры.

Обобщающие зависимости могут быть получены из численного анализа безразмерного уравнения для LC-разрядного контура с учетом сопротивления искры по модели Вайцеля — Ромпе [Л. 2, 4]:

$$\frac{d^3x}{d\tau^3} = \frac{d^2x}{d\tau^2} \left(\frac{d^2x}{d\tau^2} + \frac{x}{K^2} \right) / \frac{dx}{d\tau} - \frac{1}{K^2} \frac{dx}{d\tau} - 2K^2 \left(\frac{d^2x}{d\tau^2} + \frac{x}{K^2} \right)^3, \quad (1)$$

где $x = U_c/U_0$; $U_c = U_0 - \frac{1}{C} \int i dt$; $K = \sqrt{LC}/\theta$; $\tau = t/\theta$; $\theta = \frac{2Pd^2}{aU_0^2}$; U_0 — пробивное напряжение искрового промежутка;

P — давление газа в разряднике

d — длина искрового промежутка;

a — константа Вайцеля — Ромпе.

Уравнение (1) решалось при следующих начальных условиях [Л. 2]:

$$x(\tau=0) = 1; \quad \frac{dx}{d\tau} \Big|_{\tau=0} = -\frac{0,01}{K}; \quad \frac{d^2x}{d\tau^2} \Big|_{\tau=0} = 0.$$

На рис. 1 показан результат расчета разрядного тока $i(t)$ (при коммутации в элегазе) по (1) и без учета влияния сопротивления искры. Как видно, вычисление без учета $R_k(t)$ может привести к значительным ошибкам в определении как

амплитуды, так и крутизны тока. Из (1) следует, что процессы в LC-контуре определяются безразмерным параметром K . По результатам серии расчетов были построены зависимости

мощности $\left(\frac{dx}{d\tau} \right)_{\max}$ и $\left(\frac{d^2x}{d\tau^2} \right)_{\max}$ от K (рис. 2 и 3). Обработка результатов счета при помощи метода наименьших квадратов позволила с точностью около 5% описать полученные кривые выражениями

$$\left(\frac{dx}{d\tau} \right)_{\max} = 0,36K^{-0,6} - 0,018; \quad (2)$$

$$\left(\frac{d^2x}{d\tau^2} \right)_{\max} = 0,244K^{-1,72} + 0,0004. \quad (3)$$

Переходя к размерным обозначениям, для максимальных значений тока и его крутизны получаем:

$$i_{\max} = \frac{aU_0^2 C}{2Pd^2} \left[0,36 \left(\frac{\sqrt{LC}aU_0^2}{2Pd^2} \right)^{-0,6} - 0,018 \right]; \quad (4)$$

$$\left(\frac{di}{dt} \right)_{\max} = \frac{a^2 U_0^5 C}{4P^2 d^4} \left[0,244 \left(\frac{\sqrt{LC}aU_0^2}{2Pd^2} \right)^{-1,72} + 0,0004 \right]. \quad (5)$$

Степень влияния сопротивления искры на процессы в LC-контуре характеризуется отношениями [Л. 1]

$$m = i_{\max}/U_0 \sqrt{\frac{C}{L}}; \quad \varphi = \left(\frac{di}{dt} \right)_{\max} / \frac{U_0}{L}.$$

Величина m характеризует влияние $R_k(t)$ на амплитуду тока, а φ — влияние $R_k(t)$ на форму (крутизну) импульса тока и, по существу, является мерой нелинейности электрических процессов в контуре. В разрядных контурах, где индуктивность велика, $m \approx \varphi \approx 1$. В малоиндуктивных разрядных цепях наносекундного диапазона m и φ меньше единицы [Л. 1 и 2], причем чем меньше m и φ , тем сильнее влияние $R_k(t)$.

Зависимости значений m и φ от параметра K , определенные из (4) и (5), имеют вид

$$m = 0,36K^{0,4} - 0,018K; \quad (6)$$

$$\varphi = 0,244K^{0,28} + 0,0004K^2. \quad (7)$$

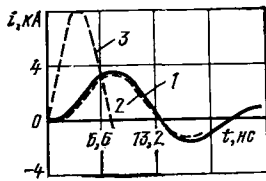


Рис. 1. Зависимость $i(t)$.
1 — оциллограмма тока; режим разряда; $C=0,45 \cdot 10^{-9}$ Ф; $L=14,3 \cdot 10^{-9}$ Гн; $P=0,1$ МПа; $d=0,6 \cdot 10^{-2}$ м; $U_0=45$ кВ; 2 — расчетная кривая $i(t)$ по уравнению (1); 3 — расчетная кривая без учета сопротивления искры.

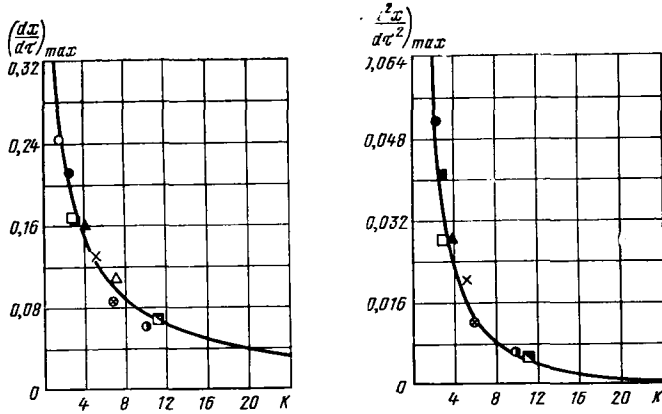


Рис. 2. Зависимость $\left(\frac{dx}{d\tau}\right)_{\max}$ от K .

Экспериментальные данные:

1 — \bigcirc — $C=3 \cdot 10^{-9}$ Ф; $L=11,5 \cdot 10^{-9}$ Гн; $d=0,07 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=4$ кВ; 2 — \blacksquare — $C=5,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=10,5 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,07 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=3,8$ кВ; 3 — \otimes — $C=5,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=11 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,21 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=8,4$ кВ; 4 — \triangle — $C=7,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=80 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,4 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=9,5$ кВ; 5 — \square — $C=5,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=14,5 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,5 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=13,2$ кВ; 6 — \bigcirc — $C=0,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=14,5 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,21 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=7,5$ кВ; 7 — \times — $C=0,45 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=8,8 \cdot 10^{-9}$ Гн, $P=0,26$ МПа, $d=0,16 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=34$ кВ; 8 — \blacktriangle — $C=0,45 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=8 \cdot 10^{-9}$ Гн; $P=0,2$ МПа; $d=0,16 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=25,6$ кВ; 9 — \blacksquare — $C=0,66 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=10 \cdot 10^{-9}$ Гн; $P=0,1$ МПа, $d=0,31 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=26,9$ кВ; 10 — \bullet — $C=0,45 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=14,3 \cdot 10^{-9}$ Гн, $P=0,1$ МПа, $d=0,6 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=45$ кВ. 1+6 — $P=0,1$ МПа, данные [Л. 1], 7+10 — данные [Л. 2].

Рис. 3. Зависимость

$$\left(\frac{d^2x}{d\tau^2}\right)_{\max} \text{ от } K.$$

Обозначения для экспериментальных данных те же, что и на рис. 2

Использование соотношений (6) и (7) позволяет, не прибегая к эксперименту и сложным расчетам, оценить влияние $R_{\text{и}}(t)$ на i_{\max} и $\left(\frac{di}{dt}\right)_{\max}$ в разрядном LC-контуре и сделать вывод о необходимости учитывать или возможности пренебрегать сопротивлением искры (например, при $m \approx \varphi \approx 1$ величины i_{\max} и $\left(\frac{di}{dt}\right)_{\max}$ определяются только параметрами L и C).

В ряде практических случаев важно оценить джоулевы потери в канале искры. Можно показать, что в рамках выбранной модели для $R_{\text{и}}(t)$ джоулева энергия искры W , отнесенная к энергии, запасаемой в накопительной емкости ($U_0^2 C/2$) в любой момент времени определится как

$$\delta = \frac{2W}{U_0^2 C} = -2 \int_{-\infty}^{\tau} \left(K^2 \frac{d^2x}{d\tau^2} + x \right) \frac{dx}{d\tau}. \quad (8)$$

Учитывая, что

$$2 \frac{dx}{d\tau} \frac{d^2x}{d\tau^2} = \frac{d}{d\tau} \left(\frac{dx}{d\tau} \right)^2,$$

и принимая во внимание, что $x(-\infty) = 1$; $\frac{dx}{d\tau} \Big|_{\tau=-\infty} = 0$,

получаем

$$\delta = 1 - K^2 \left(\frac{dx}{d\tau} \right)^2 - x^2. \quad (9)$$

На рис. 4 построена зависимость значений δ , вычисленных в течение первого полупериода тока, от K , которая хорошо аппроксимируется выражением

$$\delta = 1,3 - 0,32 K^{0,326}. \quad (10)$$

В соответствии с (10) выражение для энергии W , выделившейся в искре за первый полупериод тока, в размерных единицах (Дж) запишется в виде

$$W = U_0 C \left[0,65 - 0,16 \left(\frac{V L C a U_0^2}{2 P d^2} \right)^{0,326} \right]. \quad (11)$$

Формула (11) может служить для оценок значения энергии, затраченной на формирование искры, а также позволяет найти зависимость W от параметров P , d , L , C .

Часто требуется использовать только первый полупериод тока [Л. 5], в этом случае выражения (10), (11) могут служить для выбора оптимального режима передачи энергии в индуктивную нагрузку, так как δ будет являться величиной, обратной к. п. д.

Формулы (2)–(7), (10), (11) получены в результате численного анализа дифференциального уравнения (1) с учетом сопротивления искры по теории Вайцеля — Ромпе. Следовательно, их справедливость определяется правильностью предпосылок этой теории, вне зависимости от рода газа в разряднике, его давления и т. д. Область аппроксимации формул (2)–(7), (10), (11) распространяется на значения $1 \leq K \leq 30$.

Для проверки допустимости принятых в расчетах предпосылок воспользуемся экспериментальными данными для i_{\max} ,

$\left(\frac{di}{dt}\right)_{\max}$, W при коммутации тока в воздухе [Л. 1] и элегазе [Л. 2] и сравним их с расчетными значениями. С этой целью экспериментальные значения i_{\max} , $\left(\frac{di}{dt}\right)_{\max}$ переведены в безразмерные единицы и нанесены на рис. 2–4. Связь с размерными значениями i_{\max} и $\left(\frac{di}{dt}\right)_{\max}$ осуществляется с помощью выражений

$$\left(\frac{dx}{d\tau}\right)_{\max} = \frac{\theta i_{\max}}{U_0 C}; \quad \left(\frac{d^2x}{d\tau^2}\right)_{\max} = \frac{\theta^2}{U_0 C} \left(\frac{di}{dt}\right)_{\max}$$

При вычислении θ использовались следующие константы:

для элегаза [Л. 2] $a = 3 \frac{\text{Па} \cdot \text{м}^2}{\text{В}^2 \cdot \text{с}}$, для воздуха [Л. 3] $a = 10 \frac{\text{Па} \cdot \text{м}^2}{\text{В}^2 \cdot \text{с}}$. Совпадение расчетных кривых с экспериментальными

зависимостями для i_{\max} , $\left(\frac{di}{dt}\right)_{\max}$, W в целом удовлетворительное (рис. 2–4). Значения m и φ , определенные из эксперимента [Л. 1, 2], также удовлетворительно согласуются с расчетными значениями, что является очевидным следствием совпадения

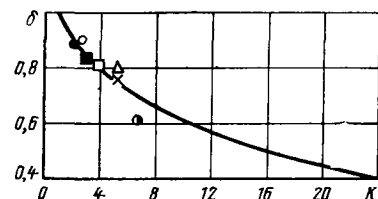


Рис. 4. Зависимость δ от K .

1 — \bigcirc — $C=7,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=80 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,4 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=9,5$ кВ; 2 — \triangle — $C=5,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=11 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,21 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=8,4$ кВ; 3 — \square — $C=5,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=11 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,21 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=6,6$ кВ; 4 — \bigcirc — $C=5,5 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=17,5 \cdot 10^{-9}$ Гн, $d=0,84 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=20$ кВ; 5 — \times — $C=0,45 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=8,8 \cdot 10^{-9}$ Гн, $P=0,25$ МПа, $d=0,16 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=34$ кВ; 6 — \blacksquare — $C=0,66 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=10 \cdot 10^{-9}$ Гн, $P=0,1$ МПа, $d=0,31 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=26,9$ кВ; 7 — \bullet — $C=0,45 \cdot 10^{-9}$ Ф, $L=14,3 \cdot 10^{-9}$ Гн, $P=0,1$ МПа, $d=0,6 \cdot 10^{-2}$ м, $U_0=45$ кВ; 1+4 — $P=0,1$ МПа, данные [Л. 1], 5+7 — данные [Л. 2].

Анализ цепей с вентильными преобразователями в квазипериодических режимах

БЕЛЬСКИС А.-А. А., канд. техн. наук
Каунасский политехнический институт

Для электрических цепей с вентильными преобразователями (ВП), в том числе для цепей с управляемыми выпрямителями или ключевыми стабилизаторами при наличии слабой или асимметричной сети, для инверторов с непосредственной связью, преобразователей при их циклических включениях или при наличии сложных законов микропроцессорного управления силовыми преобразователями характерны квазипериодические режимы работы. Анализ влияния таких цепей на первичную сеть и нагрузку упрощается, если известны выражения мгновенных значений их квазистационарных и переходных токов.

Характерной особенностью цепей указанного класса является наличие в их токах и напряжениях симметричных или асимметричных групп, состоящих из нескольких кусочно-гладких участков, которые вызывают появление высших гармоник и субгармоник. Частные случаи асимметрии в цепях с ВП рассматривались рядом авторов, применявших метод переключающих функций [Л. 1] либо метод припасовывания [Л. 2]. В [Л. 3] для анализа квазистационарных процессов в управляемых выпрямителях при учете угла перекрытия фаз применен метод z -преобразования. Если выходное напряжение на зажимах ВП имеет форму периодически повторяющихся одиночных импульсов, можно воспользоваться как методом z -преобразования, так и методом D -преобразования [Л. 4—7].

В данной статье применительно к расчету широкого класса асимметричных ВП рассмотрены возможности модификации метода D -преобразования с целью расширения границ применимости теории линейных импульсных систем [Л. 5]. Модификация D -преобразования заключается в способе получения D -передаточной функции по модифицированной импульсной характеристике, представляющей собой интегралы свертки от обычной импульсной характеристики линейной цепи и кусочно-гладких групп возмущающего эту линейную цепь воздействия длительностью T_n . Возмущающая группа необязательно должна меняться периодически, поэтому деление возмущения на интервалы T_n является чисто условным. Рассматриваемая модификация позволяет распространить теорию импульсных систем на целый ряд непрерывных цепей с пульсирующими возмущениями, например, цепей с асимметричными ВП, где импульсный элемент физически может вообще отсутствовать.

Импульсная модель разомкнутой цепи с ВП. Цепи с ВП рассматриваемого класса описываются блок-схемой рис. 1, разделенной на силовую часть (СЧ) и цепь обратной связи (ЦОС). Цепь СЧ, являющаяся основной частью ВП, состоит из следующих блоков: первичного источника ПИ с выходным напряжением U_{c1} , силового преобразователя СП (например, трансформатора, неуправляемого преобразователя и др.) с выходным напряжением U_{c2} , обобщенного регулирующего элемента ОРЕ с выходным напряжением U_n , фильтра низких частот ФНЧ и нагрузки Z_n с выходным параметром y_c . Изменение U_n и y_c осуществляется изменением некоторого регулирующего параметра

P_n (угла включения вентилей α , длительности импульсов τ и др.) непосредственно или через ЦОС.

Для составления импульсной модели СЧ введем следующие допущения: вентили или ключи преобразователей идеальны, все активные и реактивные элементы схемы линейны, кривая напряжения $U_n(t)$ на выходе ОРЕ может быть разбита на интервалы длительностью T_n . Условимся, что в общем случае (рис. 2) кривая состоит из последовательности групп $U_{6sr}(t)$ длительностью T_n , каждая из которых образована из N кусочно-гладких участков U_{6sjr} ; $j=1, 2, \dots, N$ с длительностью $T_n \lambda_{jr}$. Эти участки могут быть нулевой амплитуды (например, s_{2r} или $s_{(N-1)r}$) или могут отличаться друг от друга для различных j и r как по своей форме, так и по длительности. Обозначив через U_6 некоторое базисное напряжение, например, наибольшую амплитуду U_m напряжения $U_n(t)$, введем систему относительных единиц:

$$\begin{cases} \bar{t} = t/T_n = n + \varepsilon; 0 \leq \varepsilon \leq 1; n = 0, 1, 2, \dots; r \leq n; q = pT_n; \\ s(\bar{t}) = U_n(\bar{t})/U_6; \lambda_r^{(j)} = \sum_{v=1}^j \lambda_{jr}; \lambda_r^{(0)} = 0; \lambda_r^{(N)} = 1. \end{cases} \quad (1)$$

С учетом допущений блок СЧ можно заменить линейной непрерывной частью (ЛНЧ) с передаточной функцией (ПФ) $G_c(p)$, на входе которой действует напряжение $U_n(\bar{t})$. Найдем реакцию ЛНЧ в момент $t=n+\varepsilon$ на возмущение $s_r(\varepsilon)$, описываемое (согласно рис. 2) выражением

$$s_r(\varepsilon) = s_{jr}(\varepsilon); \lambda_r^{(j-1)} \leq \varepsilon \leq \lambda_r^{(j)}, j = 1, 2, \dots, N, \quad (2)$$

после приложения ее ко входу ЛНЧ в момент $\bar{t}=r$:

$$\begin{cases} k_{cr}(n, \varepsilon) = 0, r > n; \\ k_{cn}(\varepsilon) = \int_{\lambda_n^{(j-1)}}^{\varepsilon} s_{jn}(\theta) g_c(\varepsilon - \theta) d\theta + \sum_{v=1}^{j-1} \int_{\lambda_n^{(v-1)}}^{\lambda_n^{(v)}} s_{vn}(\theta) \times \\ \times g_c(\varepsilon - \theta) d\theta, \\ r = n; \lambda_n^{(j-1)} \leq \varepsilon \leq \lambda_n^{(j)}, j = 1, 2, \dots, N; \\ k_{cr}(n, \varepsilon) = \sum_{v=1}^N \int_{\lambda_r^{(v-1)}}^{\lambda_r^{(v)}} s_{vr}(\theta) g_c(n - r + \varepsilon - \theta) d\theta, \\ r < n, 0 \leq \varepsilon \leq 1, \end{cases} \quad (3)$$

где $g_c(\bar{t}) = L^{-1} \{G_c(q)\}$ — обычная импульсная характеристика (ОИХ) ЛНЧ.

расчета и эксперимента для i_{\max} , $\left(\frac{dt}{dt}\right)_{\max}$, и поэтому иллюстрации для m и φ здесь не приводятся.

Таким образом, результаты сравнения расчета с экспериментом подтверждают возможность использования в инженерных расчетах полученных аналитических зависимостей для определения амплитуды разрядного тока, его максимальной крутизны, джоулевой энергии искры (или к. п. д.) LC-разрядного контура.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Андреев С. И., Ванюков М. П. Исследование электрических процессов в искровом разряде наносекундной длительности. — ЖТФ, 1961, т. 31, вып. 8.

2. Никифоров М. Г., Харченко А. Ф. Характеристики искровых разрядов в элегазе в наносекундном диапазоне. — ЭП. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы, 1977, вып. 7(75).

3. Месяц Г. А. Генерирование мощных наносекундных импульсов. — М.: Советское радио, 1974.

4. Рябинин Ю. В. Учет влияния искры при формировании высоковольтных импульсов. — Изв. СО АН СССР. Сер. техн. наук, 1974, № 3, вып. 1.

5. Дашук П. Н. и др. Техника больших импульсных токов и магнитных полей. — М.: Атомиздат, 1970.

[18.04.89]

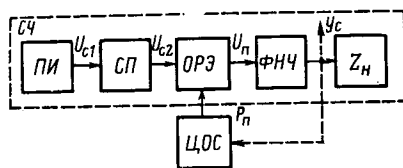


Рис. 1. Блок-схема цепей с ВП.

Если принять $r=0, 1, 2, \dots, n$, то по (3) получим отклики ЛНЧ при $i=n+\varepsilon$ на «куски» длительностью всего возмущающего воздействия (2) от 0 до n . Следовательно, выражение (3), взятое при некотором произвольном r , может быть интерпретировано как реакция при $i=n+\varepsilon$ некоторой фиктивной модифицированной ЛНЧ (МЛНЧ) на δ -импульс, приложенный ко входу МЛНЧ в момент $i=r$. Назовем (3) модифицированной импульсной характеристикой (МИХ), зависящей от r и n порознь, как это имеет место в случае импульсных систем с изменяющимися во времени параметрами ЛНЧ [Л. 5]. По аналогии с [Л. 5] сумму

$$K^*_c(q, n, \varepsilon) = \sum_{r=0}^{\infty} e^{-qr} k_c(n-r)(n, \varepsilon) \quad (4)$$

назовем модифицированной D -передаточной функцией (МДПФ) силовой части системы.

Разложим (4) на сумму составляющих для $r=0$ и для $r>0$:

$$K^*_c(q, n, \varepsilon) = k_{cn}(\varepsilon) + \sum_{r=1}^{\infty} e^{-qr} k_c(n-r)(n, \varepsilon). \quad (5)$$

Первое слагаемое в (5) совпадает с $k_{cn}(\varepsilon)$ из (3), а во втором необходимо положить $k_{cr}(n, \varepsilon)$ из (3) при замене r на $n-r$. Тогда с учетом (3) из (5) получим общее выражение МДПФ силовой части цепей с ВП:

$$\begin{aligned} [K^*_c(q, n, \varepsilon)] = & \int_{\lambda^{(j-1)}}^{\varepsilon} s_{jn}(\theta) g_c(\varepsilon - \theta) d\theta + \\ & + \sum_{v=1}^{j-1} \int_{\lambda^{(v-1)}}^{\lambda^{(v)}} s_{vn}(\theta) g_c(\varepsilon - \theta) d\theta + \\ & + \sum_{r=1}^{\infty} e^{-qr} \sum_{v=1}^N \int_{\lambda^{(v-1)}}^{\lambda^{(v)}} s_{v(n-r)}(\theta) g_c(r + \varepsilon - \theta) d\theta, \\ & \lambda_n^{(j-1)} \leq \varepsilon \leq \lambda_n^{(j)}; [j=1, 2, \dots, N; n=0, 1, 2, \dots] \quad (6) \end{aligned}$$

Для точного либо приближенного представления бесконечной суммы в (6) в замкнутой форме должны быть заданы законы изменения по n и j величин s_{jn} . Для практической реализации (6) рассмотрим два периодических случая изменения возмущения (2), установившись, что отношение

$$\begin{aligned} G_c(q) = L\{g_c(t)\} &= B(q)/A(q) = \\ &= \sum_{\mu=1}^l c_{\mu}/(q - q_{\mu}), \quad (7) \end{aligned}$$

где $c_{\mu} = B(q_{\mu})/A'(q_{\mu})$, имеет простые полюса q_{μ} .

В случае ВП с выходом на постоянном токе, когда $s_r(\varepsilon) =$

$=s_{r+1}(\varepsilon)$, бесконечная сумма в (6) записывается в замкнутой форме и $K^*_c(q, n, \varepsilon)$ не зависит от n . Выражение для МДПФ разомкнутой силовой части системы с ВП получим непосредственно из (6), применив формулу бесконечной суммы геометрической прогрессии:

$$K^*_c(q, n, \varepsilon) = \sum_{\mu=1}^l \left[A_{\mu}^{(j)}(\varepsilon) + \sum_{v=1}^{j-1} A_{\mu}^{(v)} + \sum_{v=1}^N \frac{A_{\mu}^{(v)} d_{\mu}}{e^q - d_{\mu}} \right] d_{\mu}^{\varepsilon}, \quad (8)$$

$$\lambda^{(j-1)} \leq \varepsilon \leq \lambda^{(j)}, \quad j=1, 2, \dots, N, \quad n=0,$$

где

$$A_{\mu}^{(j)}(\varepsilon) = c_{\mu} \int_{\lambda^{(j-1)}}^{\varepsilon} d_{\mu}^{-\theta} s_j(\theta) d\theta, \quad A_{\mu}^{(j)} = A_{\mu}^{(j)}(\varepsilon)_{\varepsilon=\lambda^{(j)}}, \quad d_{\mu} = e^{q_{\mu}}. \quad (9)$$

В случае ВП с выходом на переменном токе, представив r -е возмущение в качестве произведения $s_r(\varepsilon) \cos \pi r$, МДПФ силовой части преобразователя также получим из (6):

$$\begin{aligned} K^*_c(q, n, \varepsilon) = & \cos \pi n \sum_{\mu=1}^l \left[A_{\mu}^{(j)}(\varepsilon) + \sum_{v=1}^{j-1} A_{\mu}^{(v)} - \right. \\ & \left. - \sum_{v=1}^N \frac{A_{\mu}^{(v)} d_{\mu}}{e^q + d_{\mu}} \right] d_{\mu}^{\varepsilon}, \quad \lambda^{(j-1)} \leq \varepsilon \leq \lambda^{(j)}, \\ & j=1, 2, \dots, N, \quad n=0, 1, 2, \dots, \quad (10) \end{aligned}$$

где все обозначения аналогичны (9).

Необходимо отметить, что из (8) для $N=1$ и $N=2$ в случае равенства нулю одного из импульсов возмущения (2) получим МДПФ выпрямителя, которая впервые была представлена в [Л. 6], ее применение распространено на замкнутые системы в [Л. 7], следуя приемам D -преобразования [Л. 5]. Однако учесть асимметрию выходного напряжения ВП по [Л. 5] до сих пор не удалось.

