

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



1972

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

10

УДК 621.311:681.325.001

Вопросы управления режимами электроэнергетических систем

Доктор техн. наук В. А. ВЕНИКОВ, инженеры Б. И. ГОЛОВИЦЫН и М. С. ЛИСЕЕВ

Московский энергетический институт

В настоящее время в число важнейших проблем энергетики выдвигается создание методов и устройств для комплексного управления электроэнергетической системой (ЭЭС), включая материально-энергетические, технологические и информационные процессы, составляющие в сумме режим ЭЭС. Такая система, имеющая сложные прямые и обратные связи и обладающая в своем функционировании целенаправленностью, должна рассматриваться как система кибернетического типа. Такой подход при построении и исследовании ее функционирования позволяет обеспечить оптимальное управление системой, отражаемое математически как приближение к зоне оптимума в многомерном пространстве состояний системы [Л. 1].

Переход к максимальной автоматизации управления и реализации кибернетического подхода требует проведения проработок в отношении выяснения возможностей ЦВМ как средств управления при постепенном их внедрении в практику управления системами. Этот процесс, осуществляемый уже в настоящее время, должен пройти несколько этапов, характеризующихся различным сочетанием участия человека и машины.

Очевидно, что для обеспечения планомерного перехода от одного этапа развития системы управления к другому и сокращения сроков ее проектирования, внедрения и освоения, необходимо решить большое количество задач технического и алгоритмического характера.

В настоящее время намечается применение управляющих вычислительных машин (УВМ) для решения задач управления в энергетике. Вместе с тем некоторый опыт применения управляющих машин в ряде отраслей промышленности показывает, что на практике эффективность систем управления с УВМ оказывается недостаточной. Это обу-

словлено в основном двумя причинами. С одной стороны, объекты управления оказываются недостаточно подготовленными и по своим конструктивным свойствам зачастую не поддающимися автоматизации. С другой стороны, возникают большие трудности, связанные с отсутствием алгоритмических описаний объектов управления. Трудности такого рода особенно заметны для управления физико-технологическими процессами, протекающими в автоматизируемой системе [Л. 2].

Анализ отечественного и зарубежного опыта автоматизации управления ЭЭС показывает, что в настоящее время наиболее разработаны методы решения задач: составление долгосрочных и оперативных планов и прогнозов развития; разработка планов хозяйственно-диспетчерского управления; автоматизация решения диспетчерских задач по прогнозированию графиков электрической и тепловой нагрузки, распределению резервов, составлению графиков ремонтов оборудования, расчету режимов работы всей системы или отдельных ее элементов; вычисление технико-экономических показателей производства и потребления энергии; обработка различного рода статистической информации и составление отчетной документации; автоматизация материально-хозяйственного учета.

Основной целью решения данной группы задач должна была бы быть разработка единой стратегии управления, т. е. выработка связанных между собой прогнозов и рабочих планов производства, транспортировки и потребления электроэнергии при соблюдении условий, которые исходя из комплексных критериев технико-экономического характера можно было бы считать оптимальными. В ЭЭС при этом можно выделить вторую важную группу задач, т. е. задач непосредственно связанных с управлением ее режимами. Это задачи управления стационар-

ными режимами (регулирование частоты и активной мощности, напряжения — реактивной мощности, перетоков мощности по линиям, обеспечение статической устойчивости и др.) и управления аварийными режимами (локализация их развития и устранение последствий аварий, практическое осуществление коммутаций в сети, процедуры вывода оборудования в ремонт, маневрирования резервами).

Задачи как первой, так и второй группы имеют много общего, поскольку их совместное решение обеспечивает оптимальное управление ЭЭС. Однако при реализации задач первой и второй группы в системе управления должны быть учтены их существенные различия, определяемые алгоритмическими особенностями.