Пользуясь выражениями (6)–(10) и правилами преобразования Лапласа, применительно к дискретным системам, получим выражения выходной величины СЧ $y_c(\cdot)$ как в установившемся, так и в переходном режиме. Так, положив $z=e^q$, по правилам модифицированного z -преобразования для мгновенного значения после включения и установившегося значения выходной величины имеем:

$$y_c(n, \varepsilon) = U_6 z^{-1} \left\{ \frac{z}{z-1} K^*_c(z, n, \varepsilon) \right\}; \quad (11)$$

$$y_{c,y}(n, \varepsilon) = U_6 K^*_c(1, n, \varepsilon). \quad (12)$$

В частности, для случаев (8) и (10) выражение (11) записывается соответственно

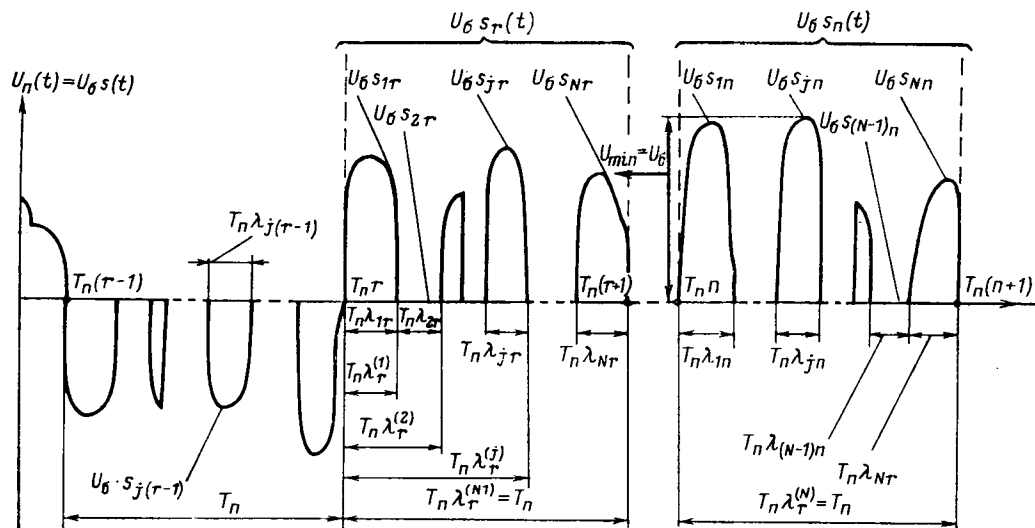


Рис. 2. Обобщенная форма кривой выходного напряжения ВП.

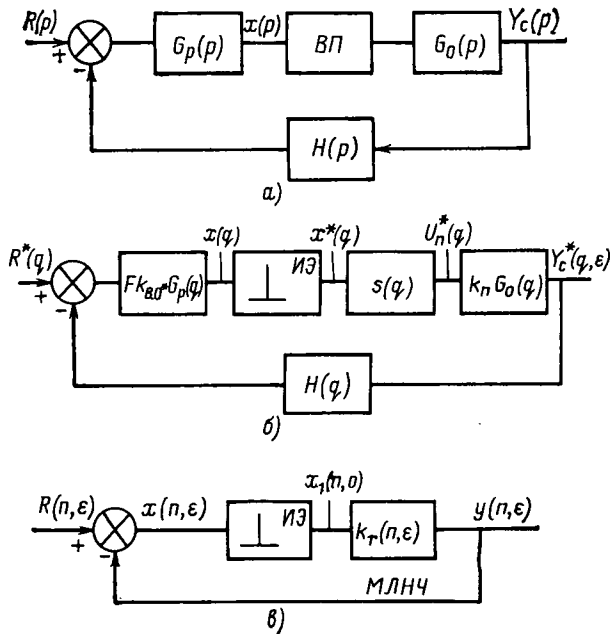


Рис. 3. Импульсная модель ВП.

по (8):

$$y_c(n, \varepsilon) = U_6 \left[K^*(1, n, \varepsilon) - \sum_{\mu=1}^l \sum_{v=1}^N \frac{A_{\mu}^{(v)}}{1-d_{\mu}} d_{\mu}^{n+1+\varepsilon} \right]; \quad (13)$$

по (10):

$$y_c(n, \varepsilon) = U_6 \left[K^*(1, n, \varepsilon) + \cos \pi n \sum_{\mu=1}^l \sum_{v=1}^N \frac{(-1)^n A_{\mu}^{(v)}}{1+d_{\mu}} d_{\mu}^{n+1+\varepsilon} \right]. \quad (14)$$

Замкнутая модель. Рассмотрим возможность получения замкнутой импульсной модели системы с ВП, обобщенная структурная схема которой показана на рис. 3,а [Л. 8]. Если ограничиться случаем синхронной СИФУ, то согласно [Л. 3, 8] ее можно представить безынерционным звеном с коэффициентом передачи $k_n = Fk_{BO}$. Учет импульсной составляющей коммутируемой э. д. с. преобразователя [Л. 4] позволяет ввести амплитудно-импульсный элемент ИЭ, последовательное соединение которого со звеном, обладающим усилением $k_n = T_n \sin \alpha$, позволяет замкнуть систему по импульсной составляющей [Л. 8]. Однако при этом сохраняется информация о симметричной составляющей коммутируемой э. д. с. ВП, учитываемая относительным возмущением $s_r(\varepsilon)$, ранее описанным при составлении разомкнутой импульсной модели ВП. В результате учета влияния обоих составляющих коммутируемой э. д. с. ВП можно заменить последовательным соединением блоков k_n , δ -импульса, $S(q) = L\{s_{rH}(\varepsilon)\}$ и k_n , что приводит к получению развернутой импульсной модели замкнутой системы с ВП типа представленной на рис. 3,б. Если обозначить модифицированную ЛПФ разомкнутой системы с ВП через

$$K_M(q) = S(q) k_n Fk_{BO} G_p(q) G_0(q) H(q), \quad (15)$$

где F — фактор пульсаций [Л. 3, 4, 8]; k_{BO} — относительный коэффициент усиления СИФУ вертикального сравнения [Л. 8]; $G_p(q)$, $G_0(q)$ и $H(q)$ — ЛПФ регулятора, объекта и цепи обратной связи, то получим новую систему (рис. 3,в), МЛНЧ которой описывается МИХ;

$$k_r(n, \varepsilon) = L^{-1} \{K_M(q)\}; \quad (16)$$

$s_{rH}(\varepsilon)$ — импульсная характеристика фиктивного блока, образованного смещенными δ -функциями, моменты возникновения, «площади» и знаки которых определяются разрывами первого рода в точках сопряжения подынтервалов возмущения (2).

Эту МИХ целесообразно получить по методике определения выражения (3), заменив в ней $K_c(q)$ на $K_M(q)/S(q)$, а МДПФ

$K^*(q, n, \varepsilon)$ разомкнутой на входе ИЭ системы рис. 3,в можно получить по аналогии с (8), если заменить в ней $k_{cr}(n, \varepsilon)$ на $k_r(n, \varepsilon)$. Тогда МДПФ замкнутой системы

$$W^*_s(q, n, \varepsilon) = \frac{K^*_c(q, n, \varepsilon)}{1 - z^{-1} K^*(q, n, -0)} \quad (17)$$

позволяет определить динамические показатели системы при малых возмущениях.

Примеры. Покажем применение МДПФ (10) для определения выходного тока инвертора с непосредственной связью и с RL -нагрузкой, для которого

$$K(q) = \frac{1}{L(q + \beta)}, \quad \beta = R/L, \quad L = L/T_n, \quad T_n = \frac{2N\pi}{m\omega}, \quad \omega_0 = \omega T_n, \quad (18)$$

где m — число фаз базового выпрямителя.

При этом условимся:

$$\left. \begin{aligned} (\varepsilon) &= \cos \pi n \sin^* [\omega_0 (\varepsilon - \lambda^{(j-1)}) + \alpha_j], \quad \lambda^{(j-1)} \leq \varepsilon \leq \lambda^{(j)}, \\ \alpha_j &= 90^\circ + \arccos \left(a \sin \frac{j\pi}{N} \right), \quad j = 1, 2, \dots, N, \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

где

$$\lambda^{(j)} = \frac{m}{2\pi N} \left(\frac{2\pi}{m} j + \alpha_1 - \alpha_{j+1} \right); \quad \alpha_{N+1} = \alpha_1; \quad a \leq 1.$$

Ток в нагрузке после включения инвертора получим из (10) с учетом (13), подставляя в них (18) и (19):

$$i(n, \varepsilon) = U_6 \left[K^*(1, n, \varepsilon) + \cos \pi n \sum_{v=1}^N A_1^{(v)} \frac{(-1)^n d_1^{n+1+\varepsilon}}{1+d_1} \right], \quad (20)$$

где

$$\left. \begin{aligned} d_1 &= e^{-\beta}; \quad A_1^{(v)} = A_1^{(v)}(\varepsilon)_{\varepsilon=\lambda^{(v)}}; \quad A_1^{(v)}(\varepsilon) = \\ &= B_0 \{ d_1^{-\varepsilon} \sin [\omega_0 (\varepsilon - \lambda^{(j-1)}) + \alpha_j - \varphi_{1n}] - \\ &\quad - d_1^{-\lambda^{(j-1)}} \sin (\alpha_j - \varphi_{1n}) \}; \\ B_0 &= \frac{1}{L \sqrt{\omega_0^2 + \beta^2}}; \quad K^*(1, n, \varepsilon) = \\ &= \cos \pi n \left[A_1^{(n)}(\varepsilon) + \sum_{v=1}^{j-1} A_1^{(v)} - \sum_{v=1}^N \frac{A_1^{(v)} d_1}{1+d_1} \right] d_1^{\varepsilon}, \\ \lambda^{(j-1)} &\leq \varepsilon \leq \lambda^{(j)}; \quad j = 1, 2, \dots, N; \quad n = 0, 1, 2, \dots \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

Квазистационарный ток в нагрузке находится с учетом (21) в виде

$$i(n, \varepsilon) = U_6 K^*(1, n, \varepsilon). \quad (22)$$

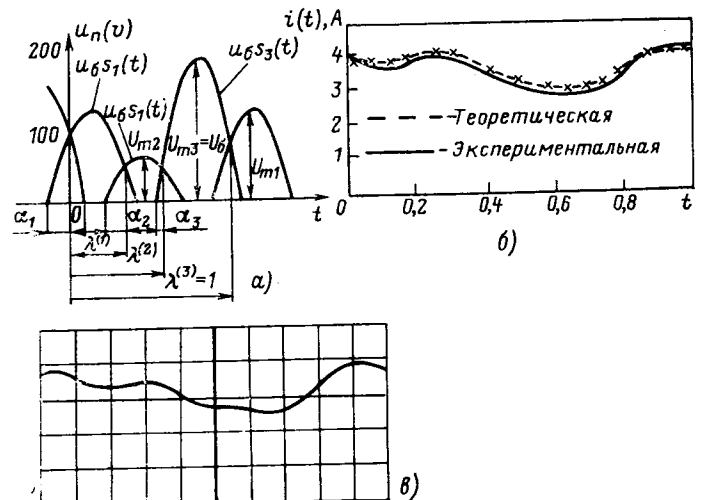


Рис. 4. Формы кривых напряжения и тока для асимметричного трехфазного выпрямителя.

а — напряжение на зажимах выпрямителя; б — ток в нагрузке; в — осциллограмма тока нагрузки (масштаб по вертикали 1 А/дел., по горизонтали — 2,875 мс/дел.).

В простейшем случае, когда $m=2$ и $N=1$ (см., например, в [Л. 9]), если $\alpha > 0$ и ток через нагрузку непрерывен, из (21) и (22) получаем:

$$i(n, \varepsilon) = U_0 \cos \pi n \left[A_1(\varepsilon) - \frac{A_1 d_1}{1 + d_1} \right] d_1^*, \quad (23)$$

где

$$A_1 = A_1(\varepsilon)_{\varepsilon=1}; \quad \omega_0 = \pi; \quad \varphi_{1n} = \arctg \frac{\omega_0}{\beta};$$

$$A_1(\varepsilon) = \frac{1}{L \sqrt{\omega_0^2 + \beta^2}} [d_1^{-\varepsilon} \sin(\omega_0 \varepsilon + \alpha - \varphi_{1n}) - \sin(\alpha - \varphi_{1n})].$$

Если $\alpha \geq 0$ и учитывая, что $\omega_0 = \pi$, из (23) получаем

$$i(n, \varepsilon) = \frac{U_0}{L \sqrt{\omega_0^2 + \beta^2}} \cos \pi n \sin(\omega_0 \varepsilon + \alpha - \varphi_{1n}), \quad 0 \leq \varepsilon \leq 1; \quad n = 0, 1, 2, \dots, \quad (24)$$

что является иной формой записи установившегося мгновенного значения синусоидального тока при RL -нагрузке ($\alpha = \varphi_u$).

По МДПФ определим непрерывный ток в RL -нагрузке при включении асимметричного m -фазного управляемого выпрямителя, для которого

$$s(\varepsilon) = z_j \sin[\omega_0(\varepsilon - \lambda(j-1) + \alpha_j)], \quad \lambda(j-1) \leq \varepsilon \leq \lambda(j), \quad (25)$$

где

$$a_j = U_{mj}/U_0; \quad \alpha_j \geq \alpha_{kj}; \quad \operatorname{tg} \alpha_{kj} = \frac{a_{j-1} \sin \omega_{0n}}{a_j - a_{j-1} \cos \omega_{0n}} > 0; \quad \omega_{0n} = 2\pi/m;$$

$$\lambda(j) = \sum_{v=1}^j \frac{1}{\omega_0} (\omega_{0n} + \alpha_{v+1} - \alpha_v); \quad \lambda^{(N)} = 1; \quad \omega_0 = 2\pi;$$

$$j = 1, 2, \dots, N; \quad N = m; \quad \alpha_0 = \alpha_N; \quad \alpha_{N+1} = \alpha_1.$$

Мгновенное значение тока в нагрузке после включения преобразователя получим из (8), (11) и (13) с учетом (18) и (25):

$$i(n, \varepsilon) = U_0 \left[K^*(1, \varepsilon) - \sum_{v=1}^N A_1^{(v)} \frac{\alpha_1^{n+1+\varepsilon}}{1 - d_1} \right], \quad 0 \leq \varepsilon \leq 1, \quad (26)$$

где

$$K^*(1, \varepsilon) = \left[A_1^{(j)}(\varepsilon) + \sum_{v=1}^{j-1} A_1^{(v)} + \sum_{v=1}^N \frac{A_1^{(v)} d_1}{1 - d_1} \right] d_1^*,$$

$$\lambda(j-1) \leq \varepsilon \leq \lambda(j), \quad j = 1, 2, \dots, m; \quad (27)$$

$$A_1^{(j)} = A_1^{(j)}(\varepsilon)_{\varepsilon=\lambda(j)}; \quad A_1^{(j)}(\varepsilon) = \frac{a_j}{L \sqrt{\omega_0^2 + \beta^2}} \{d_1^{-\varepsilon} \sin[\omega_0(\varepsilon - \lambda(j-1) + \alpha_j - \varphi_{1n})] - d_1^{-\lambda(j-1)} \sin(\alpha_j - \varphi_{1n})\}. \quad (28)$$

Квазистационарная составляющая выражения (26) была проверена экспериментально при расчете тока в фазах и в нагрузке трехфазного асимметричного неуправляемого выпрямителя со следующими параметрами: $U_{m1}=141$ В; $U_{m2}=70,5$ В; $U_{m3}=211,5$ В; $\alpha_{k1}=36,58^\circ$; $\alpha_{k2}=40,9^\circ$; $\alpha_{k3}=13,89^\circ$; $L=0,35$ Гн; $R=34$ Ом; $\lambda^{(1)}=0,3453$; $\lambda^{(2)}=0,603$; $\lambda^{(3)}=\lambda^{(N)}=1$.

В этом случае токи в фазах выпрямителя аналогичны соответствующим участкам нагрузки (в амперах):

в фазе А

$$i_A(\varepsilon) = 1,2253 \sin[2\pi(\varepsilon - 0,632)] + 4,6172e^{-1,943\varepsilon}, \quad 0 \leq \varepsilon \leq 0,3454; \quad (29)$$

в фазе В

$$i_B(\varepsilon) = 0,6126 \sin[2\pi(\varepsilon - 0,3453) - 0,557] + 7,646 e^{-1,943\varepsilon}, \quad 0,3453 \leq \varepsilon \leq 0,603; \quad (30)$$

в фазе С

$$i_C(\varepsilon) = 1,838 \sin[2\pi(\varepsilon - 0,603) - 1,03] + 14,45e^{-1,943\varepsilon}, \quad 0 \leq 0,603 \leq \varepsilon \leq 1. \quad (31)$$

На других участках токи в фазах соответственно равны нулю. Ток в нагрузке с учетом (29)–(31):

$$i(\varepsilon) = \begin{cases} i_A(\varepsilon), & 0 \leq \varepsilon \leq 0,3453; \\ i_B(\varepsilon), & 0,3453 \leq \varepsilon \leq 0,603; \\ i_C(\varepsilon), & 0,603 \leq \varepsilon \leq 1. \end{cases} \quad (32)$$

На рис. 4,а приведены кривые фазных э. д. с. анализируемого выпрямителя, обозначения которых соответствуют принятым в тексте статьи. На рис. 4,б пунктиром показана кривая тока нагрузки, рассчитанная по (32), а сплошной линией — точки осциллограммы рис. 4,в, перенесенные в соответствующем масштабе на рис. 4,г. Некоторое отличие кривых, не превышающее 10% в отдельных точках, объясняется пренебрежением прямым сопротивлением диодов выпрямителя и погрешностью измерений.

Выводы. 1. Применительно к ВП с квазипериодическим напряжением предложен метод модифицированного D -преобразования, расширяющий области применения методов z - или D -преобразований и позволяющий получить дискретные передаточные функции непосредственно по модифицированной импульсной характеристике.

2. Модифицированная импульсная характеристика представляет собой интеграл свертки от обычной импульсной характеристики линейной цепи (ЛЦ) и кусочно-гладких периодических или аperiodических групп длительностью T_n возмущения, поступающего с выхода ВП на вход ЛЦ. Метод применим для расчета квазистационарных и переходных процессов в разомкнутых цепях с асимметричными ВП, а для малых возмущений — и в замкнутых цепях с ВП.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Карташов Р. П. Метод анализа влияния несимметрии в системе управления на работу ключевых преобразователей. — В кн.: Оптимизация преобразователей электромагнитной энергии. Киев: Наукова думка, 1976.
2. Импульсные вторичные источники питания с постоянным потреблением мощности/ В. В. Бочаров, С. Р. Мизюрин, О. Б. Резников, В. Р. Чорба. — Электричество, 1977, № 6.
3. Поздеев А. Д., Иванов А. Г., Кириллов А. А. Применение дискретных методов анализа к расчету установившихся процессов и фактора пульсаций в системах с управляемыми выпрямителями. — Электричество, 1979, № 1.
4. Шипило В. П. Исследование процессов в замкнутых вентильных системах методом z -преобразования. — Электричество, 1969, № 11.
5. Цыпкин Я. З. Теория линейных импульсных систем. — М.: Физматгиз, 1963.
6. Bielskis A. A. Lygintuvo su impulsiniu apkrovimu darbo skaitčiavimo klausimu. — KPI moksl. techn. konf. darbai. Elektro-technika, Kaunas, 1965.
7. Dewan S. B., Bielskis A. A. Analysis of controlled rectifiers using D -transformation technique. — IEEE Conf. Record of IAS, 9-th Annual Meeting of the IEEE, USA, 1974.
8. Поздеев А. Д. О динамических свойствах асинхронных систем импульсно-фазового управления вентильными преобразователями. — Электричество, 1979, № 8.
9. Стернин В. Г., Никоноров И. В., Бумейстер Ю. К. Электродов рыбы. — М.: Пищевая промышленность, 1972.

[03.11.81]

Анизотропия чувствительности магнитоупругих преобразователей

МИХАЙЛОВ О. П., доктор техн. наук

Проблема определения чувствительности является центральной в теории магнитоупругих преобразователей и служит основой всего метрологического расчета этих устройств. Традиционное решение этой проблемы обычно связывают с общей теорией ферромагнетизма, в которой подробно исследуется структура материала, но внешнее влияние упругих напряжений сводится к простому растяжению — сжатию. Вместе с тем появление большого числа магнитоупругих измерительных устройств, работающих в условиях сложных нагружений, требует иного подхода — учитывающего поле упругих напряжений в сердечнике магнитоупругого преобразователя. Подобный расчет должен также учитывать анизотропию магнитоупругих свойств материала сердечника, которая в значительной мере влияет на величину чувствительности.

Рассмотрим сердечник магнитоупругого преобразователя, подвергнутого сложному внешнему нагружению (рис. 1). Упругое состояние в некоторой точке сердечника характеризуется тензором упругих напряжений σ_{jk} , представляющим собой симметричный тензор второго ранга. Будем считать, что сердечник первоначально был намагничен вдоль оси x_2 и имел начальные значения магнитной индукции B_0 и напряженности поля H_0 . Если упругие напряжения σ_{jk} достаточно малы, то под их влиянием вследствие магнитоупругого эффекта начальное значение индукции получит малое приращение ΔB_0 , линейно связанное с тензором σ_{jk} . Эта связь, характеризующая магнитоупругую чувствительность преобразователя, может быть записана в виде тензорного соотношения через компоненты вектора ΔB :

$$\Delta B_i = S_{ijk} \sigma_{jk}. \quad (1)$$

Из (1) следует, что магнитоупругая чувствительность выражается тензорной величиной $[L. 1] S_{ijk}$, представляющей собой тензор третьего ранга. Для изотропного ферромагнетика из 27 компонент тензора S_{ijk} отличны от нуля только три. В этом случае соотношение (1) удобно записать в матричной форме:

$$\begin{pmatrix} \Delta B_1 \\ \Delta B_2 \\ \Delta B_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & S_{\tau} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{\tau} & 0 & 0 \\ S_{\perp} & S_{\perp} & S_{\parallel} & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix}. \quad (2)$$

Матрица магнитоупругой чувствительности содержит три строки (по числу составляющих вектора магнитной индукции) и шесть столбцов (по числу составляющих тензора упругих напряжений). Составляющая S_{\parallel} может быть названа продольной магнитоупругой чувствительностью, она отражает влияние нормальных напряжений, по направлению совпадающих с начальным намагничиванием. Составляющая S_{\perp} — поперечная чувствительность — учитывает влияние нормальных напряжений, действующих перпендикулярно начальному намагничиванию. Наконец, составляющая S_{τ} — тангенциальная чувствительность — связана с касательными напряжениями.

Подобная схема тензорных соотношений часто используется в кристаллофизике при описании процессов в изотропных телах, имеющих одну ось симметрии бесконечно высокого порядка, соответствующую предельной группе Кюри вида $\infty : m$ [Л. 2].

В том случае, когда материал преобразователя обладает анизотропией магнитоупругих свойств, изложенная теория нуждается в некоторой корректировке. Рассмотрим простейший случай одноосной магнитоупругой анизотропии, когда в материале имеется некоторое предпочтительное направление, обладающее повышенной магнитоупругой чувствительностью. Будем характеризовать это явление мультипликативным тензором второго ранга a_{ni} . При этом выражение (1) преобразуется следующим образом:

$$\Delta B_i = a_{ni} S_{njk} \sigma_{jk}. \quad (3)$$

Здесь образуется внутреннее произведение тензора магнитоупругой анизотропии a_{ni} с тензором изотропной чувствительности S_{njk} . Внутреннее произведение заключается в тензорном умножении величин a_{ni} и S_{njk} с последующим свертыванием по индексу n . В результате опять получается тензор третьего ранга, характеризующий магнитоупругую чувствительность с учетом анизотропии:

$$S^*_{ijk} = a_{ni} S_{njk}. \quad (4)$$

Конкретный вид тензора S^*_{ijk} определяется видом тензора a_{ni} . Будем считать, что в координатах x'_1, x'_2, x'_3 тензор a'_{ni} приведен к главным осям и выражается матрицей

$$\|a'_{ni}\| = \begin{pmatrix} k & 0 & 0 \\ 0 & k & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad k < 1. \quad (5)$$

Эта запись означает, что магнитоупругая чувствительность по осям x'_1 и x'_2 в k раз меньше, чем по оси x'_3 . Величина k может быть названа коэффициентом магнитоупругой анизотропии.

На рис. 2 представлен пример эллипсоида, соответствующего тензору a'_{ni} . На графике нанесены экспериментальные точки, полученные при растяжении образцов из никеля, вырезанных под разными углами к направлению прокатки. В данном случае ось магнитоупругой анизотропии совпадает с направлением прокатки, а значение $k \approx 0,55$. Рассмотрим наиболее важный с практической точки зрения случай, когда ось анизотропии преобразователя находится в плоскости x_2x_3 и смещена относительно оси намагничивания на угол φ .

Если тензор a'_{ni} привести к основным осям x_1, x_2, x_3 , то его компоненты изменятся и будут выражаться следующей матрицей:

$$\|a_{ni}\| = \begin{pmatrix} k & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{2} [1 + k - (\cos 2\varphi)] & \frac{1}{2} (1 - k) \sin 2\varphi \\ 0 & \frac{1}{2} (1 - k) \sin 2\varphi & \frac{1}{2} [1 + k + (1 - k) \cos 2\varphi] \end{pmatrix}. \quad (6)$$

Соответственным образом изменится и матричная запись уравнения магнитоупругости (2):

$$\begin{pmatrix} \Delta B_1 \\ \Delta B_2 \\ \Delta B_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & a_{11} S_{\tau} & 0 \\ a_{23} S_{\perp} & a_{23} S_{\perp} & a_{23} S_{\parallel} & a_{22} S_{\tau} & 0 & 0 \\ a_{31} S_{\perp} & a_{33} S_{\perp} & a_{33} S_{\parallel} & a_{32} S_{\tau} & 0 & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{pmatrix}.$$

Как видно из полученного выражения, общее число компонент магнитоупругой чувствительности увеличилось, однако независимых компонент по-прежнему только три. Численные значения корректирующих множителей a_{ni} подставляют из выражения (6).

Поясним предложенную методику расчета магнитоупругой чувствительности несколькими конкретными примерами.

Рассмотрим простейший однообмоточный дроссельный магнитоупругий преобразователь, сердечник которого растягивается внешними силами, создающими единственную составляющую нормального упругого напряжения σ_3 , направ-

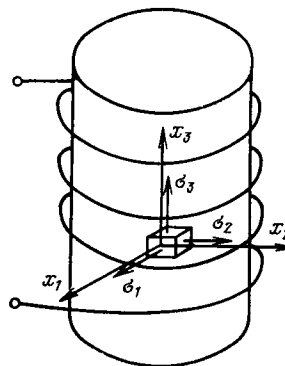


Рис. 1. Тензорное представление магнитоупругой чувствительности.

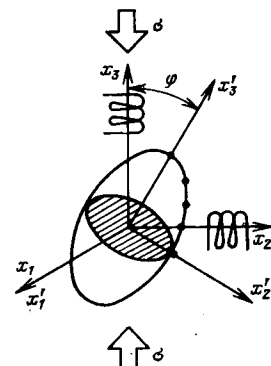


Рис. 2. Характеристический эллипсоид тензора магнитоупругой анизотропии.

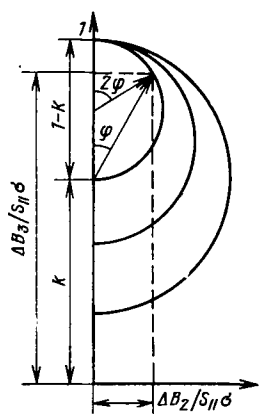


Рис. 3. Изменение чувствительности по ортогональным осям однообмоточного дроссельно-преобразователя.

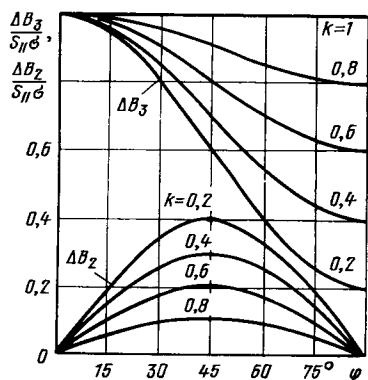


Рис. 4. Влияние магнитоупругой анизотропии на чувствительность по продольной и поперечной оси.

ленного по оси x_3 (см. рис. 2). В том случае, когда материал изотропен в магнитоупругом отношении, из (2) следует, что приращение магнитной индукции $\Delta B_3 = S_{||} \sigma_3$ будет иметь только одну компоненту по оси x_3 . Влияние магнитоупругой анизотропии скажется в том, что в соответствии с (7) и (6) приращение магнитной индукции будет иметь две составляющие, зависящие от угла φ и коэффициента анизотропии k :

$$\left. \begin{aligned} \Delta B_2 &= \frac{1}{2} (1-k) \sin 2\varphi S_{||} \sigma_3; \\ \Delta B_3 &= \frac{1}{2} [1+k + (1-k) \cos 2\varphi] S_{||} \sigma_3. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

В конструкции, представленной на рис. 2, составляющая ΔB_3 создает полезный сигнал. Для регистрации составляющей ΔB_2 преобразователь должен быть снабжен специальной измерительной обмоткой, расположенной по оси x_2 . Соотношения (8) допускают простое геометрическое истолкование. Если перейти к относительным величинам и в качестве базы принять значение продольной чувствительности $S_{||}$ для случая изотропного материала, то уравнения (8) определяют собой семейство окружностей, диаметр которых $(1-k)$ увеличивается по мере уменьшения коэффициента анизотропии. Все окружности пересекают вертикальную ось в точке с ординатой, равной единице, что соответствует предельному значению магнитоупругой чувствительности, совпадающему с чувствительностью изотропного преобразователя.

На рис. 4 представлены графики изменения чувствительности по осям x_2 и x_3 в зависимости от φ и k . Из графиков, также как и из геометрического построения на рис. 3, следует, что анизотропия не снижает чувствительность преобразователя только в том случае, когда ось анизотропии совпадает с осью начального намагничивания ($\varphi=0$).

В качестве второго примера рассмотрим работу двухобмоточного преобразователя, схема которого изображена на рис. 5. Преобразователь имеет шихтованный сердечник и две взаимноперпендикулярные обмотки (намагничивающую и измерительную), оси которых повернуты на 45° к линии действия нагрузки.

Внешняя нагрузка (растяжение или сжатие) характеризуется тензором упругих напряжений, который должен быть приведен к осям координат (x_1, x_2, x_3) , совпадающим с осями намагничивающей об-

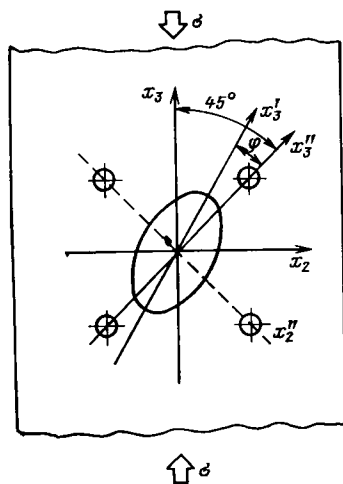


Рис. 5. Схема двухобмоточного трансформаторного преобразователя с анизотропным сердечником.

мотки. В этом случае тензор σ_{ij} будет иметь компоненты:

$$\|\sigma_{ij}\| = \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{2}\sigma & \frac{1}{2}\sigma \\ 0 & \frac{1}{2}\sigma & \frac{1}{2}\sigma \end{vmatrix}.$$

При отсутствии анизотропии в соответствии с (2) получим приращение магнитной индукции по осям x_2 и x_3 :

$$\left. \begin{aligned} \Delta B_2 &= \frac{1}{2} \sigma S_{\tau}; \\ \Delta B_3 &= \frac{1}{2} (S_{\perp} + S_{||}). \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Полезный сигнал создается составляющей ΔB_2 и определяется при помощи измерительной обмотки, расположенной по оси x_2 . Как видно из полученных формул, преобразователи одного типа основаны на использовании тангенциальной магнитоупругой чувствительности материала.

Влияние анизотропии существенно изменяет формулы (9) и приводит их к виду:

$$\left. \begin{aligned} \Delta B_2 &= \frac{1}{4} \sigma \{ [(1-k) \sin 2\varphi] (S_{\perp} + S_{||}) + [(1+k) - (1-k) \cos 2\varphi] S_{\tau} \}; \\ \Delta B_3 &= \frac{1}{4} \sigma \{ [(1-k) \sin 2\varphi] S_{\tau} + [(1+k) - (1-k) \cos 2\varphi] (S_{\perp} + S_{||}) \}. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Из (10) видно, что измерительный сигнал определяется магнитоупругой чувствительностью всех трех видов.

Рассмотрим сигнал измерительной обмотки, пропорциональный приращению индукции по оси x_2 . На основании (10) можно написать:

$$\Delta B_2 = \frac{1}{2} \sigma S_{\tau} \left\{ \frac{1+k + (1-k)(\xi \sin 2\varphi - \cos 2\varphi)}{2} \right\}, \quad (11)$$

где $\xi = \frac{S_{\perp} + S_{||}}{S_{\tau}}$ (для большинства магнитоупругих материалов $\xi < 1$).

Сравнивая полученное выражение с формулой (9), видим, что влияние магнитоупругой анизотропии отражено множителем, заключенным в фигурные скобки.

Исследуя (11) на экстремум, можно определить оптимальное значение угла φ , соответствующее максимуму магнитоупругой чувствительности:

$$\varphi = \frac{\pi}{2} - \arctg \xi, \quad (12)$$

при котором приращение индукции

$$(\Delta B_2)_{\max} = \frac{1}{2} \sigma S_{\tau} \frac{1+k + (1-k)\sqrt{1+\xi^2}}{2}. \quad (13)$$

Вследствие малости величины ξ можно приближенно принять $\varphi = \frac{\pi}{2}$, и тогда

$$(\Delta B_2)_{\max} = \frac{1}{2} \sigma S_{\tau},$$

что совпадает со значением приращения индукции для изотропного преобразователя.

Таким образом, можно утверждать, что для получения максимальной чувствительности сердечник должен быть собран таким образом, чтобы ось магнитоупругой анизотропии совпадала с осью измерительной обмотки, а в случае больших значений ξ была смещена относительно нее на угол $\arctg \xi$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Михайлов О. П. Тензор чувствительности магнитоупругих преобразователей. — Электричество, 1979, № 9, с. 25—30.
2. Сиротин Ю. И., Шаскольская М. П. Основы кристаллофизики. — М.: Наука, 1979.

[06.06.80]

Перевод выпрямителя, питающего автономный инвертор напряжения, в инверторный режим для прерывания аварийных токов

ТИТЦ Г., ЛАБУНЦОВ В. А.

В случае к. з. в автономном инверторе напряжения (АИН), питающемся от управляемого выпрямителя через фильтр, для ограничения и прерывания аварийных токов можно использовать принудительный перевод выпрямителя в инверторный режим [Л. 1, 2]. При проведении расчетов переходных процессов и выборе элементов фильтра приняты следующие допущения:

в силовой цепи АИН (рис. 1) отсутствуют дроссели, ограничивающие скорость нарастания тока к. з. (или их индуктивность принимается пренебрежимо малой);

момент начала перевода выпрямителя в инверторный режим совпадает с моментом возникновения к. з.;

в выходном напряжении $u_B(t)$ выпрямителя В (рис. 1) до аварии пульсации отсутствуют и на интервале перевода в инверторный режим $\omega t_0 \leq \omega t \leq \pi$ напряжение описывается функцией

$$u_B(t) = U_{B0} \cos \omega t,$$

где ω — круговая частота питающей сети;

нагрузка АИН и цепи защиты вентилей от перенапряжений не влияют на переходные процессы;

не учитываются активные сопротивления в контурах переходных процессов;

накопители энергии являются линейными элементами.

Входной фильтр АИН обычно состоит из дросселя L_1 и конденсатора C (рис. 1). Дополнительный дроссель L ограничивает в аварийном случае скорость нарастания разрядного тока конденсатора C и его амплитуду. Значение индуктивности дросселя L выбирается из условий допустимой импульсной нагрузки тиристорных инверторов при к. з. и допустимого влияния индуктивности на выходное напряжение АИН в нормальном рабочем режиме. В таком режиме диод D обеспечивает рекуперацию энергии в конденсатор C при активно-индуктивной нагрузке АИН (на рис. 1 диоды обозначены D).

При к. з. в АИН аварийные токи выпрямителя и АИН после разряда конденсатора фильтра увеличиваются почти линейно до момента выключения автомата защиты выпрямителя. Они ограничиваются только активным сопротивлением в контуре к. з. С целью уменьшения скорости нарастания аварийного тока можно перевести выпрямитель в инверторный режим [Л. 3]. Ниже приводится анализ процессов в схеме рис. 1,а при использовании этого метода защиты.

Переходные аварийные процессы (рис. 2,а) в схеме рис. 1,а (без диода D_1) рассчитывались с помощью формул, приведенных в таблице. В интервале T_1 выходной ток $i_1(t)$ выпрямителя возрастает под действием его выходного напряжения $u_B(t)$. Разрядный ток конденсатора $i_C(t) = i_L(t)$ достигает в момент t_1 (с учетом $u_C(t_1) = 0$) максимума, в результате производная $\frac{di_L}{dt}$ становится равной нулю и полярность напряжения дросселя L в момент t_1 изменяется. Затем ток дросселя L $i_L(t)$ замыкается через открывшийся диод D , ток диода $i_D(t)$ изменяется скачком на величину тока $i_L(t_1)$, а ток конденсатора падает скачком до нуля. Поскольку $i_C(t_1) = 0$, аварийный ток $i_2(t)$ через тиристоры АИН после момента t_1 по-прежнему остается равным току $i_1(t)$. Аварийные токи $i_1(t)$ и $i_2(t)$ до момента t_2 , когда $u_B(t)$ проходит через нуль, увеличиваются, и затем под действием отрицательного напряжения $u_B(t)$ уменьшаются до нуля (t_4).

Наличие активных сопротивлений в контурах переходных процессов обуславливает, начиная с момента t_1 , изменение токов i_C , i_L , i_D , i_2 и напряжения u_C по экспоненциальному закону. В контуре к. з. за счет влияния активного сопротивления время протекания аварийного тока уменьшается, но остается больше 10 мс.

При использовании разрядного диода D_1 (пунктир на рис. 1,а) с учетом $\frac{di_{L1}}{dt} \Big|_{t_2} = 0$ ток $i_{L1}(t)$ дросселя L_1 с момента t_2 замыкается через диод D_1 (рис. 2,б). Поэтому аварийные токи $i_1(t)$ и $i_2(t)$ скачкообразно падают до нуля.

Последовательно с диодом D_1 необходимо включать резистор R_{D1} . В нормальном рабочем режиме он ограничивает ток через D_1 и L_1 , вызванный пульсацией напряжения $u_B(t)$, и задерживает прерывание токов $i_1(t)$ и $i_2(t)$ на интервал времени T_3 , начиная с момента t_2 (рис. 3). В случае использования тиристора вместо диода D_1 резистор R_{D1} не применяется.

Разряда конденсатора фильтра через тиристоры АИН (рис. 2,а и б) можно избежать, применив дополнительную управляемую разрядную цепочку, состоящую из тиристора T_3 и дросселя L_3 (рис. 1,б). Кроме того, этим достигается изменение времени протекания аварийного тока через тиристоры АИН. Для правильной работы схемы рис. 1,б необходимо, чтобы $L_1 \gg L \gg L_3$.

В момент возникновения к. з. открывается тиристор T_3 . Конденсатор разряжается через T_3 и L_3 и частично через L и тиристоры АИН (рис. 4). Распределение разрядных токов определяется из отношения

$$I_{L\max}/I_{3\max} = L_3/L.$$

В момент t_1 с учетом $u_C(t_1) = 0$ производная $\frac{di_L}{dt} = \frac{di_3}{dt} = 0$. Затем ток $i_L(t)$ замыкается через D и ток $i_3(t)$ замы-

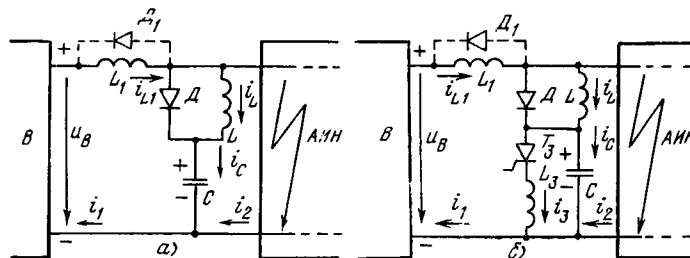


Рис. 1. Схемы устройства защиты в цепи постоянного тока. В — АИН с индуктивным ограничением разрядного тока конденсатора фильтра (а) и с управляемой разрядной цепочкой конденсатора фильтра (б).

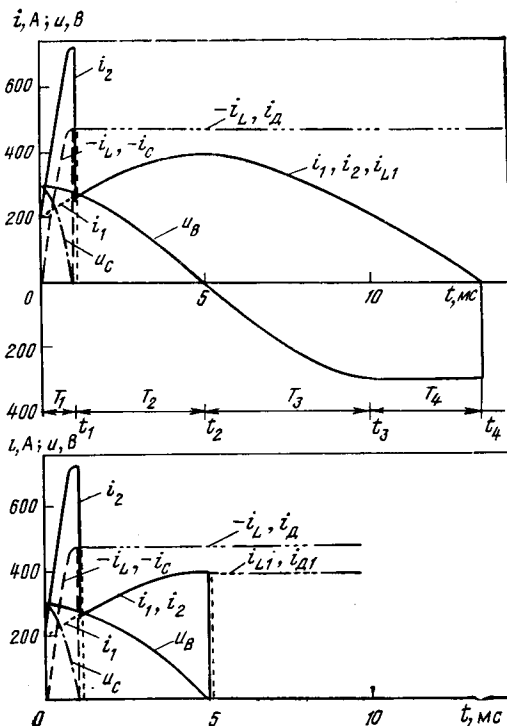


Рис. 2. Аварийные переходные процессы в схеме рис. 1,а — без диода D_1 (а) и в схеме рис. 1,а — с диодом D_1 (б). $L_1 = 5$ мГн; $L = 0,4$ мГн; $C = 1$ мФ; $I_0 = 200$ А; $U_{B0} = 300$ В; $U_{C0} = 300$ В.

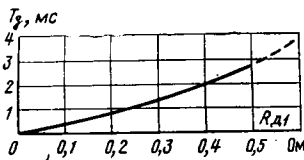


Рис. 3. Зависимость дополнительной задержки времени T_3 прерывания тока $i_2(t)$ от значения сопротивления в цепи D_1 .

Переходные функции	Интервалы времени переходных функций		
	Рис. 2, а	Рис. 2, б	Рис. 4
$i_1(t) = \frac{U_{B0}}{L_1 \omega} \sin \omega t - I_{10}$ $i_1(t) = I_{10} - U_{B0} \frac{t}{L_1}$ $i_1(t) = 0$	$0 \leq t \leq t_3$ $t_3 \leq t \leq t_4$ $t_4 \leq t$	$0 \leq t \leq t_2$ $t_2 \leq t$	$0 \leq t \leq t_2$ $t_2 \leq t$
$u_B(t) = U_{B0} \cos \omega t$ $u_B(t) = u_B(t_3) = \text{const}$ $u_B(t) = 0$	$0 \leq t \leq t_3$ $t_3 \leq t \leq t_4$ $t_4 \leq t$	$0 \leq t \leq t_2$ $t_2 \leq t$	$0 \leq t \leq t_2$ $t_2 \leq t$
$i_C(t) = -U_{C0} C \omega_1 \sin \omega_1 t$ $i_C(t) = -U_{C0} C \omega_2 \sin \omega_2 t$ $i_C(t) = 0$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$
$u_C(t) = U_{C0} \cos \omega_1 t$ $u_C(t) = U_{C0} \cos \omega_2 t$ $u_C(t) = 0$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$
$i_L(t) = i_C(t)$ $i_L(t) = \frac{U_{C0}}{L \omega_2} \sin \omega_2 t$ $i_L(t) = i_L(t_1) = \text{const}$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$
$i_3(t) = \frac{U_{C0}}{I_3 \omega_2} \sin \omega_2 t$ $i_3(t) = i_3(t_1) = \text{const}$			$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$
$i_2(t) = i_1(t) - i_L(t)$ $i_2(t) = i_1(t)$ $i_2(t) = i_1(t) - i_3(t)$ $i_2(t) = 0$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t \leq t_4$ $t_4 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t \leq t_2$ $t_2 \leq t$	$0 \leq t \leq t_1$ $t_1 \leq t$

Примечания. $\omega_1 = \frac{1}{LC}$; $\omega_2 = \frac{L+L_3}{LL_3C}$; ω — круговая частота питающей сети.

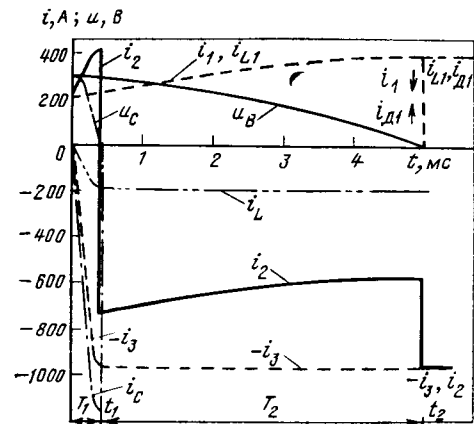


Рис. 4. Аварийные переходные процессы в схеме рис. 1, б. $L_1=5$ мГн; $L=0,4$ мГн; $L_3=0,08$ мГн; $C=1$ мФ; $I_0=200$ А; $U_{B0}=300$ В; $U_{C0}=300$ В.

кается через обратные диоды АИН, D , T_3 и L_3 . Ток конденсатора падает скачкообразно до нуля. С момента t_1 ток АИН можно определить из уравнения

$$i_2(t) = i_1(t) - i_3(t).$$

Ток $i_2(t)$ после момента t_2 будет отрицательным и тиристоры АИН при $t > t_2$ не нагружаются. Выпрямитель еще не работает в инверторном режиме, и ток $i_1(t)$ до момента t_2

растет. Когда $u_B(t)=0$ (с учетом $\frac{dL_1}{dt}=0$), ток $i_{L1}(t)$ коммутируется на диод D_1 , ток $i_1(t)$ падает до нуля, а $i_2(t)$ скачком изменяется на величину тока $i_3(t)$.

При учете затухания характер переходных процессов несколько изменится. Величина затухания может влиять на ток $i_3(t)$ в интервале T_2 . Если из-за затухания в контуре к. з. ток $i_3(t)$ сильно уменьшается, то $i_2(t)$ снова может стать положительным. Если в момент возникновения к. з. управляющие импульсы тиристоров АИН были заблокированы, эти тиристоры запираются во время протекания $i_2(t)$ через обратные диоды.

Рассмотренные виды защиты обеспечивают ограничение аварийных токов выпрямителя и АИН до допустимых значений, быстрое прерывание аварийных токов и препятствуют возникновению перенапряжений на конденсаторе фильтра вследствие накопленной энергии в сглаживающем дросселе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Полупроводниковые выпрямители/ Под ред. Ф. И. Ковалева, Г. П. Мостковой. — М.: Энергия, 1978, с. 336—338.
2. Автономные инверторы для асинхронного тягового привода. А. Е. Алексеев, А. Т. Бурков, Ю. И. Комаров, С. С. Чернов. — В кн.: Устройства преобразовательной техники. — Киев: Наукова думка, 1969, вып. 2, с. 3—13.
3. Твердин Л. М., Вашенко А. П., Сорокина В. А. Защита тиристорного преобразователя от чрезмерных перегрузок по току путем перевода в инверторный режим. — В кн.: Силовые полупроводниковые приборы и установки. — М.: Информстандартэлектро, 1967, с. 50—87.

[19.01.82]

О переходе трёхфазного мостового преобразователя из режима непрерывного в режим прерывистого тока

ДАНИЛЕВИЧ О. И.
Харьков

Из большого числа работ, посвященных исследованию трехфазного мостового вентиляльного преобразователя (рис. 1), лишь в [Л. 1 и 2] упоминается о промежуточном режиме прерывистого тока нагрузки трехфазного мостового неуправляемого выпрямителя, сопровождающегося перекрытием вентилей (рис. 2,а). Однако этот промежуточный режим, неизбежный в работающем на э. д. с. E_d неуправляемом выпрямителе при переходе из режима непрерывного тока в режим прерывистого тока нагрузки, не сопровождающегося перекрытием вентилей, и наоборот, и возможный в управляемом выпрямителе, не был исследован в упомянутых работах, что привело к неточному определению границы непрерывного и прерывистого токов нагрузки в неуправляемом выпрямителе.

В данной статье вычислена максимальная э. д. с. $E_{dпр}$ нагрузки управляемого выпрямителя, при которой возможно протекание начально-непрерывного тока нагрузки, не сопровождающегося перекрытием вентилей, определены границы (верхняя E_{d1} и нижняя E_{d2}) промежуточного режима прерывистого тока нагрузки неуправляемого выпрямителя и, следовательно, нижняя граница режима прерывистого тока выпрямителя, не сопровождающегося перекрытием вентилей E_{d1} , и верхняя граница режима непрерывного тока выпрямителя E_{d2} , получены выражения для построения внешней характеристики выпрямителя при начально-непрерывном токе нагрузки, сопровождающемся перекрытием вентилей, и др.

Пренебрегая активными сопротивлениями в цепях выпрямителя, все расчеты будем вести в относительных единицах, приняв за базисное напряжение $U_6 = \sqrt{6}U_2$, где U_2 — действующее фазное напряжение вторичной обмотки преобразовательного трансформатора, за базисное сопротивление x_6 — индуктивное сопротивление x_6 обмоток трансформатора, за базисный ток $I_6 = \sqrt{2}U_2/x_6$. Примем за начало отсчета времени θ (в угловых единицах) момент включения вентиля V_1 управляемого выпрямителя (рис. 1). Тогда, произведя несложные вычисления, получим выражения для мгновенного прерывистого тока i_d нагрузки выпрямителя, не сопровождающегося перекрытием вентилей,

$$i_d^* = \frac{\sqrt{3}}{2 + X_d^*} \left[\cos \left(\alpha + \frac{\pi}{3} \right) - \cos \left(\theta + \alpha + \frac{\pi}{3} \right) - E_d^* \theta \right], \quad (1)$$

где X_d — индуктивное сопротивление сглаживающего дросселя; α — угол управления и для естественного угла α_{e1} включения вентилей выпрямителя в таком режиме работы и для величины E_d^*

$$\alpha_{e1} = \arcsin E_d^* - \frac{\pi}{3};$$

$$E_{dпр}^* = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{2\pi}{3} - \sqrt{3} \right)^2 + 1}}.$$

При $E_d = E_{dпр}$ и $\alpha = \arcsin E_{dпр}^* - \pi/3 = \alpha_{пр}$ (управляемые вентили включаются в момент первого равенства следующего мгновенного выпрямляемого линейного напряжения и э. д. с. $E_{dпр}$) в цепи нагрузки протекает начально-непрерывный ток, не сопровождающийся перекрытием вентилей.

Определим теперь условия, при которых возможно протекание начально-непрерывного тока нагрузки выпрямителя при $E_d > E_{dпр}$. Очевидно, даже при включении вентилей управляемого выпрямителя, в котором $E_d > E_{dпр}$, в момент первого равенства мгновенного выпрямляемого линейного напряжения и E_d выпрямленный ток i_d будет достигать нулевого значения до момента первого равенства следующего мгновенного выпрямляемого линейного напряжения u_d и э. д. с. E_d , т. е. выпрямленный ток будет прерывистым. Если же включить очередной вентиль с некоторым опережением момента снижения выпрямленного тока до нуля, когда $u_d < E_d$, что возможно при сравнительно небольшой разности $E_d - E_{dпр}$, и очередной вентиль будет включен, то в момент включения вентиля начнется коммутация токов. Нетрудно показать, что в период коммутации и, тем более после ее окончания, уменьшение выпрямленного тока i_d замедляется.

При определенных соотношениях между $E_d^* > E_{dпр}^*$, x_d^* и α момент снижения выпрямленного тока до нуля совпадает с моментом первого равенства следующего мгновенного выпрямляемого линейного напряжения u_d и э. д. с. E_d , и тогда будет наблюдаться начально-непрерывный ток нагрузки выпрямителя, сопровождающийся перекрытием вентилей.

Для установления таких соотношений между $E_d^* > E_{dпр}^*$, x_d^* и α , определим естественный угол α_{e2} включения вентилей в неуправляемом выпрямителе, работающем в режиме непрерывного тока нагрузки, в котором чередуются интервалы коммутации и внекоммутационные интервалы. Выражение для α_{e2} найдем, преобразуя зависимость [Л. 1]

$$E_d^* = X_d^* \sin \alpha_{e2} + \sqrt{3} \sin \left(\alpha_{e2} + \frac{\pi}{6} \right),$$

связывающую E_d^* и α_{e2} , к виду, удобному для вычисления:

$$\alpha_{e2} = \arcsin \frac{E_d^*}{a} - \psi, \quad (2)$$

где

$$a = \sqrt{3 + 3X_d^{*2} + 3X_d^{*2}}; \quad \psi = \arctg \frac{\sqrt{3}}{3 + 2X_d^*}.$$

Очевидно в управляемом выпрямителе угол управления α , определяющий момент включения следующего вентиля (при двух ранее включенных), не может быть меньше естественного угла α_e включения вентилей.