Для задач первой группы характерной особенностью решения и реализации результатов расчета является тот факт, что выполнение процессов ввода исходной информации и ее обработки по соответствующим алгоритмам в системе управления, реализации управляющих воздействий, а также получения информации по цепи обратной связи о действительных параметрах состояния управляемой системы можно разнести по временной оси. При этом система управления работает в неоперативном режиме, т. е. в темпе, отличном от темпа протекания материально-энергетических или технологических процессов, а информация, циркулирующая в прямой цепи управления и цепи обратной связи, может иметь нерегулярный характер. Задержки выполнения вычислений при решении задач данной группы не приводят к существенному снижению уровня эффективности функционирования системы. В частности, при обнаружении ошибок в процессе вычислений они могут быть повторены. Для решения этих задач на различных уровнях иерархии системы управления могут использоваться универсальные вычислительные машины, оборудованные абонентскими пультами, разнообразными считывающими и печатающими устройствами, устройствами документирования и отображения. Далее будем классифицировать данную группу задач как задачи планирования или прогнозирования.

Решение основных задач второй группы происходит с учетом наблюдаемых переменных состояния управляемой системы, внешних возмущающих воздействий и управляющих сигналов, вырабатываемых системой управления в соответствии с принятой стратегией и критериями эффективности. Практически это означает, что система управления в данном режиме работы осуществляет наблюдение за действительными значениями контролируемых параметров состояния системы и по результату их сравнения с требуемыми или задаваемыми прогнозом значениями формирует по соответствующему алгоритму управляющие воздействия. Поскольку при решении второй группы задач управляющие воздействия зависят не от параметров состояния системы, а от разности между требуемым и действительным состояниями управляемого объекта, то работа системы управления осуществляется по принципам, заложенным в основу функционирования замкнутых автоматических систем регулирования по многим параметрам. Основной особенностью построения и работы такой

системы управления является высокая степень автоматизации процессов выработки управляющих воздействий с минимально возможным участием человека в контуре непосредственного управления. При этом задержки в информационных каналах и устройствах обработки информации должны быть минимальны, а темп выдачи управляющих воздействий определяется скоростью протекания процессов в объекте управления. Для этой цели должны использоваться УВМ, обязательно оснащенные развитой системой средств связи с объектом управления, причем основным режимом работы таких машин является решение задач со скоростью, отвечающей скорости протекания управляемых процессов.

Далее задачи второй группы будем классифицировать как задачи управления процессами в натуральном времени¹.

Следует еще раз отметить, что приведенная классификация задач по двум группам, несмотря на ее некоторую условность, отражает лишь алгоритмические особенности задач управления электроэнергетической системой. Так, алгоритмы задач первой группы по своему характеру являются алгоритмами однократного действия за достаточно большие промежутки времени (недельные, месячные, годовые, суточные интервалы) и, следовательно, для достижения высокой точности и надежности результатов могут использовать самые совершенные математические методы. Для алгоритмов второй группы наряду с дискретным и дискретно-непрерывным характером решения задач управления наибольший удельный вес имеют задачи непрерывного управления процессами. Эти алгоритмы должны отличаться максимально возможной простотой и надежностью схемы вычислительного процесса (малая связность, относительно небольшие объемы используемых запоминающих устройств и т. п.), поскольку в процессе работы системы они повторяются многократно. Естественно, что дальнейшее совершенствование средств вычислительной техники в отношении скорости счета, объемов памяти и надежности может позволить решать некоторые задачи первой группы также в натуральном времени, без упрощений их математической формулировки.

Ниже рассматриваются вопросы алгоритмизации решения задач второй группы на примере регулирования напряжения и реактивной мощности в ЭЭС с помощью УВМ.

Регулирование напряжений в сложной и разветвленной сети с большим числом узловых точек большей частью осуществляется путем выбора ряда так называемых контрольных точек и поддержания напряжений в них в заданных пределах. Одновременно должны быть выполнены условия экономичности режима ЭЭС, что при известных упрощающих допущениях означает минимизацию потерь активной мощности, обусловленных передачей по линиям реактивной мощности. Указанные задачи можно условно рассматривать как задачи двух этапов построения системы автоматического управления режимом напряжений, а именно: задачу регулирования, которую можно сформулировать как поддержа-

¹ В литературе иногда употребляется термин «управление в реальном масштабе времени».

ние напряжений в узловых точках сети в заданных пределах, и задачу оптимального управления, формулируемую как задачу оптимизации распределения реактивных мощностей в соответствии с принятым критерием.