Пусть управляемый выпрямитель при $E_d > E_{dпр}$ и некотором угле управления $\alpha < \alpha_{пр}$ работает в режиме начально-непрерывного тока нагрузки, сопровождающегося перекрытием вентилей. Тогда для поддержания такого же режима при повышении э. д. с. E_d угол управления α должен уменьшаться. При минимально возможном в таком режиме угле α , равном естественному углу включения α_{e2} , величина E_d достигнет некоторого максимального значения $E_{dн max}$. При значениях $E_d > E_{dн max}$ выпрямленный ток становится прерывистым. Отсюда вытекает, что в неуправляемом выпрямителе протекание начально-непрерывного тока нагрузки наблюдается при э. д. с. $E_d = E_{dн max}$ и сопровождается перекрытием вентилей. Очевидно, что величина $E_{dн max}$ является верхней границей режима непрерывного тока и нижней границей промежуточного режима неуправляемого выпрямителя, т. е. $E_{dн max} = E_{d2}$. Электромагнитные процессы в неуправляемом выпрямителе при $E_d = E_{d2}$ протекают следующим образом (рис. 2,б). В момент $\theta = 0$, когда мгновенные значения выпрямляемого линейного напряжения u_{ab} и выпрямленного напряжения u_d становятся равными э. д. с. E_{d2} , а снижающийся выпрямленный ток i_d , проходящий через диоды $V1$ и $V6$ (на рис. 1 под изображенными тиристорами $V1-V6$ подразумеваются диоды), достигает нулевого значения, снова начинается рост тока i_d , который будет протекать через те же диоды ($V1$ и $V6$) под воздействием возрастающей разности $u_{ab} - E_{d2}$. Это позволяет рассматривать момент $\theta = 0$ как момент включения диодов $V1$ и $V6$. Включению диодов $V1$ и $V6$ в момент $\theta = 0$ соответствует естественный угол $\alpha_{e1} = \arcsin E_{d2}^* - \pi/3$.

Увеличение тока i_d , протекающего через включившиеся диоды $V1$ и $V6$, будет продолжаться до момента θ_1 , соответствующего второму равенству напряжения u_{ab} и э. д. с. E_{d2} . В момент θ_1 ток i_d начинает уменьшаться под воздействием разности $E_{d2} - u_{ab}$. В момент θ_2 , определяемый естественным углом включения $\alpha_{e2} = \arcsin E_{d2}^* - \psi$, включается диод $V2$ фазы u_c и начинается коммутация тока из фазы u_b в фазу u_c (рис. 1) при

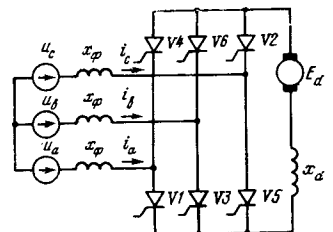


Рис. 1. Схема замещения трехфазного мостового вентильного преобразователя.

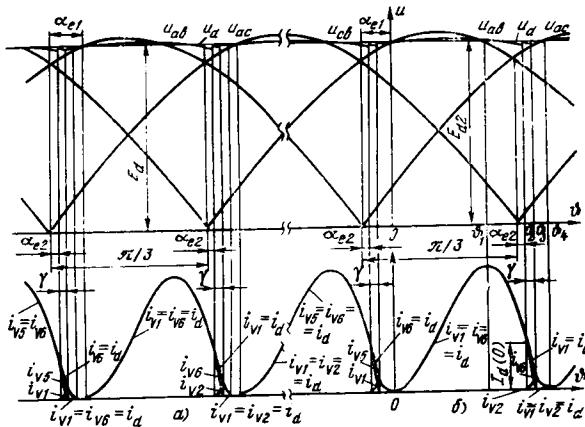


Рис. 2. Кривые линейных напряжений и токов в трехфазном мостовом выпрямителе при прерывистом (а) и начально-непрерывном (б) токах нагрузки выпрямителя, сопровождающихся перекрытием вентиляей.

уменьшающемся токе i_d , причем снижение тока i_d на интервале коммутации замедляется. В момент θ_3 окончания коммутации (выключается диод V6) скачком уменьшается значение $\left| \frac{di_d}{d\theta} \right|$

и на участке $\theta_3 - \theta_4$ оно постепенно снижается вследствие уменьшения разности $E_{d2} - u_{ab}$, достигая нуля в момент θ_4 . В этот же момент становится равным нулю ток i_d . Далее процесс повторяется, однако при другом сочетании включенных диодов и т. д. Как видно из рис. 2, б, угол непрерывной проводимости диода при рассматриваемом начально-непрерывном токе нагрузки больше $2\pi/3$.

При значениях $E_d < E_{d2}$ неуправляемый выпрямитель будет работать в режиме непрерывного тока нагрузки, а при $E_d > E_{d2}$ — в режиме прерывистого тока. В последнем случае, если E_d меньше некоторой величины E_{d1} , будет наблюдаться прерывистый ток нагрузки, сопровождающийся перекрытием вентиляей (рис. 2, а), и каждый диод в течение периода будет включаться трижды, что соответствует промежуточному режиму прерывистого тока нагрузки выпрямителя. В таком режиме (при $E_{d2} < E_d < E_{d1}$) каждый очередной диод будет включаться при двух включенных предыдущих — одним в катодной группе и одним в анодной группе — в момент, соответствующий естественному углу включения α_{e2} , определяемому по выражению (2) для данного значения E_d . После окончания коммутации ток i_d , протекающий через включившийся диод в одной вентиляльной группе и ранее включенный диод в другой группе, уменьшается. В момент снижения тока i_d до нуля, предшествующий моменту первого равенства мгновенного выпрямляемого линейного напряжения и E_d , эти диоды выключаются и затем в момент, когда мгновенное значение выпрямлявшегося ими линейного напряжения становится равным E_d , снова вступают в работу. Далее происходит коммутация тока в другой вентиляльной группе и т. д.

При $E_d = E_{d1}$ ток i_d , протекающий через диод, выходящий из работы, достигает нуля в момент, соответствующий естественному углу включения очередного диода, определенному по выражению (2) для $E_d = E_{d1}$. В этот момент вследствие снижения тока i_d до нуля напряжение на очередном диоде становится отрицательным, и последний, вместе с ранее работавшим диодом в другой вентиляльной группе, включается позже — в момент первого равенства следующего мгновенного выпрямляемого линейного напряжения и э. д. с. E_{d1} , когда напряжение на этих вентилях переходит в область положительных значений.

В управляемом выпрямителе при $E_{dnp} < E_d < E_{d2}$ возможно в зависимости от величины α протекание непрерывного тока, начально-непрерывного или прерывистого токов, сопровождающихся перекрытием вентиляей, или прерывистого тока нагрузки, при котором не будет наблюдаться перекрытия вентиляей.

Значение E_{d2} найдем, воспользовавшись выражениями для дискретного значения $I_d(0)$, выпрямленного тока в момент включения очередного вентиля в неуправляемом выпрямителе при $E_d = E_{d2}$. Как видно из рис. 2, б, на котором показана кривая начально-непрерывного тока нагрузки неуправляемого выпрямителя, сопровождающегося перекрытием вентиляей, величину $I_d(0)$ можно определить двумя способами: по полученной методу раз-

ностных уравнений формуле

$$I_d^*(0) = \sqrt{3} \cos \alpha - \frac{\pi}{\sqrt{3}} E_{d2}^* \quad (3)$$

справедливой при угле коммутации $0 \leq \gamma \leq \pi/3$, и по выражению (1), если за начало отсчета времени принять момент, когда ток $i_d = 0$. Возможность вычисления тока $I_d^*(0)$ по выражению (1) обусловлена тем, что на интервале от $\theta = 0$ до $\theta = \theta_2$, когда начинается очередная коммутация, выпрямленный ток протекает через два вентиля, а в момент $\theta = 0$ включения этих вентиляей ток $i_d = 0$. Моменту $\theta = 0$ соответствует естественный угол включения $\alpha_{e1} = \arcsin E_{d2}^* - \pi/3$, а момент θ_2 легко находится из рис. 2, б:

$$\theta_2 = \frac{\pi}{3} - \alpha_{e1} + \alpha_{e2} = \frac{2\pi}{3} - \arcsin E_{d2}^* + \arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi$$

Тогда, пользуясь (1), найдем

$$I_d^*(0) = \frac{\sqrt{3}}{2 + X_d^*} \left[\sqrt{1 - E_{d2}^{*2}} - \cos \left(\arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi + \frac{2\pi}{3} \right) - E_{d2}^* \left(\frac{2\pi}{3} - \arcsin E_{d2}^* + \arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi \right) \right] \quad (4)$$

С другой стороны, по выражению (3) получаем:

$$I_d^*(0) = \sqrt{3} \cos \left(\arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi \right) - \frac{\pi}{\sqrt{3}} E_{d2}^* \quad (5)$$

Приравняв правые части выражений (4) и (5), получим уравнение

$$\begin{aligned} \frac{\sqrt{3}}{2 + X_d^*} \left[\sqrt{1 - E_{d2}^{*2}} - \cos \left(\arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi + \frac{2\pi}{3} \right) - E_{d2}^* \left(\frac{2\pi}{3} - \arcsin E_{d2}^* + \arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi \right) \right] = \\ = \sqrt{3} \cos \left(\arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi \right) - \frac{\pi}{\sqrt{3}} E_{d2}^* \end{aligned} \quad (6)$$

решение которого дает искомое значение E_{d2}^* .

Подставляя в выражение (6) вместо $\alpha_{e2} = \arcsin \frac{E_{d2}^*}{a} - \psi$, значение α , удовлетворяющее условию

$$\alpha_{e2} < \alpha < \arcsin E_{dnp}^* - \frac{\pi}{3} = \alpha_{np}, \quad (7)$$

и вместо E_{d2}^* величину $E_{dnp}^* < E_{d2}^* < E_{d1}^*$, и решая полученное уравнение относительно E_{d2}^* , можно определить ряд значений E_{d2}^* , при которых в управляемом выпрямителе при выбранных по условию (7) значениях α будет наблюдаться начально-непрерывный ток нагрузки, сопровождающийся перекрытием вентиляей.

Необходимое для построения полной внешней характеристики выпрямителя среднее значение $I_{dн}^*$ начально-непрерывного тока, сопровождающегося перекрытием вентиляей, может быть определено по формуле

$$\begin{aligned} I_{dн}^* = \frac{\pi}{3} \left\{ \left(\frac{\sqrt{3}}{2k} - \frac{3\gamma}{k_1} \right) \sin \alpha + \left(\frac{3}{2kk_1} + \sqrt{3}\gamma \right) \cos \alpha + \right. \\ \left. + \left[\frac{\sqrt{3}}{2k} - \frac{3}{2k} \left(\frac{\pi}{3} - \gamma \right) \right] \sin(\gamma + \alpha) + \right. \\ \left. + \left[\sqrt{3} \frac{1-2k}{2k} \left(\frac{\pi}{3} - \gamma \right) - \frac{3}{2kk_1} \right] \cos(\gamma + \alpha) + \right. \\ \left. + \left[\frac{\pi}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{3} - 2\gamma \right) - \sqrt{3} \frac{2k\gamma^2 + k_1 \left(\frac{\pi}{3} - \gamma \right)^2}{2kk_1} \right] E_{d2}^* \right\}, \quad (8) \end{aligned}$$

где $k = 2 + X_d^*$; $k_1 = 3 + 2X_d^*$, а значение угла коммутации γ находится в результате решения уравнения

$$\begin{aligned} \cos \left(\alpha + \frac{5}{6} \pi \right) - \cos \left(\gamma + \alpha + \frac{5}{6} \pi \right) + \\ + \frac{X_d^*}{3 + 2X_d^*} [\sin \alpha - \sin(\gamma + \alpha)] - \frac{\sqrt{3} E_{d2}^*}{3 + 2X_d^*} \gamma + \\ + \sqrt{3} \cos \alpha - \frac{\pi}{3} E_{d2}^* = 0, \quad (9) \end{aligned}$$

представляющее собой выражение для мгновенного значения тока в выходящей из работы фазе в момент окончания коммутации.

Величину E^*_{d1} найдем из условия равенства нулю тока i_d в момент

$$\vartheta = \frac{2\pi}{3} - \arcsin E^*_{d1} + \arcsin \frac{E^*_{d1}}{a} - \psi, \quad (10)$$

в который должен включиться очередной вентиль. Тогда, подставляя в (1) вместо ϑ выражение (10), получим уравнение

$$\sqrt{1 - E^{*2}_{d1}} - \cos \left(\arcsin \frac{E^*_{d1}}{a} - \psi + \frac{2\pi}{3} \right) - E^*_{d1} \left(\frac{2\pi}{3} - \arcsin E^*_{d1} + \arcsin \frac{E^*_{d1}}{a} - \psi \right) = 0, \quad (11)$$

из которого найдем значение E^*_{d1} .

Установленные выше зависимости, как нетрудно показать, могут быть использованы и для трехфазного мостового ведомого инвертора.

По полученным выражениям были определены значения E^*_{d2} и E^*_{d1} и соответствующие им углы α_{e2} и α_{e1} при различных значениях X^*_a (см. таблицу). Как видно из таблицы, уравнения (6) и (11) имеют решения и при $X^*_a = 0$, и, следовательно, при таком значении X^*_a в трехфазном мостовом выпрямителе может наблюдаться начально-непрерывный и прерывистый токи нагрузки, сопровождающиеся перекрытием вентиля.

Из таблицы также следует, что для обеспечения непрерывной управляемости трехфазного мостового вентильного преобразователя при переходе из режима непрерывного тока нагрузки в режим прерывистого тока и наоборот продолжительность коротких двоянных управляющих импульсов должна быть не менее 15° ; продолжительность широких управляющих импульсов должна быть увеличена до 75° .

Выводы. 1. Вычислено максимальное значение э. д. с. нагрузки $E^*_{dпр}$ трехфазного мостового управляемого выпрямителя, при превышении которого в выпрямителе невозможно протекание начально-непрерывного тока нагрузки, не сопровождающегося перекрытием вентиля.

X^*_d	E^*_{d2}	α_{e2}	α_{e1}	E^*_{d1}	α_{e2}	α_{e1}
0	0,9496	$3,25^\circ$	$11,74^\circ$	0,9578	$3,57^\circ$	$13,19^\circ$
0,1	0,9499	$3,05^\circ$	$11,79^\circ$	0,9583	$3,36^\circ$	$13,39^\circ$
1,0	0,9517	$1,97^\circ$	$12,11^\circ$	0,9611	$2,19^\circ$	$13,97^\circ$
10,0	0,9542	$0,44^\circ$	$12,59^\circ$	0,9651	$0,49^\circ$	$14,81^\circ$

2. Определены границы (верхняя E^*_{d1} и нижняя E^*_{d2}) промежуточного режима трехфазного мостового неуправляемого выпрямителя — режима прерывистого тока нагрузки, сопровождающегося перекрытием вентиля.

3. Установлена возможность протекания в трехфазном мостовом управляемом выпрямителе начально-непрерывного и прерывистого токов нагрузки, сопровождающихся перекрытием вентиля. Получены выражения для определения значений э. д. с. углов управления α и нагрузки E^*_a , при которых будет наблюдаться начально-непрерывный ток, сопровождающийся перекрытием вентиля. Определены условия протекания такого тока.

4. Получены выражения, позволяющие построить внешнюю характеристику трехфазного мостового вентильного преобразователя при начально-непрерывном токе нагрузки, сопровождающемся перекрытием вентиля.

5. Показано, что для обеспечения непрерывной управляемости трехфазного мостового вентильного преобразователя при переходе из режима непрерывного тока нагрузки в режим прерывистого тока и наоборот продолжительность коротких двоянных управляющих импульсов должна быть не менее 15° ; продолжительность широких управляющих импульсов должна быть увеличена до 75° .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Емельянов В. И. Трехфазная мостовая схема (основные уравнения и внешняя характеристика). — Изв. НИИ постоянного тока. Передача энергии постоянным и переменным током. — М.: Госэнергоиздат. 1961, № 8, с. 171—211.
2. Размадзе Ш. М. Преобразовательная схема и системы. — М.: Высшая школа, 1967. — 527 с.

[01.06.81]

УДК 621.314.21.064.4.073.1

Значения индукции искробезопасных трансформаторов

ИМАС А. А., канд. техн. наук
ВНИИВЭ

Одним из наиболее перспективных и распространенных видов взрывозащиты слаботочного электрооборудования является искробезопасная электрическая цепь. В разрядном промежутке, возникающем в любом участке такой цепи, не может выделяться количество энергии, достаточное для воспламенения взрывоопасной смеси. Для ограничения количества энергии в искробезопасных цепях применяются источники питания ограниченной мощности, а параллельно индуктивным элементам включаются шунты. Однако в тех случаях, когда шунты применены быть не могут, ограничение выделяемой в разрядном промежутке энергии может быть достигнуто в результате оптимизации параметров индуктивных элементов.

Рассмотрим наиболее распространенные индуктивные элементы — трансформаторы, питающие искробезопасные цепи. При коммутации их первичных обмоток в искробезопасных цепях может выделяться значительное количество энергии, а большие коммутационные перенапряжения способствуют воспламенению взрывоопасной смеси [Л. 1].

Количество выделяемой энергии и значение коммутационных перенапряжений при прочих равных условиях — одинаковых магнитомягких материалах, скорости отключения от сети и т. д. — определяются энергией, запасаемой в магнитном поле трансформатора, и возрастают с увеличением количества последней. В свою очередь запасаемая энергия зависит от значения индукции B в магнитопроводе трансформатора и может быть уменьшена в результате рационального его выбора. В настоящей статье рассмотрены требования к значению индукции, определяемые условиями обеспечения наименьшей

энергии, запасаемой в магнитном поле трансформатора. Так как оптимальная индукция может изменяться в широких пределах при изменении материала магнитопровода, то используем кусочно-линейную аппроксимацию основной кривой намагничивания тремя отрезками (рис. 1).

Обозначим средние значения относительной дифференциальной магнитной проницаемости магнитопровода (с учетом немагнитных зазоров) на соответствующих участках кривой намагничивания через μ_1 — μ_3 . Введем следующие допущения:

1. Участок петли гистерезиса a_2/b_2 аппроксимируем отрезком a_2/b_2 , проведенным через точки, соответствующие максимальной и остаточной индукции [Л. 2]. Фигура a_2/b_2c_2 , площадь которой равна удельной запасаемой энергии, заменяется треугольником $a_2b_2c_2$.

2. С учетом ограниченного и монотонного изменения реверсивной магнитной проницаемости отрезки ab при различных амплитудах напряженности магнитного поля на рабочем участке кривой намагничивания будем считать параллельными $(a_1b_1||a'_2b'_2||a_2b_2||a_3b_3)$.

3. Пренебрежем энергией, запасаемой в магнитных полях рассеяния.

При неизменных параметрах питающей сети, обмоточных данных и мощности трансформатора индукция B_0 в магнитопроводе сечением S_0 связана с индукцией B в магнитопроводе сечением S зависимостью

$$B_0 S_0 = B S. \quad (1)$$

Умножая обе части уравнения (1) на среднюю длину магнитной силовой линии l , получаем формулу для объема

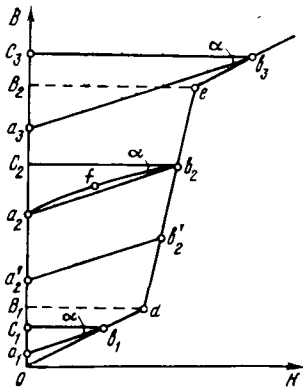


Рис. 1. Кусочно-линейная аппроксимация основной кривой намагничивания.

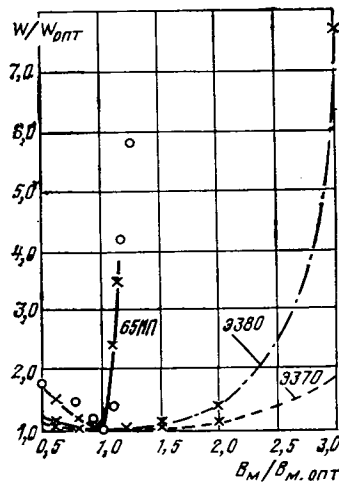


Рис. 2. Зависимость относительной величины запасаемой (*) и выделяемой (O) энергии от относительного значения индукции.

магнитопровода при произвольном значении индукции

$$V = V_0 B_0 / B, \quad (2)$$

где V_0 — объем магнитопровода при исходном значении индукции.

Анализ нормалей на маломощные трансформаторы выявил целесообразность исследования двух граничных зависимостей:

$$1) l = \text{const}, S = \text{var};$$

$$2) l \equiv S, S = \text{var}.$$

Рассмотрим, имеется ли при $l = \text{const}$ оптимальное значение индукции, которому соответствует минимум запасаемой энергии.

Так как запасаемая на участке 1 кривой намагничивания энергия W_1 равна площади треугольника $a_1 b_1 c_1$, умноженной на V , то с учетом (2) имеем

$$W_1 = 0,5 V_0 B_0 \tan \alpha \frac{H^2}{B} = 0,5 V_0 B_0 \tan \alpha \frac{B}{\mu_1^2}. \quad (3)$$

Из (3) следует, что $W \equiv B$ и функция $W = f(B)$ на данном участке кривой намагничивания экстремума не имеет.

На участке 2 кривой намагничивания напряженность магнитного поля

$$H = \frac{B - B_1}{\mu_2} + \frac{B_1}{\mu_1}, \quad (4)$$

где B_1 — координата точки d кривой намагничивания.

Решая (3) и (4), получаем выражение для запасаемой энергии:

$$W_2 = \frac{0,5 V_0 B_0 \tan \alpha}{B \mu_1^2 \mu_2^2} [(B - B_1) \mu_1 + B_1 \mu_2]^2. \quad (5)$$

Так как функции W_2 и dW_2/dB непрерывны, то в соответствии с теоремой Ферма определяем координату стационарной точки

$$\frac{dW_2}{dB} = \frac{0,5 V_0 B_0 \tan \alpha}{B \mu_1^2 \mu_2^2} [B \mu_1 - B_1 (\mu_2 - \mu_1)] [B \mu_1 + B_1 (\mu_2 - \mu_1)] = 0.$$

С учетом $\mu_2 \gg \mu_1$ величина dW_2/dB может быть равна нулю лишь при условии

$$B = B_1 \left(\frac{\mu_2}{\mu_1} - 1 \right). \quad (6)$$

Поскольку

$$\frac{d^2 W_2}{dB^2} = \frac{0,5 V_0 B_0 \tan \alpha}{\mu_1^2 \mu_2^2} \frac{2 B_1 (\mu_2 - \mu_1)^2}{B^3} > 0$$

при любых значениях B и B_1 , то в стационарной точке зависимость $W_2 = f(B)$ имеет локальный минимум, а соответствующее значение индукции является оптимальным.

На участке 3 кривой намагничивания напряженность магнитного поля

$$H = \frac{B - B_2}{\mu_3} + \frac{B_2 - B_1}{\mu_2} + \frac{B_1}{\mu_1}. \quad (7)$$

Решая (3) и (7), получаем формулу запасаемой энергии

$$W_3 = \frac{0,5 V_0 B_0 \tan \alpha}{B \mu_1^2 \mu_2^2 \mu_3^2} [B \mu_1 \mu_2 + B_1 \mu_3 (\mu_2 - \mu_1) + B_2 \mu_1 (\mu_3 - \mu_2)]^2,$$

где B_2 — координата точки e кривой намагничивания.

Для определения стационарной точки приравняем нулю производную:

$$\begin{aligned} \frac{dW_3}{dB} = \frac{0,5 V_0 B_0 \tan \alpha}{B^2 \mu_1^2 \mu_2^2 \mu_3^2} [B \mu_1 \mu_2 - B_1 \mu_3 (\mu_2 - \mu_1) + \\ + B_2 \mu_1 (\mu_3 - \mu_2)] [B \mu_1 \mu_2 + B_1 \mu_3 (\mu_2 - \mu_1) - \\ - B_2 \mu_1 (\mu_3 - \mu_2)] = 0. \end{aligned}$$

В реальных магнитомягких материалах $B_2 < B \gg B_1$, а $\mu_1 \ll \mu_2 \gg \mu_3$, откуда $\mu_2 - \mu_1 \approx \mu_2 - \mu_3 \approx \mu_2$. С учетом этого из анализа выражения dW_3/dB следует, что на данном участке зависимости $W_3 = f(B)$ экстремума не имеет. Таким образом, реальные магнитомягкие материалы при $l = \text{const}$ имеют одно оптимальное значение индукции, которому соответствует минимум W . По формуле (6) рассчитаны оптимальные значения индукции $B_{\text{опт}}$ ряда материалов:

Марка материала	Э 370	Э 380	65 НП
$B_{\text{опт}}, \text{Тл}$	0,32	0,46	1,09

Анализ полученных данных показывает, что величина $B_{\text{опт}}$, как правило, значительно меньше индукции на колене кривой намагничивания. Поэтому для рассмотренных материалов по формуле (5) рассчитывались значения W при $B \neq B_{\text{опт}}$. По результатам расчета на рис. 2 построены зависимости $W/W_{\text{опт}} = f(B/B_{\text{опт}})$, позволяющие оценивать допустимые пределы увеличения B сверх $B_{\text{опт}}$.

Полученные закономерности проверялись экспериментально на установке, электрическая схема которой представлена на рис. 3. Питание трансформатора Tr осуществлялось от стабилизатора напряжения CH типа С-3С с малыми нелинейными искажениями и нестабильностью выходного напряжения промышленной частоты, не превышающей $\pm 1\%$. После установки требуемой индукции первичная обмотка Tr коммутировалась бесконтактным коммутатором K и Tr стабильно отключался от сети в вершине гистерезисного цикла (при H_m, B_m). Частота коммутации 1 Гц, длительность разомкнутого состояния 0,1 с. Указанный режим соответствовал наиболее опасному из возможных в реальных условиях эксплуатации режиму коммутации [Л. 3].

Коммутатор, функциональная электрическая схема которого представлена на рис. 4, состоит из электронного ключа I , включаемого в цепь первичной обмотки исследуемого трансформатора, и схемы управления, осуществляющей заданный режим работы ключа. Коммутатор работает следующим образом.

Счетчик 3 считает импульсы, выдаваемые формирователем 2 при каждом проходе через нуль напряжения питания. После заданного числа периодов питающего напряжения счетчик подготавливает к работе схему 4 (схема И), в результате чего следующий импульс с формирователя проходит через элемент 4 и опрокидывает триггер 6. Сигнал с триггера, усиленный усилителем 7, открывает ключ I на лампе ГУ-50 и первичная обмотка трансформатора через выпрямитель B подключается к сети. Через фазовращатель 8, катодный повторитель 9 и ограничитель 10 э. д. с трансформатора e подается на дифференцирующую цепочку 11, фиксирующую момент перехода через нуль величины e . После определенного количества периодов питающего напряжения счетчик 3 подготавливает к работе элемент 5 и очередной сигнал о переходе через нуль величины e , усиленный элементом 12, проходит через элемент 5 и опрокидывает триггер 6. В результате этого ключ I закрывается и отключает трансформатор от сети. Затем описанный цикл работы повторяется.

При неизменных параметрах магнитомягкого материала, толщине ленты (листа) энергия, выделяемая после отключения Tr от сети в подключенном к вторичной обмотке резисторе, пропорциональна энергии, запасаемой в магнитопроводе. Выполнение условия (2) позволяет исследовать влияние

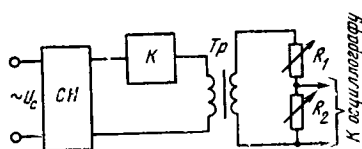


Рис. 3. Электрическая схема экспериментальной установки.

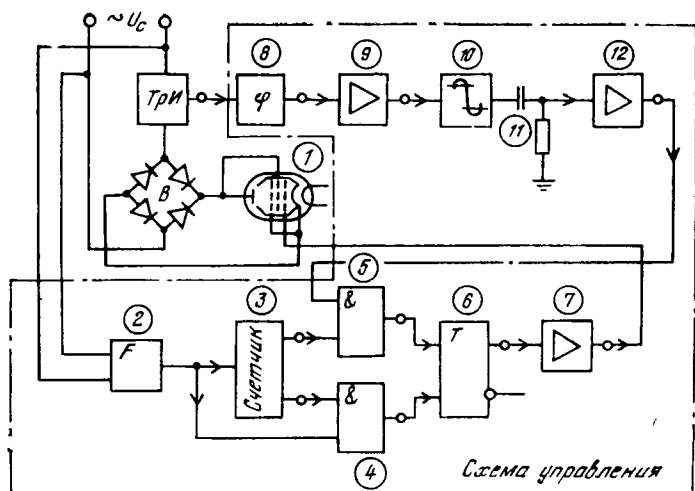


Рис. 4. Функциональная электрическая схема бесконтактного коммутатора.

B на энергию, выделяемую единицей объемом магнитопровода. При прочих равных условиях изменение V в k раз сопровождается таким же изменением выделяемой в резисторе энергии. Таков же результат изменения в k раз сопротивления плеча R_2 делителя напряжения на резисторах, к которому подключен измерительный элемент, при неизменном общем сопротивлении делителя.

С учетом вышеизложенного экспериментальные исследования проводились на одном и том же магнитопроводе, а изменение V имитировалось изменением плечей делителя R_1-R_2 так, чтобы соблюдались условия:

$$B'R'_2 = B''R''_2; R'_1 + R'_2 = R''_1 + R''_2,$$

где R'_1 и R'_2 — сопротивление резисторов R_1 и R_2 при индукции B' ; R''_1 и R''_2 — то же при индукции B'' .

Выделяемая в R_2 энергия фиксировалась электронным осциллографом. Рассчитанные по осциллограммам значения $W/W_{\text{онт}}$ приведены на рис. 2.

При $l \equiv S$ объем магнитопровода

$$V = V_0 B_0^2 / B^2.$$

С учетом этого находим зависимость запасаемой энергии на каждом из участков кривой намагничивания:

$$W_1 = \frac{0,5V_0 B_0^2 \operatorname{tg} \alpha}{\mu_1^2};$$

$$W_2 = \frac{0,5V_0 B_0^2 \operatorname{tg} \alpha}{B^2 \mu_1^2 \mu_2^2} [(B - B_1) \mu_1 + B_1 \mu_2]^2;$$

$$W_3 = \frac{0,5V_0 B_0^2 \operatorname{tg} \alpha}{B^2 \mu_1^2 \mu_2^2 \mu_3^2} [B \mu_1 \mu_2 + B_1 \mu_3 (\mu_2 - \mu_1) + B_2 \mu_1 (\mu_3 - \mu_2)]^2.$$

Анализ полученных зависимостей показывает, что минимум запасаемой энергии имеет место при $B=B_2$. Таким образом, исследования показывают, что, изменяя индукцию, можно уменьшить коммутационные перенапряжения и запасаемую в магнитном поле трансформатора энергию. Оптимальная индукция при различных зависимостях $l=f(S)$ изменяется от индукции, определяемой по формуле (6), до индукции, соответствующей колену основной кривой намагничивания, и тем больше, чем больше магнитная проницаемость μ_2 в средних полях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фурманов Б. М. Научные основы, методы оценки и обеспечения искробезопасности горного слаботочного электрооборудования. — М.: Наука, 1970. — 150 с.
2. Серов В. И. Воспламеняющая способность сложных индуктивных цепей. — М.: Наука, 1966, — 93 с.
3. Имас А. А., Шульц И. И. О возможных режимах коммутации искробезопасных трансформаторов промышленной частоты. — Взрывозащищенное электрооборудование (разработка и исследование), 1974, вып. 12, с. 184—190.

[10.12.80]

УДК 621.3.313.001.24

О контактных электрических слоях

ПЕЛЕНСКИЙ Р. А., канд. техн. наук
Львовский политехнический институт

При контакте двух электропроводных сред, которые в квазиэлектронейтральном состоянии отличаются положением уровня Ферми, часть свободных носителей заряда переходит из одной среды в другую, образуя в приконтактных областях электрические слои (ЭС) распределенного объемного заряда. Основываясь на результатах [Л. 1, 2] и используя известные в статистической физике соотношения связи концентрации свободных носителей заряда с положением уровня Ферми [Л. 3], можно сформировать следующую систему векторных дифференциальных уравнений для описания процессов, протекающих в пограничных слоях твердых тел:

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{rot} \vec{H} &= \vec{\delta} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}; \quad \operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}; \\ \operatorname{div} \vec{B} &= 0; \quad \operatorname{div} \vec{D} = e(n_0 - n); \\ \vec{B} &= \mu_a \vec{H}; \quad \vec{D} = \epsilon_a \vec{E}; \\ \vec{\delta} &= e\mu_n n (\vec{N} + \vec{E}); \\ \operatorname{div} \vec{N} &= \frac{e\tau}{\epsilon_a} \frac{\partial n}{\partial t} + \frac{e}{\epsilon_a} (n - n_0); \\ \vec{N} &= -\operatorname{grad} \chi; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$n = n_0 \exp\left(-\frac{\chi}{\varphi_T}\right), \quad (2)$$

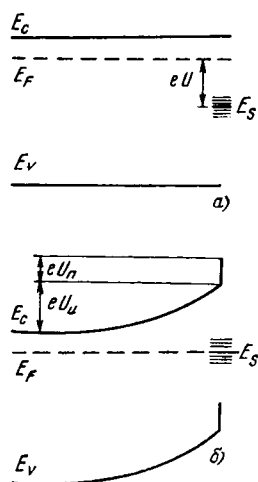
где \vec{H} и \vec{E} — векторы напряженностей магнитного и электрического полей; $\vec{\delta}$ — вектор плотности тока; \vec{D} и \vec{B} — векторы электрической и магнитной индукции; \vec{N} — вектор диффузионной напряженности; χ — диффузионный потенциал; φ_T — температурный потенциал; n — концентрация свободных носителей заряда; n_0 — равновесное значение концентрации n ; e — заряд электрона; μ_a и ϵ_a — магнитная и диэлектрическая проницаемости среды; μ_n — подвижность свободных носителей заряда; τ — характеристическое время; t — время.

Согласно (1) и (2) встречно направленные поля диффузионного χ и электрического φ потенциалов в статике описываются уравнениями:

$$\Delta \chi + \frac{en_0}{\epsilon_a} \exp\left(-\frac{\chi}{\varphi_T}\right) = \frac{en_0}{\epsilon_a}; \quad (3)$$

$$\Delta \varphi = \frac{e}{\epsilon_a} (n - n_0), \quad (4)$$

которые в сочетании с (2) образуют систему уравнений для



Энергетическая диаграмма.

а — в квазиэлектронейтральном состоянии поверхности и среды; б — в установившемся режиме захвата поверхностью электронов.

расчета распределения потенциалов и зарядов в пограничном слое твердого тела.

Раскладывая экспоненту в (2), (3) в ряд и ограничиваясь первыми членами разложения, получаем линеаризованную систему уравнений полей пограничного слоя твердого тела:

$$\left. \begin{aligned} \Delta \chi - \frac{\chi}{d^2} &= 0; \\ \rho &= \frac{\tau_a}{d^2} \chi; \\ \Delta \varphi &= -\frac{\rho}{\varepsilon_a}, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где d и ρ — характеристическая длина и плотность распределенного объемного заряда; $d = \sqrt{\frac{\varepsilon_a q T}{e n_0}}$; $\rho = e(n_0 - n)$.

(Для вырожденного электронного газа характеристическая d — это радиус экранирования Томаса — Ферми [Л. 4].)

Распределенный двойной ЭС зарядов пограничных областей вызывает контактную разность потенциалов u_k , численные значения которой для разных пар электропроводных сред определены экспериментально при исследовании эффекта Пельтье. При расчете картины статических контактных полей на основе нелинейной (2) — (4) или линеаризованной (15) системы уравнений в качестве граничных условий используются данные о значении контактной разности потенциалов — для диффузионного потенциала, принцип непрерывности электрического потенциала и условие электронейтральности среды, выражаемое как граничное условие для вектора смещения.

При расчете внутренних полей в устройствах электроники вычислительная работа весьма трудоемка из-за того, что в контакте находится много разнородных сред, пограничные слои которых содержат распределенные объемные заряды. Расчеты сильно упрощаются, если распределенные объемные заряды свести к поверхностным, помещаемым на границах раздела сред. В сложных многослойных структурах сосредоточенные контактные слои заряда помещаются на границах каждого из слоев, образующих систему. Исследуемая система в этом случае становится кусочно-однородной: Эквивалентная замена распределенных слоев заряда сосредоточенными осуществляется в тех случаях, когда поведение распределенного в рассматриваемой области среды заряда не определяет принципа работы прибора. Например, не следует сводить к поверхностному распределенный объемный заряд запирающего слоя или заряд инжектированных в базу биполярного транзистора носителей.

Для исследования свойств сосредоточенных ЭС выделим в плоскости раздела сред площадку ΔS и на ней как на основании построим цилиндры. Сосредоточим распределенные объемные заряды, находящиеся внутри цилиндров, в плоскости контакта. Переход от распределенного объемного заряда к поверхностному осуществляется с помощью соотношения

$$\int_V \rho dV = \int_{\Delta S} \sigma dS, \quad (6)$$

интегрирование которого производится по зарядам, которыми обменивались контактируемые среды. Поместив начало координат в плоскости контакта и уменьшая площадку ΔS до размеров, когда распределение по площадке может считаться однородным, получаем выражения для плотностей заряда одинарных ЭС:

$$\sigma_1 = \int_{-\infty}^0 \rho_1 dn; \quad \sigma_2 = \int_0^{\infty} \rho_2 dn, \quad (7)$$

где n — координата, нормальная к площадке ΔS .

На сосредоточенных одинарных слоях поверхностного заряда потенциал претерпевает скачки u , значения которых равны изменениям потенциала вдоль соответствующих областей распределенного объемного заряда.

Между величинами, характеризующими одинарный ЭС заряда, установлена следующая зависимость: плотность поверхностного заряда сосредоточенного одинарного ЭС прямо пропорциональна скачку потенциала на нем и диэлектрической проницаемости среды и обратно пропорциональна характеристической длине, т. е.

$$\sigma = \frac{\varepsilon_a}{d} u. \quad (8)$$

Коэффициент связи между плотностью поверхностного заряда σ и скачком потенциала u может быть назван удельной емкостью одинарного слоя:

$$C = \frac{\varepsilon_a}{d}. \quad (9)$$

При замене распределенных объемных зарядов поверхностными образуются сосредоточенные контактные двойные ЭС. Плотности поверхностных зарядов одинарных ЭС, составляющих двойной слой, равны по модулю и имеют обратные знаки. Сумма скачков потенциала на одинарных ЭС равна контактной разности потенциала.

На поверхности твердого тела могут существовать локальные энергетические уровни. Вследствие этого свободные носители заряда захватываются поверхностью. Заряд поверхностных состояний может существовать и на границе раздела двух твердых тел. Разработаны эффективные методы исследования поверхности [Л. 5 и 6], на основании которых можно получить нужную информацию о поверхностном слое заряда. Под воздействием поверхностного слоя заряда происходит перестройка электрической системы приповерхностной области твердого тела. Расчет распределения заряда и поля в приповерхностной области производится на основе приведенной математической модели процессов в пограничном слое. Наличие ЭС заряда поверхностных электронных состояний в плоскости раздела контактирующих сред изменяет картину распределения заряда и поля в контактном слое заряда и влияет на контактную разность потенциалов.

Исследуем приповерхностные слои заряда полупроводникового кристалла, возникшие вследствие захвата носителей заряда на поверхностные уровни. Пусть в квазиэлектронейтральном состоянии приповерхностной области кристалла поверхностные электронные состояния распределены в запрещенной зоне по закону, представленному на рисунке, а. Так как поведение двойных ЭС заряда рассматривается в рамках макроскопических представлений, поверхностные электронные состояния должны быть охарактеризованы усредненным уровнем E_s по аналогии с уровнем Ферми E_F . Кавамура [Л. 5] привел данные о глубине залегания такого усредненного уровня для границы SiO_2 — Si для ряда кристаллографических ориентаций. Если усредненный уровень поверхностных состояний залегает ниже уровня Ферми, часть электронов из приповерхностной области будет захвачена на поверхностные уровни. При этом среда и поверхность заряжаются и положения их усредненных уровней изменяются. Процесс захвата носителей заряда на уровни завершится, когда положения усредненного уровня поверхностных состояний и уровня Ферми совпадут.

Напряжение двойного ЭС u и приповерхностного заряда определяется разностью глубин залегания уровня Ферми и усредненного уровня поверхностных состояний в квазиэлектронейтральном состоянии среды и поверхности. Напряжение сосредоточенного слоя заряда, захваченного на поверхностные уровни, составляет величину u_n , напряжение распределенного в приповерхностной области объемного заряда — величину u_d . На рисунке, б приведена энергетическая диаграмма для установившегося режима. Скачки на энергетических диаграммах обусловлены наличием сосредоточенных слоев заряда.

Как видно из изложенного, слои заряда, захваченного на поверхностные уровни, имеет прямой смысл представлять в виде сосредоточенных слоев, так как они практически не участвуют в процессе токопереноса. Слои заряда, индуцированные в приповерхностной области вследствие захвата на уровни носителей заряда, целесообразно представлять как сосредоточенные в том случае, если концентрация носителей заряда в приповерхностной области изменяется незначительно.

В случае же, если в приповерхностной области за счет захвата носителей на уровне образуются области истощения, вследствие чего изменяется электропроводность приповерхностной области, сосредотачивать эти распределенные слои заряда в геометрической плоскости поверхности нецелесообразно.

В заключение следует отметить, что предлагаемая математическая модель процессов в пограничном слое твердого тела, базирующаяся на описании встречно направленных полей — поля диффузионного потенциала и поля кулоновского взаимодействия зарядов, выгодно отличается от применяемых в настоящее время формальных моделей тем, что в ней полупроводниковая среда рассматривается как сплошная и эффекты изменения электропроводности приграничных областей получаются автоматически. На основе разработанной модели рассчитывается реальное распределение заряда и поля по всей структуре с приграничными областями включительно.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бурак Я. И., Галапац Б. П., Пеленский Р. А. Теоретические основы расчета распределения объемных и поверхностных зарядов в микроэлектронных и термоэлектрических устройствах. — В кн.: Теоретическая электротехника. — Львов: Вища школа, 1976, вып. 20.
2. Пеленский Р. А. К учету контактных явлений в уравнениях электродинамики. — ЖТФ, 1979, том 49, вып. 4.
3. Епифанов Г. И. Физические основы микроэлектроники. — М.: Советское радио, 1972.
4. Платцман Ф., Вольф П. Волны и взаимодействия в плазме твердого тела. — М.: Мир, 1975.
5. Электронные явления на поверхности полупроводников / Под ред. В. И. Лященко. — Киев: Наукова думка, 1968.
6. Ржанов А. В. Электронные процессы на поверхности полупроводников. — М.: Наука, 1971.

[20.01.82]

ДК 621.315.1.027.89:621.316.932

Двухцепные грозовые отключения высоковольтных линий электропередачи

МАЙКОПАР А. С., канд. техн. наук

Москва

Высоковольтные двухцепные линии электропередачи (ВЛ) обладают менее благоприятными грозозащитными характеристиками, чем одноцепные ВЛ на порталных опорах. Кроме того, на двухцепных ВЛ возникают двухцепные грозовые отключения, что может существенно снизить надежность работы, особенно если такая линия играет важную роль в условиях конкретной электрической сети. Настоящая статья посвящена двухцепным грозовым отключениям ВЛ и является продолжением работ по грозозащите линий, опубликованных ранее [Л. 1—4].

Эксплуатационные данные о грозовых отключениях ВЛ 70—400 кВ с различной степенью защищенности грозозащитными тросами, разной изоляцией и сопротивлениями заземления приведены в табл. 1, из которой следует, что как полное удельное число грозовых отключений, так и удельное число двухцепных грозовых отключений не обнаруживает тенденции к изменению с ростом номинального напряжения. В то же время представленные на рис. 1 характеристики свидетельствуют, что для доли двухцепных грозовых отключений от общего числа грозовых отключений имеется явная зависимость от номинального напряжения, при которой с увеличением напряжения доля двухцепных грозовых отключений снижается с 60—75% для ВЛ 110 кВ до 15—20% для ВЛ 330 кВ. Это определяет необходимость использования, в первую очередь, именно этого критерия для оценки двухцепных грозовых отключений.

Согласно эксплуатационным данным [Л. 5] о обследован-

ных двухцепных ВЛ 345 кВ подавляющее большинство одноцепных грозовых замыканий захватывает верхнюю фазу, причем доля многофазных одноцепных грозовых замыканий не превышает 8%.

При оценке условий формирования двухцепных грозовых отключений следует иметь в виду, что при прямом ударе молнии в провод распространение грозового перекрытия на провода второй цепи в полете ВЛ практически исключается ввиду больших изоляционных расстояний между цепями, расположенными по разные стороны от опор. После перекрытия гирлянды изоляторов пораженного провода на опоре грозовое перенапряжение на изоляции второй цепи невелико и определяется лишь падением напряжения от тока удара на индуктивности опоры и сопротивлении заземления, что обуславливает пренебрежимо малую вероятность возникновения двухцепного грозового перекрытия.

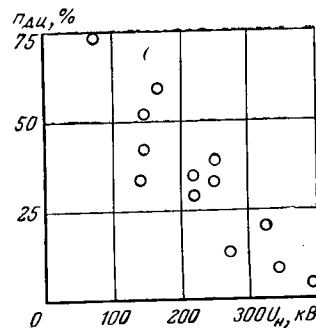
При ударах молнии в опоры ВЛ, когда параметры удара соответствуют перекрытию изоляции одной из цепей, перенапряжение на изоляции соседней цепи, аналогичное по своей структуре перенапряжению до возникновения перекрытия первой цепи, претерпевает изменение. Ввиду включения пораженного провода здесь имеет место увеличение «отсоса» тока молнии, при котором примерно на 7% уменьшается падение напряжения на индуктивности опоры и сопротивлении заземления; большее значение в этой ситуации приобретает изменение коэффициентов связи проводов неповрежденной цепи, определяемых не только тросом (тросами), но и пораженным проводом первой цепи. Например, для указанных выше ВЛ 345 кВ до образования грозового перекрытия коэффициент связи каждого из верхних проводов с тросом (при учете короны) составляет 0,24, а после перекрытия одной из верхних фаз коэффициент связи второго верхнего провода с тросом и уже пораженным проводом возрастает до 0,54; коэффициент связи среднего провода второй цепи получается равным 0,42, а нижнего провода — 0,36.

Защитный уровень линии при ударах молнии и опоры определяется выражением

$$I_{оп} = \frac{U_t}{(1 - k_{св}) f(h_{пр}, R_з)}, \quad (1)$$

где $I_{оп}$ — защитный уровень линии при ударах молнии в опоры

Рис. 1. Доля двухцепных грозовых отключений в зависимости от номинального напряжения согласно эксплуатационным данным для линий электропередачи, представленным в табл. 1.



Страна	Напряжение, кВ	Защитный угол, град.	Высота опор, м	Характеристики гирлянды	Среднее сопротивление заземления, Ом	Число гроз в год
Япония	70	35	24,0	5×53/4"	25,0	30
США	138	30	28,4	9×53/4"	7,5	45
Япония	140	5	22,5	9×53/4"	15,0	20
Япония	140	45	28,8	9×53/4"	15,0	30
США	161	0	33,8	11×53/4"	12,5	60
ПНР	220	14	40,9	14×KL 250/145	7,5	20
Австралия	220	40	31,2	15×5"	7,5	27
Япония	250	16	40,0	16×53/4"	15,0	30
Канада	250	30	42,0	14×53/4"	7,0	25
Англия	275	45	35,1	16×6"	15,0	10
СССР	330	27	41,4	17×ПФ=6А	7,0	31
США	345	36	45,5	18×53/4"	5,0	45
Англия	400	35	50,0	24×63/4"	7,0	10

ры; U_t — импульсная прочность изоляции при предразрядном времени t ; $f(h_{пр}, R_3)$ — функция высоты подвеса провода и величины сопротивления заземления с учетом отсоса тока молнии в тросы и пораженный провод первой цепи; $k_{св}$ — коэффициент связи с учетом короны.

Согласно (1) увеличение коэффициента связи при двухцепных перекрытиях приводит к значительному возрастанию защитного уровня для верхнего провода второй цепи по сравнению с верхним проводом первой цепи. В случае средней и нижней фаз второй цепи, расположенных дальше от тросов и перекрытого верхнего провода первой цепи, коэффициенты связи получаются меньше; с другой стороны, при этом уменьшается функция $f(h_{пр}, R_3)$ ввиду более низкой подвески средней и нижней фаз над землей. Суммарный эффект здесь выражается в возрастании защитных уровней среднего и нижнего проводов второй цепи. Так, для ВЛ 345 кВ защитные уровни верхней, средней и нижней фаз второй цепи при перекрытой верхней фазой первой цепи получаются соответственно равными 155, 160 и 170 кА против 90 кА для верхней фазы первой цепи.

Более сложная картина получается при многофазных перекрытиях первой цепи и особенно в случаях многофазных перекрытий, однако, дополнительные уточнения такого рода могут иметь практическое значение лишь в особых случаях, например, при весьма больших сопротивлениях заземления опор.

Удельное число двухцепных грозовых отключений

$$n_{д.ц} = 0,5N\eta p_I, \quad (2)$$

где $n_{д.ц}$ и N — удельные числа двухцепных грозовых отключений и ударов молнии в линию; η — коэффициент перехода импульсного перекрытия в силовую дугу, принимаемый равным 0,7; p_I — вероятность тока молнии $I_{оп}$.

Влияние верхней, средней и нижней фаз определяется суммой вероятностей токов молнии каждой из фаз; соответствующая композиция для ВЛ 345 кВ составляет 42% для верхней, 34% для средней, 24% для нижней фаз.

Повышение защитных уровней при двухцепных перекрытиях определяет снижение вероятности токов молнии и уменьшение удельного числа двухцепных грозовых отключений как по сравнению с одноцепными отключениями при ударах молнии в опоры, так и тем более по сравнению с полным удельным числом одноцепных грозовых отключений, охватывающих также отключения при прорывах тросовой защиты.

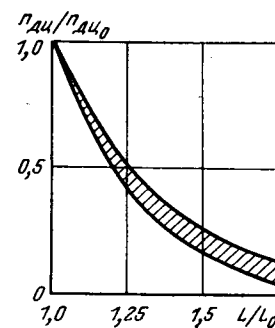
В табл. 2 приведены результаты расчетов двухцепных грозовых отключений по методике [Л. 6], основанной на [Л. 1 и 2], для ряда ВЛ, опыт эксплуатации которых известен, и сопоставлены расчетные и эксплуатационные удельные числа двухцепных грозовых отключений. Согласно статистическому анализу этих данных для отклонений расчетов от опыта эксплуатации имеет место незначительный эксцентриситет в сторону уменьшенных расчетных значений. При надежности, соответствующей $\pm 2\sigma$, ошибки расчетов находятся в пределах 35—40%, хотя при этом нельзя исключить большие отклонения.

Таблица 2

Длительность наблюдения. тыс. км-лет	Удельное число грозových отключений на 100 км и 30 грозодней			$\frac{n_p}{n_z}$
	Опыт эксплуатации		Расчет	
	Полное	Двухцепное		
		n_z	n_p	
0,7	3,85	2,90	2,60	0,88
5,1	1,02	0,36	0,37	1,02
3,7	2,00	1,06	0,89	0,84
3,7	5,28	2,22	2,38	1,07
2,0	0,75	0,47	0,44	0,94
0,7	0,70	0,21	0,17	0,81
1,2	2,31	0,85	0,84	0,98
1,4	0,65	0,22	0,23	1,03
1,4	2,41	0,80	0,77	0,93
3,4	4,57	0,55	0,46	0,83
4,0	1,65	0,33	0,30	0,90
5,8	2,50	0,20	0,18	0,93
—	4,25	0,17	0,16	0,97

Стремление к снижению удельного числа двухцепных грозовых отключений нашло свое отражение в создании дифференциальной изоляции путем подвески различного числа изоляторов на разных цепях двухцепных ВЛ. Так, на ВЛ 140 кВ [Л. 7] путем усиления изоляции одной из цепей на один элемент с од-

Рис. 2. Относительное изменение числа двухцепных грозовых отключений линий с небольшими сопротивлениями заземления в зависимости от относительного изменения длины пути утечки гирлянд изоляторов (начиная с отношения длины пути утечки к строительной высоте, равного 1,6).



повременным ослаблением изоляции на один элемент на другой цепи удалось уменьшить двухцепные перекрытия с 66% до 4%, что, однако, привело к увеличению общего числа грозовых отключений в 2,7 раза. На ВЛ 100 кВ [Л. 8] переход от гирлянд, состоящих из 7 элементов к гирляндам, состоящим на одной цепи из 11 элементов, а на другой цепи из 8 элементов, позволил уменьшить долю двухцепных грозовых отключений в 1,6 раза.

Хотя такими изменениями числа элементов в гирляндах изоляторов достигается изменение всей вольт-секундной характеристики гирлянд, основное значение для изменения числа двухцепных грозовых отключений имеет изменение импульсной прочности гирлянд при малых предразрядных временах в пределах фронта тока молнии, поскольку именно в этой области времен происходит перекрытие изоляции при ударах молнии в опоры линий; в выражении (1) соответствующее разрядное напряжение фигурирует как U_t .

Создание дифференциальной изоляции путем уменьшения числа элементов на одной из цепей против требуемого привело бы к уменьшению импульсной прочности этой цепи и существенному увеличению числа грозовых отключений; одновременно из-за сокращения длины пути утечки возросло бы и число влагоразрядных перекрытий. С другой стороны, создание различной импульсной прочности изоляции отдельных цепей двухцепной линии путем увеличения числа изоляторов одной из цепей по сравнению с нормальным требует увеличения габаритных размеров опор или при неизменных габаритах может создать повышенную опасность перекрытий в основном в нормальных эксплуатационных режимах из-за приближения проводов к телу опоры при ветре, а также снизит габарит до земли.

Создание дифференциальной изоляции возможно и без указанных недостатков. Согласно [Л. 2] при малых предразрядных временах импульсная прочность гирлянд тарельчатых изоляторов U_t определяется общей длиной пути утечки. Наглядным свидетельством возможности использования этого для повышения импульсной прочности является приведенное в [Л. 9] сопоставление ряда изоляционных конструкций, имеющих одинаковую строительную высоту 1,9 м. При увеличении соотношения длины пути утечки к строительной высоте L/h от 1,0 для гладкого стержня до 2,15 для гирлянд изоляторов ПСВ-4,5 разрядное напряжение при 2 мкс возрастает пропорционально общей длине пути утечки; такое положение должно сохраниться до достижения равнопрочности по пути утечки и по воздуху при L/h , примерно равном 2,5, что позволяет существенно увеличить импульсную прочность гирлянд без изменения их строительной высоты.

Полученная по данным [Л. 2, 9] и выражениям (1) и (2) зависимость изменения числа двухцепных грозовых отключений в функции длины пути утечки гирлянд изоляторов одной из цепей представлена на рис. 2.

Создание дифференциальной изоляции путем перехода на одной из цепей двухцепной линии от весьма распространенных изоляторов ПФ-6А с $L/h=1,6$ к изоляторам ПФ-6В с $L/h \approx 2,6$, т. е. при увеличении длины пути утечки в 1,6 раза без изменения строительной высоты гирлянд, обеспечивает увеличение импульсной прочности этой цепи при малых предразрядных временах и уменьшение числа двухцепных грозовых отключений в 7—10 раз (рис. 2).

Выводы. 1. По данным опыта эксплуатации доля двухцепных грозовых отключений линий электропередачи, составляющая 60—75% для ВЛ 110 кВ, уменьшается с ростом номинального напряжения и для ВЛ 330 кВ составляет 10—20%, однако, удельные числа двухцепных грозовых отключений не имеют столь явной тенденции к снижению при возрастании номинального напряжения.

2. Однако числа двухцепных грозовых отключений связаны с рассмотрением грозоупорности верхней, средней и нижней фаз при ударах молнии в опоры в условиях уже перекрытой верхней

фазой первой цепи, что позволяет удовлетворительно согласовать расчеты с эксплуатационными данными.

3. Уменьшение удельного числа двухцепных грозовых отключений возможно путем создания дифференциальной изоляции с увеличенной длиной пути утечки изоляторов одной из цепей при сохранении неизменной строительной высоты гирлянд; использование изоляторов с отношением длины пути утечки к строительной высоте, составляющим около 2,6, позволит уменьшить число двухцепных грозовых отключений линий в 7—10 раз.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Майкопар А. С. Грозоупорность высоковольтных воздушных линий электропередачи. — Электричество, 1964, № 1.
2. Майкопар А. С. Грозоупорность линий электропередачи при малых защитных углах тросовых молниеотводов. — Электричество, 1969, № 8.

3. Майкопар А. С. Эквивалентное «волновое сопротивление молнии» и грозоупорность линий сверхвысокого напряжения без тросов. — Электричество, 1977, № 2.

4. Майкопар А. С. Грозозащитные характеристики линий электропередачи сверхвысокого напряжения с тросовой защитой. — Электричество, 1982, № 3.

5. Rorden H., Zobel E., Zippert C. Two years lightning experience on 345 kV lines. — Trans. AIEE, 1967, III.

6. Руководящие указания по выбору, расчету и испытанию изоляции электротехнических установок ЛЭП и подстанций/ СЭВ. Росток — Варнемюнде, 1974.

7. Kawai M., Kogama N., Minemeris S. Lightning performance of transmission lines in Tokyo areas. — Pow. App. Syst., 1968, № 1.

8. Kimbrell R. — El. World, 1963, № 5.

9. Майкопар А. С. Грозоупорные изоляторы для высоковольтных линий электропередачи. — Тр. ВНИИЭ, 1975, вып. 48. [18.03.81]

УДК 621.313.2.018.782.3.001.24

Расчет установившихся и переходных режимов машин постоянного тока с несимметричной магнитной цепью

КИСЕЛЕВ В. И., МОРОЗОВ Д. Н., КАРОСАС И. И., кандидаты техн. наук

Получившие развитие в последние годы методы расчета на ЦВМ установившихся и переходных режимов машин постоянного тока (МПТ) [Л. 1—4] в основном предназначены для расчета МПТ общепромышленного применения и не могут быть непосредственно использованы для машин специального назначения, имеющих конструктивные и схемные особенности (например, сварочный генератор, стартер-генератор и др.).

В статье предлагаются методы, пригодные для МПТ с различными видами возбуждения и конструктивными исполнениями магнитной цепи.

В качестве объекта исследования выбран один из сложных типов МПТ — сварочный генератор постоянного тока (СГПТ). Улучшение эксплуатационных свойств подобных машин имеет большое практическое значение; СГПТ — машина смешанного возбуждения, трехщеточная, с несимметричной магнитной цепью. Параллельная (намагничивающая) и последовательная (размагничивающая) обмотки возбуждения разнесены на полюса разной полярности. Параллельная обмотка возбуждения питается напряжением между основной и дополнительной щетками, причем в этой части реакция якоря действует подмагничивающе. Для безыскровой работы дополнительной щетки в середине полюсной дуги главных полюсов сделаны вырезы. Число добавочных полюсов в СГПТ в два раза меньше, чем главных.

В связи с конструктивными особенностями магнитной цепи и условиями эксплуатации при расчете СГПТ необходимо учесть несимметрию магнитной цепи, изменение напряжения возбуждения между основной и дополнительной щетками, ступенчатость воздушного зазора между главным полюсом и якорем, неравномерное насыщение отдельных участков магнитной цепи, наличие потока утечки через вал якоря, поперечную, продольную и коммутационную реакции якоря.

При разработке математических моделей СГПТ приняты допущения: магнитные сопротивления главных полюсов и прилегающих участков станины, добавочных полюсов — сосредоточенные; магнитное поле — плоскопараллельное; поле пазового рассеяния обмотки якоря не влияет на магнитные проводимости путей рабочего поля; зубчатая поверхность якоря считается гладкой, а реальный воздушный зазор заменен расчетным; магнитная среда безгистерезисна.

С учетом принятых допущений магнитная цепь машины представлена схемой замещения на рис. 1, где F_b , F_c , F_d — м. д. с., создаваемые соответственно обмотками параллельной, последовательной и добавочного полюса; $F_{л.д}$ — м. д. с. якоря, действующая в зоне добавочного полюса; $F_{я.х}$ — м. д. с. якоря, действующая в зоне главного полюса на расстоянии x от его оси; $F_{пр}$ — м. д. с. соответствующая продольной и коммутационной реакциям якоря; Φ_m , $\Phi_{дм}$ — магнитные потоки главного и добавочного полюсов; Φ , Φ_d — потоки в зазорах под главным и добавочным полюсами; Φ'_s , Φ''_s , $\Phi_{дс}$, R'_s , R''_s , $R_{дс}$ — потоки рассеяния главных и добавочных полюсов и соответствующие им магнитные сопротивления; Φ_y , R_y — поток утечки через вал генератора по обе стороны якоря и соответствующее ему магнитное сопротивление; R_{mj} , $R_{дм}$, $R_{дб}$ — магнитные сопротивления

соответственно сердечника главного полюса и прилегающего к нему участка ярма станины, добавочного полюса, зазора под добавочным полюсом; $R_{дб}$ — магнитное сопротивление зазора под главным полюсом в зоне выреза; $G_{дзх}$, $F_{дз}$ — магнитное сопротивление элементарного участка, включающего главный полюс, зазор и зубцовый слой якоря на расстоянии x от оси главного полюса и соответствующее ему падение магнитного напряжения; индекс «1» относится к намагничивающему полюсу, индекс «2» — к размагничивающему.

Свойства нелинейных участков магнитной цепи описываются переходной характеристикой $B_\delta(F_{дз})$ и зависимостью потока в главном полюсе от падения магнитного напряжения в полюсе и прилегающем к нему участке ярма станины $\Phi_m(F_{mj})$. При расчете характеристики $B_\delta(F_{дз})$ учитывается не только насыщение зубцового слоя якоря, но и суженных участков полюсного наконечника, которые обусловлены наличием выреза. Для этого используется схема замещения участка магнитной цепи, включающего наконечник главного полюса, воздушный зазор и зубцовый слой якоря.

С целью повышения уровня автоматизации расчетов установившихся и переходных режимов разработана методика расчета на ЦВМ зависимостей $B_\delta(F_{дз})$ и $\Phi_m(F_{mj})$, для чего характери-

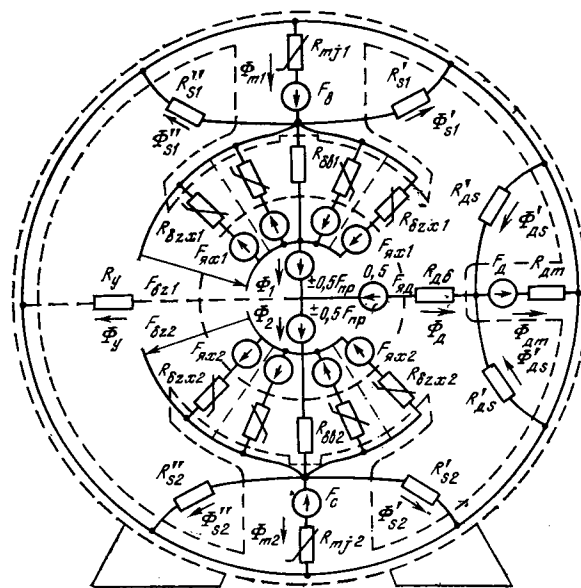


Рис. 1. Схема замещения магнитной цепи.

стики намагничивания применяемых магнитных материалов аппроксимируются степенными полиномами.

При расчете переходной характеристики напряженность магнитного поля H_{zy} в равнопотенциальном слое зубца на расстоянии y от его головки определяется из решения системы нелинейных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} B'_{zy} &= B_{zy} + \mu_0 k_{zy} H_{zy}; \\ H_{zy} &= a_1 B_{zy} + a_2 B_{zy}^3 + a_3 B_{zy}^5 + a_4 B'_{zy} + a_5 B_{zy}^9, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где B'_{zy} , B_{zy} — расчетная и действительная индукции в сечении зубца; k_{zy} — зубцовый коэффициент; a_1, \dots, a_5 — коэффициенты аппроксимации.

В системе (1) первое уравнение известно из классической теории расчета зубцового слоя якоря; оно учитывает ответвление части потока в паз. Второе уравнение представляет собой аналитическое выражение характеристики намагничивания для стали зубцов якоря.

Расчитанные характеристики намагничивания участков магнитной цепи аппроксимируются выражениями:

$$\Phi_m = k_1 \arctg(\beta_1 F_{mj}); \quad (2a)$$

$$B_\delta = k_2 \arctg(\beta_2 F_{\delta z}), \quad (2b)$$

где $k_1, k_2, \beta_1, \beta_2$ — коэффициенты аппроксимации.

Магнитная цепь СГПТ с учетом принятых аппроксимирующих выражений описывается системой нелинейных уравнений [Л. 5]:

$$\left. \begin{aligned} I_a \omega_3 + I_b \omega_b + 0,5 F_{np} &= (\Phi_1 - \Phi_2) R_{\delta, 3} + \\ &+ \frac{1}{\beta_1} \arctg\left(\frac{\Phi_1 + \Phi_{s1}}{k_1}\right) + F_{\delta z1}; \\ I_a \omega_3 + I_a \omega_c - 0,5 F_{np} &= (\Phi_1 - \Phi_2) R_{\delta, 3} - \\ &- \frac{1}{\beta_1} \arctg\left(\frac{\Phi_2 - \Phi_{s2}}{k_1}\right) - F_{\delta z2}; \\ \Phi_{s1} &= \frac{I_a \omega_c + F_{\delta z1} + F_{\delta z2} + F_{mj2}}{R_{s1}}; \\ \Phi_{s2} &= \frac{I_a \omega_c + F_{mj2}}{R_{s2}}; \\ \Phi_1 &= \frac{lk_2}{A} \left[\int_{F_{\delta z1}-0,5Ab}^{F_{\delta z1}+0,5Ab} \arctg(\beta_2 F_{\delta z}) dF_{\delta z} - \right. \\ &\left. - \int_{F_{\delta z1}-0,5Ab'}^{F_{\delta z1}+0,5Ab'} (\beta_2 F_{\delta z}) dF_{\delta z} \right] + \Lambda_b F_{\delta z1}; \\ \Phi_2 &= \frac{lk_2}{A} \left[\int_{F_{\delta z2}-0,5Ab}^{F_{\delta z2}+0,5Ab} \arctg(\beta_2 F_{\delta z}) dF_{\delta z} - \right. \\ &\left. - \int_{F_{\delta z2}-0,5Ab'}^{F_{\delta z2}+0,5Ab'} \arctg(\beta_2 F_{\delta z}) dF_{\delta z} \right] + \Lambda_b F_{\delta z2}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где

$$R_{s1} = \frac{R'_{s1} R''_{s1}}{R'_{s1} + R''_{s1}}; \quad R_{s2} = \frac{R'_{s2} R''_{s2}}{R'_{s2} + R''_{s2}}; \quad R_{\delta s} = \frac{R'_{\delta s}}{2};$$

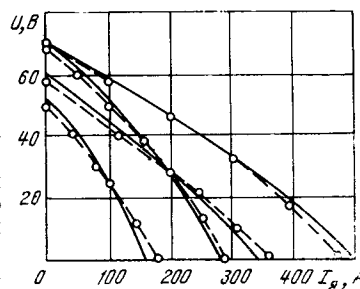
$$R_{\delta, 3} = \frac{R_{\delta} R_y}{R_{\delta} + R_y}; \quad \Phi_{s1} = \Phi'_{s1} + \Phi''_{s1}; \quad \Phi_{s2} = \Phi'_{s2} + \Phi''_{s2};$$

$$\Phi_{\delta s} = 2\Phi'_{\delta s}; \quad \omega_{\delta, d} = \frac{N\tau}{4a\pi D};$$

$$\omega_3 = \left(\frac{\omega_d R_{\delta s}}{R_{\delta s} + R_{\delta m}} - \omega_{\delta, d} \right) \frac{R_y}{R_y + R_{\delta}}; \quad R_{\delta} = \frac{R_{\delta m} R_{\delta s}}{R_{\delta m} + R_{\delta s}} + R_{\delta \delta};$$

$\omega_b, \omega_c, \omega_d$ — число витков обмоток параллельной, последовательной и добавочного полюса; l, D — длина и диаметр якоря; A — линейная нагрузка; N, a — число проводников и число пар параллельных ветвей обмотки якоря; τ — полюсное деление; b — расчетная ширина полюсного концевика; b' — ширина полюс-

Рис. 2. Расчетные и экспериментальные (пунктир) внешние характеристики СГПТ.



ной дуги в зоне выреза; Λ_b — магнитная проводимость зазора в зоне выреза.

М. д. с. коммутационной реакции якоря определяется по формуле, пригодной как при обычных, так и для значительно больших единицы значениях щеточного перекрытия и для любого типа якорной обмотки [Л. 6].

Напряжения на зажимах генератора и параллельной обмотке возбуждения находятся из уравнений:

$$U = 0,5 c_e n (\Phi_1 + \Phi_2) - I_a r_{\delta, 3} - 2\Delta U_{\text{ш}}; \quad (4)$$

$$U_b = 0,5 c_e n (\Phi_{b1} + \Phi_{b2}) - 0,5 I_a r_{\delta} - 2\Delta U_{\text{ш}, b}; \quad (5)$$

где

$$\Phi_{b1, 2} = \frac{lk_2}{A} \int_{F_{\delta z1, 2}+0,5Ab'}^{F_{\delta z1, 2}+0,5Ab} \arctg(\beta_2 F_{\delta z}) dF_{\delta z} + 0,5 \Lambda_b F_{\delta z1, 2};$$

$$c_e = \frac{p_0 N}{60a}$$

p_0 — число пар главных полюсов; n — частота вращения; $\Phi_{b1, 2}$ — поток под половиной полюсной дуги главных полюсов, где поле якоря действует подмагничивающее; $r_{\delta, 3} = r_{\delta} + r_{\delta} + r_c$ — сопротивление цепи якоря, состоящее из сопротивлений обмоток якоря, добавочного полюса и последовательной; $\Delta U_{\text{ш}}$, $\Delta U_{\text{ш}, b}$ — падения напряжений в щеточных контактах цепей якоря и возбуждения.

Уравнения (3)–(5) позволяют для любых фиксированных значений токов возбуждения I_b и якоря I_a рассчитать магнитную цепь СГПТ и статические характеристики с учетом насыщения, неравномерности воздушного зазора между полюсом и якорем, поперечной, продольной и коммутационной реакций якоря.

Магнитные сопротивления рассеяния главного и добавочного полюсов определялись путем моделирования магнитного поля рассеяния на электропроводной бумаге [Л. 7], так как общепринятый метод их расчета по вероятностной картине поля рассеяния в междуполюсном пространстве может привести к грубым ошибкам из-за несимметрии магнитной цепи.

Интегралы, входящие в (3), (5), перед расчетом на ЦВМ вычисляются в общем виде по таблицам.

Алгоритм расчета на ЦВМ магнитной цепи и статических характеристик построен следующим образом. В память ЦВМ вводятся геометрические размеры магнитной цепи, обмоточные данные, значения постоянных сопротивлений рассеяния массивы значений индукции и напряженности магнитного поля для характеристик намагничивания применяемых магнитных материалов. Затем рассчитываются характеристики намагничивания участков магнитной цепи и определяются коэффициенты аппроксимации выражений (2a, б). Далее для заданных значений токов I_b и I_a решается итерационным методом система нелинейных уравнений (3) и рассчитываются напряжения U и U_b по (4) и (5).

На основе разработанного алгоритма составлена рабочая программа и проведены расчеты магнитной цепи и статических характеристик. С целью проверки предлагаемого метода расчета были проведены эксперименты на реальной машине, которая предварительно была проверена на соответствие технической документации. На рис. 2 приведены внешние характеристики СГПТ, рассчитанные на ЦВМ и определенные экспериментально. Погрешность расчета не превышает 6%.

Переходные режимы СГПТ описываются дифференциальными уравнениями электрического равновесия цепей возбуждения и якоря;

$$\left. \begin{aligned} u_a &= p\psi_b + i_b r_b; \\ e &= p\psi_a + p\psi_c + p\psi_d + i_a r_{\delta, 3} + u_a + 2\Delta u_{\text{ш}}, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где $\psi_a, \psi_c, \psi_b, \psi_d$ — потокоцепления обмоток параллельной, последовательной, якоря и добавочного полюса; r_b — сопротивление цепи возбуждения; u_a — напряжение на зажимах генератора; e — э. д. с. вращения; p — оператор дифференцирования по времени. Здесь рассматриваются электромагнитные переходные процессы, так как частота вращения СГПТ практически не меняется из-за большой инерционности маховых масс сварочных агре-

готов. При необходимости учесть изменение частоты вращения якоря систему (6) следует дополнить уравнением равновесия моментов.

Потокоосцепления, входящие в (6), являются нелинейными функциями токов i_b и i_a . На основе системы (3) получены выражения для расчета потокоосцеплений [Л. 8]:

$$\psi_b = p_0 \frac{\omega_b}{a_b} \left[\Phi_1 + \gamma_{sb} \left(\frac{i_a \omega_c + F_{\delta z1} + F_{\delta z2}}{R_{s1}} \right) \right]; \quad (7)$$

$$\psi_c = p_0 \frac{\omega_c}{a_c} \left(-\Phi_2 + \frac{\gamma_{sc} i_a \omega_c}{R_{s2}} \right); \quad (8)$$

$$\psi_d = p_0 \left\{ \frac{\gamma_{sd} i_a \omega_d}{R_{dm} + R_{ds}} + \left(1 - \frac{\gamma_{sd} R_{dm}}{R_{dm} + R_{ds}} \right) \left[\frac{i_a \omega_d}{R_y} + \frac{R_y}{R_y + R_d} (\Phi_1 - \Phi_2) \right] \right\}; \quad (9)$$

$$\psi_a = \frac{N' l b^2 k_2}{4 F_a^2} \left[\int_{-F_a}^{F_a} F_{ax} \arctg [\beta_2 (F_{\delta z1} + F_{ax})] dF_{ax} + \int_{-F_a}^{F_a} F_{ax} \arctg [\beta_2 (F_{\delta z2} + F_{ax})] dF_{ax} \right], \quad (10)$$

где N' — число проводников, приходящееся на единицу длины окружности якоря; F_a — м. д. с. проводников обмотки якоря, расположенных на половине полюсной дуги; a_b, a_c, a_d — числа параллельных ветвей обмоток параллельной, последовательной и добавочного полюса; $\gamma_{sb}, \gamma_{sc}, \gamma_{sd}$ — коэффициенты сцепления потоков рассеяния с этими обмотками.

Параметры, входящие в (7)–(10), зависят от магнитного состояния машины, поэтому достаточно точный расчет переходных режимов возможен только при совместном решении нелинейных уравнений (3) и дифференциальных уравнений (6), в которых потокоосцепления определяются согласно (7)–(10). Их решение целесообразно выполнять численным безытерационным методом. Для этого нелинейные уравнения (3) преобразуются в дифференциальные. Полученная таким образом система уравнений позволяет рассчитать любой электромагнитный переходный режим СГПТ с учетом насыщения, поперечной, продольной и коммутационной реакции якоря.

Начальные условия для решения дифференциальных уравнений определяются из расчета установившегося режима, предшествующего переходному процессу.

Для учета вихревых токов, возникающих в массивных участках магнитопровода при переходных режимах, используется достаточно точный и вместе с тем простой метод, основанный на замене действия пространственной гармонической м. д. с. вихревых токов действием некоторого тока в короткозамкнутой катушке, охватывающей магнитопровод машины [Л. 9].

Алгоритм расчета на ЦВМ переходных режимов построен следующим образом. Сначала, как и при расчете установившихся режимов, рассчитываются характеристики намагничивания участков магнитной цепи и определяются коэффициенты аппроксимации. Затем из решения системы нелинейных уравнений итерационным методом определяются начальные значения переменных. Далее решается система нелинейных дифференциальных уравнений численным методом Рунге — Кутты. Для приведения уравнений к нормальной форме Коши на каждом шаге интегрирования дифференциальных уравнений осуществляется обращение к подпрограмме решения системы алгебраических уравнений относительно производных. Блок-схема алгоритма расчета приведена на рис. 3.

На основе разработанного алгоритма составлена рабочая программа для ЦВМ и проведены расчеты наиболее характерных переходных режимов СГПТ. На рис. 4 приведены результаты расчета переходных режимов СГПТ: холостой ход — короткое замыкание — нагрузка. Расхождение между расчетными и экспериментальными данными не превышает 8,7%.

Используя разработанные методы, были решены важные практические задачи: исследованы эксплуатационные свойства конструктивных модификаций СГПТ на разные частоты вращения; проанализировано влияние технологических отклонений значений зазоров под полюсами СГПТ на его эксплуатационные свойства; определены оптимальные параметры СГПТ, позволяющие расширить пределы регулирования рабочего тока и значительно уменьшить потери энергии [Л. 10].

Метод был также использован для расчета переходных режимов стартер-генератора. Эта машина имеет несимметричную

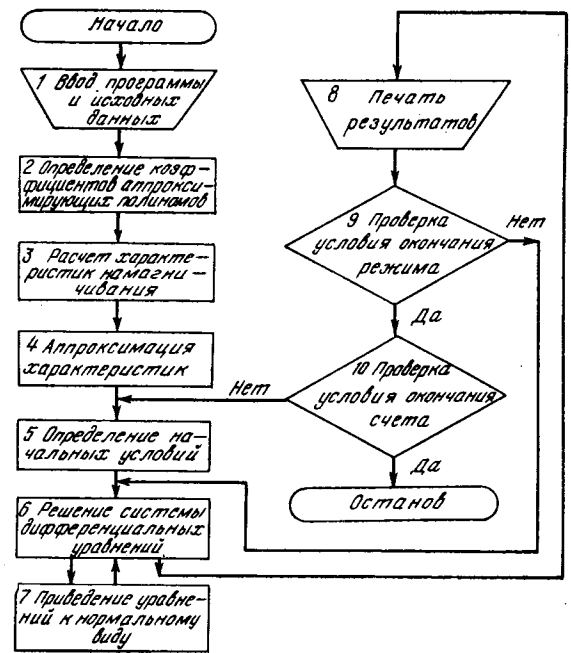


Рис. 3. Блок-схема алгоритма расчета переходных режимов.

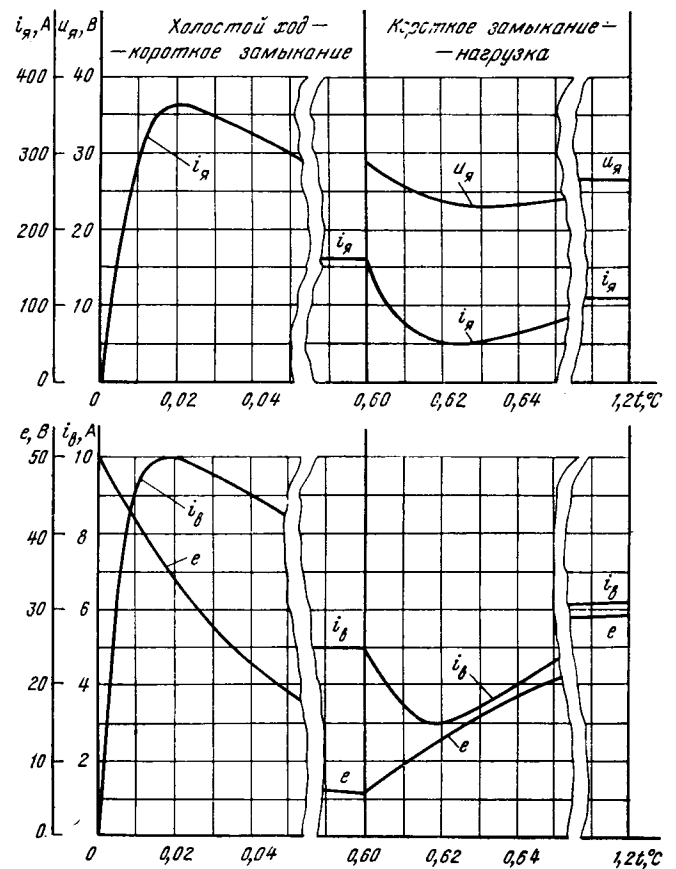


Рис. 4. Расчетные зависимости $i_a, i_b, u_a, e = f(t)$ при переходных режимах СГПТ.

форму главных полюсов и неполное число добавочных полюсов. На основных полюсах расположены параллельная и последовательная обмотки возбуждения, включенные встречно. Катушки параллельной обмотки на полюсах разноточной полярности имеют разное число витков. Предложенный метод позволит учесть конструктивные особенности этой машины. Результаты расчета были подтверждены экспериментальными исследованиями.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Суровиков А. А., Вольвич А. Г., Курочка А. Г. Расчет потенциальных условий на коллекторах электрических машин в переходных режимах с применением ЭЦВМ. — Изв. вузов. Электромеханика, 1973, № 5.

2. Попичко В. В., Чернык М. А., Фильц Р. В. Расчет статических характеристик насыщенных накопсированных двигателей постоянного тока. — Изв. вузов. Электромеханика, 1973, № 9.

3. Исследование переходных процессов машин постоянного тока с помощью ЭЦВМ/ Владимирова Э. Г., Сидельников А. В., Сидельников Б. В., Фетисов В. В. — Труды ЛПИ, 1969, № 301.

4. Попичко В. В., Чернык М. А., Фильц Р. В. Дифференциальные индуктивности некомпенсированных машин постоянного тока. — Электричество, 1974, № 6.

5. Каросас И. И., Киселев В. И. Расчет на ЦВМ магнитной цепи машины постоянного тока. — Изв. вузов. Энергетика, 1978, № 7.

6. Фетисов В. В. Расчет намагничивающей силы коммутационной реакции в машине постоянного тока при щеточном перекрытии, большем единицы. — Электричество, 1960, № 5.

7. Иванов-Смоленский А. В., Дулькин А. И. Исследование магнитных проводимостей и индуктивностей обмоток электрических машин и аппаратов методом моделирования на электропроводной бумаге. — Изв. вузов. Электромеханика, 1963, № 10.

8. Киселев В. И., Морозов Д. Н. Математическая модель для исследования переходных процессов машины постоянного тока с несимметричной магнитной цепью. — Труды МЭИ, 1978, вып. 387.

9. Фетисов В. В. Об эквивалентности массивного участка магнитопровода системе короткозамкнутых катушек с расслоенными сердечниками. — Труды ЛПИ, 1960, № 209.

10. Каросас И. И., Киселев В. И., Морозов Д. Н. Модернизация коллекторных генераторов СГПТ. — Автоматическая сварка, 1980, № 8.

{11.02.81}



ЧИТАТЕЛЬСКАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ ЖУРНАЛА «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО»

24 февраля с. г. в Ленинградском политехническом институте им. М. И. Калинина состоялась читательская конференция журнала «Электричество».

Председатель конференции член редколлегии журнала, чл.-корр. АН СССР Н. Н. Тиходеев предоставил слово главному редактору «Электричества», проф. Л. Г. Мамиконянцу, который проинформировал собравшихся о деятельности журнала в X пятилетке и в 1981 г., остановился на задачах журнала в XI пятилетке, вытекающих из решений партии и правительства по дальнейшему развитию энергетики и электротехники.

Присутствовавшие на конференции члены редколлегии журнала Б. Н. Евсеев, А. В. Иванов-Смоленский, В. П. Ларионов, М. В. Костенко, А. В. Нетушил ответили на вопросы читателей и авторов.

Выступившие на конференции д. т. н. А. В. Донской (ЛПИ), к. т. н. Эйбшиц (ЛПЭО «Электросила»), чл.-корр. АН СССР Н. Н. Тиходеев (НИИПТ), д. т. н. Г. Н. Александров (ЛПИ), д. ф.-м. н. С. Н. Койков (ЛПИ) отметили высокий научный уровень журнала, высказали предложения, направленные на улучшение его работы.

Редколлегия журнала «Электричество» благодарит всех, принявших участие в конференции.

25 февраля отчет о работе журнала был заслушан на Президиуме ЦП НТОЭ и ЭП.



ВЕНИКОВ В. А., ЖУРАВЛЕВ В. Г., ФИЛИПОВА Т. А.

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ И ЭНЕРГОСИСТЕМ. М.: ЭНЕРГОИЗДАТ, 1981.

Несмотря на то, что вопросам оптимизации режимов энергосистем посвящено большое количество статей и книг по отдельным разделам этой проблемы, учебная литература, охватывающая все ее разделы, немногочисленна. Поэтому появление рецензируемой книги учебника для студентов энергетических специальностей не может не привлечь внимания. Актуальность темы не вызывает сомнений тем более, что дисциплины того же названия включены в учебные планы по нескольким специальностям.

Материал книги разбит на две большие части. В первой части книги, содержащей пять глав и посвященной вопросам управления энергосистемами в условиях АСУ, даны определения основных терминов в области энергосистем, приведены общие сведения о графиках нагрузки и понятия о балансах активной и реактивной мощности и активной энергии, указаны задачи диспетчерского управления.

Далее детально рассмотрены основы создания АСУ, дано понятие об ОАСУ «Энергия», приведены сведения о необходимости и видах математического обеспечения АСУ, и, в частности, АСДУ и оперативно-информационных комплексов, даны краткие сведения о технических средствах регулирования частоты и активной мощности и об информационном обеспечении АСУ. Приведены хорошо подобранные сведения об автоматизированных системах управления технологическими процессами тепловых электростанций, ГЭС и предприятий электрических сетей (ПЭС).

Интересна заключающая первую часть глава пятая, в которой рассмотрены вопросы математического моделирования в энергетике. Однако заметим, что она частично дублирует материал, который должен быть известен из курса высшей математики.

В четырех главах второй части книги (главы 6 и 8—10) подробно описаны методы расчета оптимального распределения нагрузки между электростанциями различных видов и между их агрегатами при долгосрочной и краткосрочной оптимизации режимов энергосистем, изложен метод расчета распределения нагрузки при переменном напоре на ГЭС, рассмотрены режимы ГАЭС. Здесь же рассмотрены методы комплексной оптимизации режимов электрической системы с учетом потерь в сети, дано понятие о применении для этой цели специализированных аналоговых вычислительных устройств. Сложный вопрос о выборе наилучшего состава работающего оборудования хорошо и доходчиво изложен в 8-й главе. Достаточное внимание уделено весьма важному для энергосистем вопросу об использовании генераторов ГЭС в режиме синхронных компенсаторов и упрощенным методам управления агрегатами ГЭС. Необходимое внимание уделено оптимизации режимов водохранилищ и режимам каскадов ГЭС. Хорошо описан и удачно применен метод проекции градиентов. Интересны разделы, посвященные планированию и учету ремонтных работ в АСУ. Рассмотрен вопрос координации режимов систем по перетоку мощности по межсистемным связям при оптимизации краткосрочных режимов. Большое внимание уделено внутростанционной оптимизации режимов станций, что особенно важно для ГЭС.

7-я и 11-я главы посвящены характеристикам и технико-экономическим показателям станций и энергосистем. Описаны виды характеристик и методы построения эквивалентных и среднеинтегральных характеристик. Рассмотрены методы технико-экономического планирования и его стадии, а также методы прогнозирования при плановых расчетах.

Содержательна и интересна 12-я глава, в которой даются сведения об эффективности решения режимных задач. При этом учитываются погрешности энергетических характеристик и возможности реализации результатов оптимизационных расчетов, показано влияние неопределенности исходных данных. Большое практическое значение будут иметь методика и конкретные данные для технико-экономического обоснования создания АСУ в энергетике.

Заключительная 13-я глава содержит очень важные и полезные сведения об охране природы в связи со строительством и эксплуатацией энергетических объектов.

Выскажем некоторые общие соображения о структуре и содержании рецензируемого полезного и нужного учебника. Имя

в виду, что эта книга найдет широкое применение среди студентов нескольких факультетов энергетических и политехнических высших учебных заведений, а также среди эксплуатационного персонала энергетических объединений и предприятий, можно сказать, что тираж книги сравнительно невелик. Очевидно, в недалеком будущем потребуются последующие издания, и некоторые из высказанных ниже соображений могут оказаться полезными.

Представляется, что более логично было бы строить изложение «от задач и алгоритмов — к техническим средствам», т. е. поменять местами первую и вторую части книг. Вопросы развития энергосистем не менее важны и не в меньшей степени требуют разработки и применения методов их оптимизации, чем вопросы эксплуатации энергетических объединений и предприятий. Поэтому для полноты охвата проблемы учебник необходимо дополнить еще одной частью, посвященной методам оптимального развития энергосистем. Авторы оговаривают отсутствие в книге вопросов проектирования энергосистем, но в 13-й главе приводят мероприятия по охране природы, которые могут и должны быть осуществлены именно на стадиях проектирования и сооружения энергетических объектов.

Слишком мало внимания уделено вопросам оптимальных режимов эксплуатации распределительных сетей и систем электро-снабжения. Приведено только описание АСУ ПЭС, выполняющей в основном информационные функции, дано понятие анализа надежности электрических сетей и рассмотрена организация работ по ремонту воздушной линии. Методы оптимизации режима подстанций и сетей (а здесь нужна многокритериальная оптимизация — по потерям и по надежности) даже не упомянуты. Задачи оптимизации развития, реконструкции и эксплуатации распределительных сетей и систем электроснабжения, конечно, не столь сложны и грандиозны как задачи «большой энергетики», но они имеют свои особенности.

Имя в виду колоссальный объем работ по этим системам, нельзя не признать, что в общегосударственном масштабе правильное решение возникающих оптимизационных задач может дать весьма заметный экономический эффект, значение которого и, в частности, возможности снижения технологического расхода энергии в распределительных сетях, особенно возрастает в свете решений руководящих органов страны об экономии материальных и топливно-энергетических ресурсов. Поэтому все эти вопросы нельзя оставить вне поля зрения будущих молодых специалистов. Заметим также, что большая часть специалистов-электриков работает именно в этих организациях, а не в диспетчерских управлениях, и туда же идет работать значительная доля выпускников электриков вузов.

Отметим еще два вопроса, отсутствие которых в разделах, касающихся режимов тепловых электростанций, необходимо. В таблице главы 7-й показано, что многие станции работают на двух видах топлива. Оптимизация режима таких ТЭС не рассмотрена, хотя алгоритм расчета оптимального режима, основанный на методе динамического программирования, разработан и опубликован. То же можно сказать об оптимизации режимов систем собственных нужд ТЭС. В первую очередь это касается систем циркуляционного водоснабжения, потребляющих до 20—30% электроэнергии на собственные нужды ТЭС. В качестве другого вопроса, изложение которого было бы желательно видеть в книге, отметим, что при описании нестационарного режима нижнего бьефа ГЭС надо было бы показать применение уравнения Сен-Венана.

Одним из наиболее существенных недостатков учебника следует признать почти полное отсутствие числовых примеров, которые совершенно необходимы для повышения доходчивости и облегчения изучения довольно сложного материала.

В перечень задач АСДУ следовало включить также регулирование напряжений в узлах сети и потоков реактивной мощности, а в задачи АСУ высших ступеней напряжения — управление значениями компенсирующих индуктивностей и источниками реактивной мощности (в том числе — для уточнения настройки сверхдальних линий электропередачи). Следует отметить, что при

Теоретические и электрофизические проблемы повышения надежности и долговечности изоляции сетей с изолированной нейтралью

(заседание секции IV «Теоретические проблемы электрофизики высоких напряжений»
Научного Совета АН СССР по комплексной проблеме «Научные основы
электрофизики и электроэнергетики», сентябрь 1981 г., Таллин)

В заседании приняли участие 90 представителей 25 организаций из 20 городов. Были заслушаны и обсуждены 40 докладов и сообщений.

В соответствии с решениями расширенных заседаний секции IV по проблемам защиты от перенапряжений, условий работы изоляции в сетях высокого, сверхвысокого и ультравысокого классов напряжений, состоявшихся в Куйбышеве (1979 г.), Новосибирске (1980 г.) и Апатитах (1980 г.), в период между заседаниями был подготовлен и утвержден ряд документов, в частности ведомственные РУ по проектированию заземлений, решение об опыте эксплуатации нелинейных ограничителей перенапряжений и др. Получены результаты теоретического и экспериментального исследования по грозозащите и защите от внутренних перенапряжений линий, подстанций и вращающихся машин, по характеристике заземлений в районах с высоким удельным сопротивлением грунта и в вечномёрзлых грунтах, обобщен опыт эксплуатации электрических сетей 6—750 кВ по этим вопросам, начато исследование статистических характеристик токов молнии в районах крайнего Севера.

Вместе с тем имеются многочисленные вопросы, возникающие при эксплуатации оборудования в сетях средних классов напряжения. Заседание секции, состоявшееся в Таллинском политехническом институте, рассмотрело ряд вопросов, связанных с теоретическими и электрофизическими проблемами повышения надежности и долговечности изоляции сетей собственных нужд электростанций, генераторных сетей и распределительных сетей 6—35 кВ, работающих в режиме с изолированной нейтралью или в режиме с компенсацией токов замыкания на землю. В частности, обсуждены вопросы аварийности линейной изоляции в сетях 6—20 кВ, результаты исследования грозовых и внутренних перенапряжений в этих сетях, защиты от перенапряжений и др.

В обзорных докладах, представленных Ленинградским политехническим институтом (ЛПИ), ВПО «Союзэлектросетьизоляция» (Москва) и Таллинским политехническим институтом (ТПИ), показана актуальность рассматриваемых вопросов.

Обсуждались доклады и сообщения по трем основным направлениям.

Изоляция в сетях 6—35 кВ. В последние годы уделяется большое внимание исследованию характеристик линейной изоляции, изоляции силовых трансформаторов и электрических машин, а также уточнению условий их работы в сетях с изолированной нейтралью.

В ряде докладов (ВПО и СКТБ «Союзэлектросетьизоляция», ТПИ, ЛПИ, ЧИМЭСХ и др.) обобщены результаты исследования работоспособности высоковольтных штыревых изоляторов за последние годы. Определена возможность дальнейшего повышения надежности линейных изоляторов путем совершенствования их конструкции, стабилизации технологических процессов и внедрения новых, более объективных методов контроля изоляторов на заводах-изготовителях.

Особое внимание уделено характеристикам линейных изоляторов при воздействии грозовых перенапряжений. Показано, что разрядные характеристики изоляторов по поверхности и пробивное напряжение в ряде случаев недостаточно скоординированы, особенно при воздействии на них волн перенапряжений с крутыми фронтами. При этом происходит разрушение главным образом тех изоляторов, которые содержат структурные дефекты.

Рассмотрены некоторые вопросы внутренней изоляции электрических машин и другого электрооборудования в сетях с изолированной нейтралью. Отмечалось, что для уточнения грозозащиты трансформаторов важное значение имеет исследование характеристик не только внешней, но и внутренней изоляции. Показано, что отбраковка новой изоляции электрических машин с механическими повреждениями одинаково эффективна при напряжениях промышленной частоты и при импульсных грозовых и коммутационных перенапряжениях.

Опыт эксплуатации и вопросы надежности изоляции в сетях 6—35 кВ. Доклады и сообщения по этим вопросам были представлены ВПО и СКТБ «Союзэлектросетьизоляция», ТПИ, ЧИМЭСХ, ЛПИ, Ленэнерго и другими организациями.

Опыт эксплуатации изоляторов свидетельствует о более высокой надежности их по сравнению с ранее применявшимися. Снижению повреждаемости изоляторов способствовало улучшение их конструкции, повышение качества изготовления и в зна-

испытаниях парогенераторов обычно измеряются три, а не пять видов потерь, так как потери в окружающую среду и с физическим теплом шлака не поддаются измерению. Вряд ли АСДУ может управлять стоимостью тонны условного топлива, так как эта величина определяется результатами деятельности других министерств.

С методической точки зрения изложение учебного материала отвечает весьма высоким требованиям. Язык учебника прост и доходчив. Однако некоторые термины не могут не вызвать возражений. Так, например, термин «брак» устарел и теперь не применяется, термин «вероятностная характеристика» точнее отражал бы суть дела, чем «случайная характеристика». Количество иллюстраций кое-где недостаточно. Так, например, следовало бы показать пример заполнения ремонтной площадки на годовом графике максимальных нагрузок.

Подводя итог, можно сказать, что рецензируемая книга имеет ряд несомненных достоинств и представляет собою заметный шаг вперед по сравнению с ранее выходившими учебными пособиями. Она не только отражает современный уровень техники в рассматриваемой области, но и в некотором смысле дает возможность учащимся бросить взгляд вперед. Основным достоинством книги можно считать определенную целеустремленность учебника — он направлен по построению учебного материала и по содержанию на оптимизацию режимов энергетических предприятий

и объединений, оснащенных автоматизированными системами управления. Это касается не только разделов, в которых излагаются основы создания АСУ, но и рассматриваемых методов оптимизации режимов и всего подхода к изложению материала. При изучении режимов электрических станций они рассматриваются не как изолированные энергетические предприятия, а как составные части крупных энергетических объединений, управление которыми осуществляется соответствующими АСУ. В основе описанных в учебнике методов оптимизации лежит современный математический аппарат, знание которого для инженера-энергетика необходимо. Описанные в учебнике алгоритмы иллюстрированы укрупненными структурными схемами, в которых удачно выделены основные упрощения, при которой сохраняется основная идея метода и улучшается наглядность. Очень важной чертой книги является включение в нее новых, ранее не рассматривавшихся в подобных курсах, разделов: экономическая эффективность оптимизации режимов, планирование технико-экономических показателей, охрана природы.

В заключение скажем, что энергетические факультеты вузов получили хороший учебник, изучение которого студентами повысит уровень их подготовки и будет содействовать дальнейшему развитию и повышению экономической эффективности энергетики нашей страны.

СИНЬКОВ В. М., доктор техн. наук

чительной степени улучшение условий транспортирования. Вместе с тем в сетях 6—10 кВ аварийность в ряде случаев связана с повреждениями штыревых изоляторов. Отмечаются как механические повреждения изоляторов, так и их электрический пробой, однако во всех случаях более половины отказов изоляторов связано с их дефектами при изготовлении. Наблюдаются механические повреждения штыревых изоляторов при их креплении с помощью полиэтиленовых колпачков. Снижение аварийности из-за повреждаемости штыревых изоляторов может быть достигнуто при совершенствовании методов профилактических испытаний изоляторов, находящихся в эксплуатации. В частности, предлагается проводить такие испытания путем искусственного возбуждения дуговых перенапряжений в сети.

В сетях с изолированной нейтралью наиболее тяжелые грозовые повреждения возникают на подстанциях; они связаны с выходом из строя силовых трансформаторов. Основными причинами, вызывающими аварии в режиме воздействия внутренних перенапряжений, являются дуговые замыкания на землю. Наиболее уязвимым видом изоляции при дуговых замыканиях является кабель.

Эффективным средством снижения аварийности, связанной с замыканиями на землю в сетях с изолированной нейтралью, является компенсация тока в месте замыкания на землю. Устройства компенсации, использующие дугогасящие катушки в нейтральной сети, не обеспечивают достаточно эффективного гашения дуги вследствие активных потерь в самих катушках и изоляции сети. Другим недостатком таких устройств компенсации является возможность появления резонансных перенапряжений даже в нормальных режимах эксплуатации сети при наличии значительной емкостной несимметрии. Этим недостаткам лишено устройство, действующее по принципу компенсации потенциала поврежденной фазы относительно земли, использующее специальный трансформатор, обмотка высокого напряжения которого включена между нейтралью сети и землей. В момент замыкания одной из фаз на землю в обмотку низкого напряжения этого трансформатора подается компенсирующее напряжение. В настоящее время изготовлен экспериментальный образец такого устройства компенсации с трансформатором мощностью 250 кВ·А и получены положительные результаты его испытаний.

По мнению ряда докладчиков, снижение аварийности в сетях с изолированной нейтралью может быть достигнуто путем ликвидации ослабленных точек, увеличения паузы АПВ (что приводит к росту его коэффициента успешности), а также разработки и широкого внедрения новых защитных аппаратов — нелинейных ограничителей перенапряжений.

Перенапряжения и средства защиты в сетях с изолированной нейтралью. По этой проблеме доклады и сообщения были представлены ЛПИ, ДПИ, НЭТИ, Томским и Кировским политехническими институтами, ЧИЭСХ, АзНИИЭ, ЛО ГИДЭП, «Сельэнергопроект», Краснодарэнерго, Ленэнерго и др.

Высокая повреждаемость изоляции сетей с изолированной нейтралью в ряде энергосистем страны поставила задачу более глубокого исследования перенапряжений и условий работы изоляции. Наиболее опасными для этой изоляции являются перенапряжения при дуговых замыканиях на землю. Высокие кратности перенапряжений, превышающие в ряде случаев уровень изоляции электрооборудования, возможны также при феррорезонансных явлениях, а также во время коммутации некоторых элементов сети (например, ненагруженных трансформаторов). Как показывает автоматическая регистрация перенапряжений в действующих сетях, уровень перенапряжений, превышающий испытательное напряжение оборудования, возникает один раз в несколько лет в таких наиболее уязвимых элементах сетей, как синхронные компенсаторы, высоковольтные двигатели, маломощные генераторы и кабели.

Большое внимание в последние годы обращается и на грозозащиту сетей с изолированной нейтралью. В ряде докладов отмечается, что уровень грозовых перенапряжений на крупных генераторах в сильной степени определяется сочетанием параметров оборудования блока и при существующих схемах грозозащиты может превышать амплитуду испытательного напряжения.

Требования глубокого ограничения перенапряжений в сетях с изолированной нейтралью ставят задачу разработки новых мер защиты от перенапряжений. В частности, рекомендуются новые схемы защиты передвигаемых электрифицированных агрегатов и трансформаторных пунктов в сетях 6—10 кВ.

Наиболее эффективной мерой глубокого ограничения как грозовых, так и коммутационных перенапряжений в сетях с изолированной нейтралью является, также как и в сетях с заземленной нейтралью, применение нелинейных ограничителей перенапряжений. Расчеты, специальные сетевые испытания, а также лабораторные исследования высоковольтных оксидных резисто-

ров показывают принципиальную возможность применения нелинейных ограничителей перенапряжений для защиты оборудования сетей 6—35 кВ. Однако уточнение технических требований к таким ограничителям связано с дальнейшими исследованиями условий их работы в этих сетях. На заседании было отмечено, что вопросам надежности работы изоляции и защиты от перенапряжений в сетях генераторного напряжения, в сетях собственных нужд электростанций и распределительных сетях, работающих в режиме с изолированной нейтралью, уделяется недостаточное внимание. Между тем по данным опыта эксплуатации сетей собственных нужд станций наблюдается большая аварийность, которая приводит к существенным ущербам, в том числе из-за недостаточной координации изоляции, воздействующих перенапряжений и характеристик защитных аппаратов.

Продолжает оставаться неудовлетворительным положение с компенсацией емкостных токов в воздушных и кабельных сетях 3—35 кВ, что приводит к высокой аварийности при развитии замыканий на землю в многоместные повреждения в сетях. Дугогасящие катушки на токи свыше 10 А выпускаются в недостаточном количестве, а необходимые катушки на токи до 10 А не изготавливаются, что приводит к повреждениям электрооборудования. Существующие устройства автоматической компенсации емкостных токов недостаточны, так как не обладают быстродействием и не допускают регулирования настройки под напряжением.

Имеют место случаи длительных замыканий на землю на линиях с железобетонными опорами. Существующие методы определения мест повреждения в сетях 6—35 кВ недостаточно эффективны. Во многих случаях не обеспечивается защита оборудования сетей с изолированной нейтралью от перенапряжения. Разработка и внедрение новых средств и методов защиты (нелинейные ограничения перенапряжений, дугогасительные трансформаторы, быстродействующие автоматические дугогасящие катушки и др.) ведется недостаточно эффективно. В ряде случаев низкая надежность в эксплуатации линейных штыревых изоляторов в сетях 6—20 кВ связана с повреждениями при транспортировке и монтаже этих изоляторов (использование нестандартных штырей, транспортировка изоляторов без тары и т. д.).

Научные и проектные организации уделяют недостаточное внимание исследованию перенапряжений в обмотках трансформаторов и электрических машин в сетях с изолированной нейтралью, а также особенностям работы изоляции 6—20 кВ в условиях загрязнения атмосферы.

Заседание приняло следующие решения:

обратить внимание Минэнерго СССР на необходимость уточнения норм на величину допустимого тока замыкания на землю в связи с изменением условий защиты элементов электрооборудования в сетях 6—35 кВ, в особенности в сетях генераторного напряжения;

просить Минэлектротехпром организовать разработку и внедрение маломощных дугогасительных аппаратов для распределительных сетей 6—20 кВ с емкостными токами замыкания на землю менее 10 А, организовать производство дугогасительных трансформаторов и регулируемых дугогасящих катушек, а также разработать и внедрить надежное устройство по отысканию места замыкания на землю в сетях 3—35 кВ;

обратить внимание Минэлектротехпрома и Минэнерго СССР на необходимость существенного улучшения упаковки, транспортировки и монтажа изоляторов;

считать необходимым начать разработку технических условий на нелинейные ограничители перенапряжений. Просить Минэлектротехпром организовать выпуск различных модификаций нелинейных ограничителей перенапряжений для защиты сетей 3—35 кВ;

продолжить работы по изучению термостойкости линейных штыревых стеклянных изоляторов с целью уточнения соответствующих требований и разработки методики их термоэлектрических испытаний;

следует продолжить работы по исследованию электрофизических характеристик изоляторов при воздействии импульсов перенапряжений с крутыми фронтами и рассмотреть целесообразность введения в нормы испытания изоляции соответствующих импульсов;

одобрить проводимые разными организациями страны работы по созданию и внедрению полимерных изолирующих конструкций для воздушных линий электропередачи.

БОГАТЕНКОВ И. М., ОЙДРАМ Р. А., ХАЛИЛОВ Ф. Х.,
кандидаты техн. наук

Академик АН УССР Василий Михайлович Хрущов

(К 100-летию со дня рождения)

В. М. Хрущов родился 12 июня 1882 г. в Петербурге, вскоре семья переехала в Томск. В 1901 г. В. М. Хрущов с отличием окончил гимназию, поступил в Томский технологический институт. Учебу в институте Василий Михайлович вынужден был совмещать с работой, чтобы материально помогать многодетной семье. В стенах института определилось направление его научной деятельности, в формировании которой основную роль сыграл его научный руководитель проф. А. А. Потехина, впоследствии известный советский ученый — электротехник.

В 1908 г. В. М. Хрущов с отличием окончил институт и получил звание инженера-механика. Как наиболее способный и проявивший склонность к научной работе, он был зачислен ассистентом в электротехническую лабораторию института. Через несколько лет после защиты диссертации (разработка теории репульсивных двигателей) В. М. Хрущов получил звание приват-доцента и право занятия кафедрой.

Наряду с педагогической деятельностью, которой В. М. Хрущов отдавал много сил, он занимался также исследовательской работой. Следует обратить внимание на широту его научных интересов: в 1909—1915 гг. — это коллекторные машины переменного тока, в 1916—1928 гг. — электрические сети и линии передач, 1929—1938 гг. — районные электрические сети, 1932—1941 гг. — передача электрической энергии постоянным током и разработка механических и дугowych выпрямителей, регулирование напряжения синхронных генераторов путем компаундирования их возбуждения.

Наиболее полно талант ученого раскрылся при советской власти. Достаточно обратить внимание на такой факт: за все время научной деятельности (он умер в декабре 1941 г.) В. М. Хрущовым опубликовано около 80 работ, из них 73 — при советской власти (20 работ на страницах «Электричества»).

В 1920 г. В. М. Хрущову было присвоено звание профессора, и в 1923 г. он был избран профессором Харьковского технологического института. В Харькове он жил и работал до начала Великой Отечественной войны.

В 20-е годы, когда формировались советские высшие технические учебные заведения, В. М. Хрущов сыграл большую роль в создании высшей школы на Украине. Вместе с организатором электротехнического факультета Харьковского технологического института проф. П. П. Копняевым он принял активное участие в расширении работ этого факультета, а позднее — в организации Харьковского электротехнического института и в течение длительного периода был заместителем директора по научной и учебной работе этого вуза. В 1923 г. ему было присвоено звание заслуженного профессора, а в 1937 г. — ученая степень доктора технических наук. В 1939 г. В. М. Хрущов был избран академиком АН СССР. Он явился одним из инициаторов создания Института энергетики АН УССР в Харькове и филиала этого института в Киеве. Таким образом был заложен фундамент создания уже после войны (1947 г.) двух институтов — электротехники и теплоэнергетики АН УССР.

В 1940 г. В. М. Хрущов вступил в ряды КПСС. В начале Великой Отечественной войны он руководил

перестройкой работы Института энергетики для нужд обороны страны.

В. М. Хрущов сочетал большую и плодотворную научную и педагогическую работу с активной общественной деятельностью, долгие годы будучи председателем Харьковского правления Научно-технического общества энергетиков. С большой ответственностью относится он также к выполнению обязанностей депутата Областного Совета народных депутатов.

Большая часть творческой деятельности В. М. Хрущова связана с Харьковским электротехническим институтом (до 1930 г. — электротехническим факультетом Харьковского технологического института), в котором он был организатором и неизменным руководителем кафедры передачи электрической энергии. Он уделял много внимания, отдавал много сил и энергии подбору и творческому росту одаренной молодежи, создавая таким образом свою научную электротехническую школу.

Оценивая научное наследие В. М. Хрущова, можно определить наиболее общие и важные черты его научной деятельности: решение насущных вопросов, выдвигаемых практикой электрификации страны; новизна, актуальность и оригинальность исследований; развитие классических методов; глубина и изящество решений; доведение до простоты практически применимых методов и средств; технико-экономическая обоснованность и оптимальность решений с учетом конкретных условий.

При развитии электрификации возникли проблемы расчета и оптимизации электрических сетей. Этим проблемам В. М. Хрущов посвятил несколько десятков работ. Им был разработан оригинальный метод расчета городских электрических сетей — метод уравнильных токов. Он доказал, что задаваясь условными разрезами замкнутой электрической сети, можно путем несложных операций определить уравнильный ток, который потечет в цепи под влиянием небаланса напряжений в точке разреза, обусловленного произвольно выбранным токораспределением, и таким образом установить истинные токи, посылаемые в сеть каждым из питательных пунктов. Развивая метод расчета сложных сетей, В. М. Хрущов выдвинул приближенную модификацию метода, рассмотрел и очертил области его применения, проанализировал отклонения, которые возникают в тех или иных конкретных условиях, и доказал, что метод уравнильных токов применим для расчетов любых сетей и дает рациональные в экономическом и техническом отношении решения.

К этому циклу исследований можно отнести и смежные работы, в которых показано, что наименьшая стоимость электрических сетей определяется не только правильным решением вопроса о сечениях проводов; большое влияние на стоимость и затраты по эксплуатации сети оказывает размещение основных сетевых сооружений — питательных пунктов и трансформаторных подстанций. На основе математического анализа В. М. Хрущов определил условия оптимального размещения этих сооружений в городских сетях с одним или несколькими напряжениями. Как и в других работах, был дан не только метод получения оптимальных решений, но и проведен анализ допустимых отклонений от рационального размеще-

ния сетевых сооружений, т. е. выполнено технико-экономическое решение задачи. Заслуживает упоминания цикл работ по определению наивыгоднейшего напряжения в низковольтных распределительных городских сетях. С большой убедительностью В. М. Хрущов показал, что в условиях социалистического народного хозяйства вопрос об оптимальности напряжения может и должен решаться с учетом общего экономического эффекта, т. е. с учетом капиталовложений, расхода цветного металла, потерь полезного светового потока от источников электрического освещения.

Методы исследования в области городских сетей В. М. Хрущов развил применительно к районным электрическим сетям, линиям передачи энергии, связывающим районные электрические станции между собой и с крупными потребителями электрической энергии.

Как уже отмечалось, характерной чертой всех работ В. М. Хрущова является оптимальное сочетание в них теории и практики. Еще одним подтверждением этого может служить его работа по определению наивыгоднейшего срока службы электрического провода без переустройства. В этой работе впервые поставлен и решен практически важный вопрос о минимуме эксплуатационных расходов при нарастающей из года в год нагрузке. Выведена формула, с помощью которой представляется возможным установить наивыгоднейшее сечение провода при заданном сроке службы, и показано, что известная формула Томсона по экономической плотности тока является частным решением задачи. Дальнейший анализ показал, что с экономической точки зрения (с учетом дефицита цветных металлов) имеет смысл увеличивать срок службы кабелей без переустройства сети.

Развитие в СССР энергоснабжения через электрические системы привело к необходимости решения такого актуального вопроса, как расчет сверхтоков — токов короткого замыкания, возникающих при авариях. В. М. Хрущов разработал и обосновал новый метод расчета — метод спрямленной внешней характеристики. Спрявление внешней характеристики дает возможность сравнительно просто определить токи трехполюсного, двухполюсного и однополюсного коротких замыканий в сложных сетях с учетом нагрузки.

В связи с резким возрастанием в конце 20-х годов в электрических сетях Донбасса количества грозовых аварий, наносивших большой ущерб народному хозяйству, В. М. Хрущов по поручению начальника Главэнерго акад. Г. М. Кржижановского организовал в ХЭТИ широкие экспериментальные исследования по проблеме грозовых перенапряжений. Сотрудниками кафедры В. М. Хрущова в весьма сжатые сроки было разработано и сооружено необходимое уникальное научное оборудование, в том числе крупнейшие передвижные и стационарные генераторы импульсов на 3 и 8 млн. В, многолучевые импульсные катодные осциллографы, высоковольтные импульсные конденсаторы, клидонографы и др.

В 30-е годы перспективной становится передача энергии на сверхдальные расстояния. В. М. Хрущов считал, что делать это целесообразно на постоянном токе. Актуальным стал вопрос о разработке теории и создании мощных выпрямителей. В. М. Хрущовым была разработана теория дугового выпрямителя, созданы экспериментальные конструкции выпрямителей, в которых электрическая дуга переменного тока перемещалась вдоль электродов под влиянием естественного и искусственного магнитных полей и воздушного потока. Уже первые конструкции, испытанные в условиях относительно больших мощностей, дали интересные и многообещающие результаты.

Незадолго до смерти В. М. Хрущов начал заниматься исследованием вопросов автоматического регулирования напряжения синхронных генераторов, предложив простую схему компаундирования генератора с применением нагревающего шунта. Расчеты и эксперименты показали, что применение таких схем является целесообразным для малых станций.

Преждевременная смерть прервала многие работы талантливого исследователя. Он умер в расцвете творческих сил.

Имя Василия Михайловича Хрущова по праву занимает достойное место в славном ряду деятелей советской электрификации, чей беззаветный труд на благо Родины будет служить благородным примером многим поколениям советских ученых и инженеров.

ВНИМАНИЮ

руководителей организаций и предприятий

В Энергоиздате вышли бланк-заказы на плакаты по экономии тепловой и электрической энергии и 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.

Бланк-заказ высылается издательством бесплатно по запросам организаций. В нем полный перечень плакатов, указаны условия их получения и порядок оформления заказов.

За получением бланк-заказа следует обращаться по адресу: 113114, Москва, Шлюзовая наб., 10, Энергоиздат, Отдел распространения. Телефон для справок: 235-39-27.

СВОЕВРЕМЕННО ОФОРМЛЯЙТЕ ЗАКАЗЫ



Предприятие «Отто Бухвиц» — главный поставщик оборудования для передачи и распределения энергии — представляет распределительные устройства высокого напряжения с малообъемными масляными (на токи до 2500 А) и вакуумными (до 1250 А) выключателями, современной вторичной электронной техникой, компактные и удобные для монтажа.

Комбинат электромашиностроения наряду с серией микродвигателей постоянного тока экспонирует демонстрационные модели шаговых приводов.

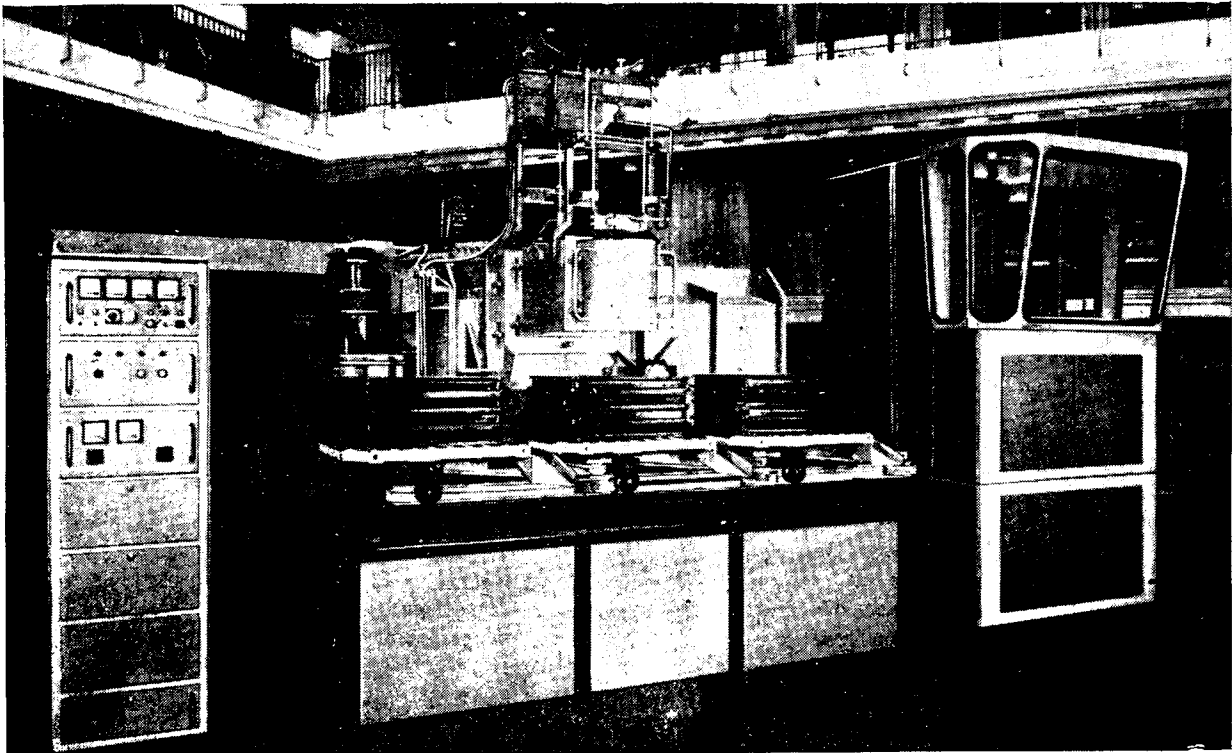
Кабельная промышленность ГДР представлена на выставке разнообразным ассортиментом кабелей и приводов, изготовленных на предприятии «Вильгельм Пик». На выставочном стенде внешнеторговой орга-

низации ХАЙМ—ЭЛЕКТРИК ЭКСПОРТ—ИМПОРТ демонстрируются устройства для автоматизации измерений и контроля, для дефектоскопии и ядерной техники, а также бытовые электроприборы.

Комбинат тяжелого машиностроения «Эрнст Тельман» показывает крутильную машину для изготовления световодов, стан для волочения тонкой проволоки.

РОБОТРОН демонстрирует вычислительную технику, конторскую технику и другие изделия. Комбинат РОБОТРОН принимает участие в создании единой системы вычислительной техники.

Экспортером изделий электротехнической промышленности является внешнеторговая организация ЭЛЕКТРОТЕХНИК ЭКСПОРТ — ИМПОРТ.



Литейный автомат комбината локомотивостроения «Ганс Баймлер»

СОДЕРЖАНИЕ

Фокин Ю. А. — Расчет показателей надежности в системах электроснабжения	1
Богданов В. А. — Выбор модели установившегося режима и сбор телеинформации в электроэнергетической системе	7
Кривенцев В. И. — Принцип оптимизации автономных электроэнергетических систем по минимуму приведенных затрат	13
Решетов С. А. — Оптимизация электрических сетей при заданной потере напряжения	17
Прусс В. А., Лимонов А. И. — Эффект эксплуатации электрической сети	21
Вишневецкий А. М. — К расчету электрического поля в задачах электрокоррозии металлов	27
Городецкая Н. И., Пушкин Н. В., Соломоник С. С. — Тепловой расчет коаксиального кабеля, передающего мощные одиночные импульсы	31
Смирнов Ю. В. — Расчет электромагнитных устройств переменного тока с учетом изменения их параметров при нагреве	36
Саркисян В. О. — Режим искусственной нагрузки асинхронных двигателей	39

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Аврух В. Ю., Дугинов Л. А. — Совершенствование системы вентиляции турбогенераторов с помощью пазовых клиньев статора, выступающих в воздушный зазор	43
Колесов Ю. А., Кривов А. А. — Расширение диапазона работы импульсных датчиков скорости с Т-образным магнитопроводом	47

Calculating Reliability Indexes for Power Supply Systems — U. A. Fokin	1
Selecting the Model for Steady State Conditions and Accumulating Teleinformation in a Power System — V. A. Bogdanov	7
The Principle for Optimizing Independent Power Systems as Concerns Referred Expenditures — V. I. Kriventsev	13
Optimizing Networks for a Given Voltage Drop — S. A. Reshetov	17
The Effect Obtained From Network Operation — V. A. Pruss, A. I. Limonov	21
Calculating the Electric Field in Problems on Electric Corrosion of Metals — A. M. Vishnevski	27
Heat Calculations of a Coaxial Cable Transmitting Powerful Single Pulses — N. I. Gorodetskaya, N. V. Pushkov, S. S. Solomonik	31
Design of A. C. Electromagnetic Devices With Account Taken of Changes in Their Parameters Due to Heating — U. V. Smirnov	36
Artificial Load Conditions of Induction Motors — V. O. Sarkisian	39

FROM OPERATING EXPERIENCE

Perfecting the Turbogenerator Ventilation System With the Aid of Stator Slot Wedges That Protrude Into the Air Gap — V. U. Avruch, L. A. Duginov	43
Extending the Operating Range of Velocity Pulse Transducers Having a T-Shaped Magnetic Circuit — U. A. Kolesov, A. A. Krivov	47

Ермилов М. А., Глухов О. М. — Характеристики для расчета передаваемого момента электромагнитных гистерезисных муфт	49
Никифоров М. Г., Харченко А. Ф. — Электрические характеристики LC-разрядного контура с учетом сопротивления искры	51

СООБЩЕНИЯ

Бельскис А.-А. А. — Анализ цепей с вентильными преобразователями в квазипериодических режимах	53
Михайлов О. П. — Анизотропия чувствительности магнитоупругих преобразователей	57
Титц Г., Лабунцов В. А. — Перевод выпрямителя, питающего автономный инвертор напряжения, в инверторный режим для прерывания аварийных токов	59
Данилевич О. И. — О переходе трехфазного мостового преобразователя из режима непрерывного в режим прерывистого тока	61
Имас А. А. — Значения индукции искробезопасных трансформаторов	63
Пеленский Р. А. — О контактных электрических слоях	67
Майкопар А. С. — Двухцепные грозовые отключения высоковольтных линий электропередачи	67
Киселев В. И., Морозов Д. Н., Каросас И. И. — Расчет установившихся и переходных режимов машин постоянного тока с несимметричной магнитной цепью	69

БИБЛИОГРАФИЯ

ХРОНИКА	77
---------	----

CONTENTS

Characteristics for Calculating the Transmitted Torque of Electromagnetic Hysteresis Clutches — M. A. Yermilov, O. M. Gluchov	49
Electric Characteristics of an LC Discharge Circuit With Account Taken of the Spark Resistance — M. G. Nikiforov, A. F. Kharchenko	51

REPORTS

Analysis of Electronic Converter Circuits for Quasi-Periodic Conditions — A.-A. A. Belskis	53
Anisotropy of the Sensitivity of Magnetically Elastic Converters — O. P. Mikhailov	57
Inverter Operation of a Rectifier Supplying an Independent Voltage Inverter for Interrupting Fault Currents — G. Tits, V. A. Labuntsov	59
On Transition of a Three-Phase Bridge Converter From Continuous to Intermittent Current Conditions — O. I. Danilevitch	61
Values of the Induction in Spark-Free Transformers — A. A. Imas	63
On Contacts of Electric Layers — R. A. Pelenski	65
Double-Circuit Lightning Outages of High-Voltage Transmission Lines — A. S. Maikopar	67
Calculating the Steady-State and Transients in D. C. Machines Having an Unsymmetrical Magnetic Circuit — V. I. Kiselev, D. N. Morozov, I. I. Karosas	69

BIBLIOGRAPHY

CHRONICLE	74
-----------	----

УДК 621.316.1.019.34.001.24

Методы расчетов показателей надежности в сложных системах электроснабжения. Фокин Ю. А. — «Электричество», 1982, № 6.

В статье рассмотрен комплекс алгоритмов для оценки показателей надежности с учетом ограничений по режимам для систем электроснабжения с большим числом элементов. Изложены метод быстрого определения сечений сложных схем и алгоритм оценки вероятности каскадного развития аварий и недоотпуска электроэнергии. Библ. 8.

УДК 621.311.001.57

Выбор модели установившегося режима и сбор телеинформации в электроэнергетической системе. Богданов В. А. — «Электричество», 1982, № 6.

Рассмотрены вопросы выбора размерности и параметров модели установившегося режима электроэнергетической системы. Сформулированы требования к числу и составу телеинформации, обеспечивающей формирование модели во всей области существования установившихся режимов. Предложен метод и алгоритм выбора параметров системы сбора телеинформации, оптимальной по критерию минимума затрат при требуемом уровне надежности. Библ. 5.

УДК [621.316.174:629.13].001.24

Принцип минимума критерия в задачах оптимизации автономных электроэнергетических систем. Кривенцов В. И. — «Электричество», 1982, № 6.

Сформулирован обобщенный принцип минимума критерия в электрической сети, позволяющий односторонне описывать задачи непрерывного нелинейного программирования для электрической сети произвольной конфигурации и размерности. Приведены примеры составления нелинейных уравнений оптимизации для электрических сетей автономных систем различной структуры. Библ. 5.

УДК 621.316.174:629.13.001.24

Оптимизация электрических сетей при заданной потере напряжения. Решетов С. А. — «Электричество», 1982, № 6.

Рассмотрены вопросы наилучшего распределения общей допустимой потери напряжения по отдельным участкам электрической сети автономной системы электроснабжения. Библ. 5.

УДК 621.316.1.027.5.019.3.001.24

Эффект эксплуатации электрической сети. Прусс В. Л., Лимон А. И. — «Электричество», 1982, № 6.

Эксплуатация сети трактуется как управление ею с целью поддержания ее готовности к электроснабжению присоединенных к сети потребителей. Предлагаются методы определения эффекта эксплуатации как разности в готовности сети при наличии и отсутствии ее обслуживания. Приведены зависимости величины этого эффекта от технических характеристик сети. Библ. 8.

УДК 621.3.01.012.001.24

Расчет электромагнитных устройств переменного тока с учетом изменения их параметров при нагреве. Смирнов Ю. В. — «Электричество», 1982, № 6.

Предлагается метод, позволяющий учесть изменение параметров электромагнитных устройств переменного тока, вызванное изменением их теплового режима. Метод основан на полученных зависимостях изменения параметров устройств от относительного значения тока в обмотках и изменения относительного значения тока в обмотках в функции начальных значений параметров. Анализируется влияние нагрева на изменение тока в обмотках дросселей, электромагнитов и трансформаторов малой мощности. Предложенная методика обеспечивает значительное повышение точности теплового, электрического и магнитного расчетов электромагнитных устройств переменного тока и создает предпосылки для их оптимального проектирования. Библ. 5.

УДК 621.313.333.001.5

Режим искусственной нагрузки асинхронных двигателей при питании статора током номинальной частоты. Саркисян В. О. — «Электричество», 1982, № 6.

Исследуется режим искусственной нагрузки (ИН) для асинхронных электродвигателей при питании со стороны статора током номинальной частоты. Выводятся основные уравнения режима ИН для определения фазных напряжений, токов и потребляемой мощности. Определяются критерии эквивалентности номинальному режиму и дается методика определения параметров регулирования. Устанавливаются области применения предложенного метода. Библ. 8.

УДК 621.313.322-81:62-71

Совершенствование системы вентиляции турбогенераторов с помощью пазовых клиньев статора, выступающих в воздушный зазор. Аврух В. Ю., Дугинов Л. А. — «Электричество», 1982, № 6.

Дан обзор существующих систем вентиляции и краткий анализ теплового состояния турбогенераторов мощностью 150—300 МВт. Показаны конструктивные способы модернизации системы вентиляции данных турбогенераторов, приведены расчетные и опытные данные, подтверждающие эффективность предложенных реконструкций. Библ. 6.

УДК 62—578.3(088.8):621.2.076

Критериальные характеристики для расчета передаваемого момента электромагнитных гистерезисных муфт. Ермилов М. А., Глухов О. М. — «Электричество», 1982, № 6.

Рассмотрена регрессионная модель для расчета передаваемого момента электромагнитных гистерезисных муфт (ЭГМ) с якорем в виде полого тонкостенного цилиндра из магнитно-твердого материала. Максимальный синхронный момент ЭГМ, выраженный через коэффициент использования габаритного объема якоря, который представлен в виде функции среднего значения магнитной индукции в рабочем воздушном зазоре. Параметры этой аппроксимирующей функции выражены через критерии геометрического подобия активных зон ЭГМ в форме критериальных уравнений регрессии — алгебраических полиномов второй степени. Приведены численные оценки коэффициентов уравнений регрессии, найденные применительно к ЭГМ, выполненным по конструктивной схеме ВНИИМЭМ. Полученная модель позволяет уменьшить погрешность оценок максимального передаваемого момента ЭГМ на 10÷15%. Библ. 8.

УДК 621.314.632.001.24

Анализ цепей с вентилями преобразователями в квазипериодических режимах. Бельский А. А. — «Электричество», 1982, № 6.

Применительно к ВП с асимметричным выходным напряжением рассмотрен метод модифицированного D -преобразования, расширяющий область применения методов z - или D -преобразований и позволяющий получить дискретные передаточные функции непосредственно по модифицированной импульсной характеристике (МИХ). МИХ представляет собой интеграл свертки от обычной импульсной характеристики линейной цепи (ЛЦ) и кусочно-гладких периодических или аperiodических групп длительностью T_d возмущения, поступающего с выхода ВП на вход ЛЦ. Метод применим для расчета квазистационарных и переходных процессов в разомкнутых цепях с асимметричными ВП, а для малых возмущений — и в замкнутых цепях с ВП. Библ. 3.

УДК 621.314.5.001.24

О переходе трехфазного мостового преобразователя из режима непрерывного в режим прерывистого токов. Данилевич О. И. — «Электричество», 1982, № 6.

Вычислены граничные значения э. д. с. нагрузки неуправляемого трехфазного выпрямителя (верхнее E_{d1} и нижнее E_{d2}), определяющие область режима прерывистого тока нагрузки выпрямителя, сопровождающегося перекрытием вентилей. Установлена возможность протекания в управляемом трехфазном мостовом выпрямителе прерывистого тока и, в частности, начально-непрерывного тока, сопровождающихся перекрытием вентилей. Получены зависимости, позволяющие определить значения э. д. с. нагрузки выпрямителя E_d и угол управления α при таких токах, построить внешнюю характеристику выпрямителя при начально-непрерывном токе, сопровождающемся перекрытием вентилей, и другие. Уточнены требования к системам управления выпрямителем. Найденные зависимости могут быть использованы и для трехфазного мостового ведомого инвертора. Библ. 2.

УДК 621.313.2.004.13.001.2:681.32

Расчет установившихся и переходных режимов машин постоянного тока с несимметричной магнитной цепью. Киселев В. И., Морозов Д. Н., Каросас И. И. — «Электричество», 1982, № 6.

Разработанные с помощью ЦВМ методы математического моделирования установившихся и переходных режимов машин постоянного тока специального назначения с несимметричной магнитной цепью позволяют учесть насыщение магнитной системы, вихревые токи, поперечную, продольную и коммутационную реакции якоря. Результаты расчетов подтверждены экспериментальными исследованиями на реальных машинах. Показано практическое применение разработанных методов. Библ. 10.

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. Макарьин

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 14.04.82

Усл. кр.-отт. 10,5

Подписано в печать 08.06.82

Уч.-изд. л. 13,92

T-06789

Тираж 6002 экз.

Формат 60 × 90¹/₈

Заказ 98

Печать высокая

Усл. печ. л. 10,0

Энергоиздат, 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10
Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10