Дадим математическую формулировку поставленных выше задач. Зависимость между узловыми напряжениями сети и регулируемыми параметрами устройств, предназначенных для регулирования напряжения, можно представить в виде:

$$U_i = U_i(P_1, P_2, \dots, P_j, \dots, P_M), \quad (1)$$

где U_i — модули напряжений в контрольных точках сети, $i=1, 2, \dots, n$; P_j — регулируемые параметры, $j=1, 2, \dots, M$ (реактивные мощности генераторов электрических станций и синхронных компенсаторов, коэффициенты трансформации регулируемых трансформаторов, мощности шунтирующих реакторов и батарей статических конденсаторов).

Параметры P_j являются искомыми переменными, определяемыми в результате решения задачи. С учетом (1) задачу регулирования можно сформулировать в виде:

$$\left. \begin{aligned} U_i &\leq U_i \leq U_i^* \\ P_j &\leq P_j \leq P_j^* \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где U_i^* , P_j^* — соответственно верхний допустимый предел напряжения в узле и максимальная величина регулируемого параметра; U_i , P_j — нижние пределы.

Задачу оптимального управления при ограничениях вида (2) можно сформулировать как определение

$$\min \sum_{k=1}^L r_k Q_k^2, \quad (3)$$

где L — число линий, в которых минимизируются потери активной мощности, обусловленные протеканием реактивной мощности;

Q_k — потоки реактивной мощности;

r_k — активные сопротивления линий.

Таким образом, УВМ должна реализовать алгоритмы вида (2) и (3).

Сложность решения (2) и (3) заключается в том, что они нелинейны относительно искоемых переменных, в результате чего применение точных математических методов [Л. 3] приводит к необходимости использования при решении задач второй группы средств вычислительной техники с высоким быстродействием. Так как алгоритмы решения второй группы задач в процессе управления повторяются многократно, для снижения требований по быстродействию к вычислительной машине необходимо рассмотреть вопрос упрощенного решения исходных задач. С этой целью рассмотрим алгоритм решения, базирующийся на применении методов теории чувствительности [Л. 4 и 5], позволяющих в явной форме получить зависимость контролируемых напряжений от параметров регулирования; и метода сопряженных градиентов. При таком подходе процесс регулирования напряжений осуществляется не в абсолютных величинах, а в отклонениях напряжений от некоторого первоначального (исходного) режима, заранее рассчитанного с помощью точных ме-

тодов, учитывающих нелинейности. В этом случае могут быть получены линейные зависимости между отклонениями напряжений и отклонениями искоемых переменных.

Линеаризация системы (1) в отклонениях от некоторого начального режима осуществляется с помощью разложения в ряд Тейлора уравнений узловых потенциалов для рассматриваемой сети [Л. 5]:

$$G(U, \Pi, R) = 0, \quad (4)$$

где Π — вектор независимых переменных (регулируемых параметров); U — вектор зависимых переменных, в компоненты которого входят n модулей напряжений в контрольных точках сети; R — вектор переменных режима, принимаемых при расчете постоянными (например, активные мощности электрических станций, мощности нагрузок). Линейное приближение (4) имеет вид:

$$\Delta U = S_n \Delta \Pi, \quad (5)$$

где S_n — матрица чувствительности изменений зависимых параметров режима сети к изменениям регулируемых параметров.

Выделяя из S_n подматрицу S'_n , соответствующую модулям напряжений в контрольных точках сети, получим линейное уравнение:

$$\Delta U_n = S'_n \Delta \Pi, \quad (6)$$

где размерность матрицы S'_n равна $n \times M$; ΔU_n — n -й вектор-столбец отклонений напряжений в контрольных точках; $\Delta \Pi$ — M -й вектор-столбец регулируемых параметров.

Аналогичным образом производится линеаризация для потоков реактивной мощности по линиям:

$$\Delta Q = S_L \Delta \Pi, \quad (7)$$

где S_L — матрица чувствительности изменений потоков реактивной мощности по линиям к изменениям регулируемых параметров размера $L \times M$; ΔQ — L -й вектор-столбец изменения реактивных потоков.

Таким образом, (2) и (3) с учетом линеаризации примут вид:

$$\left. \begin{aligned} \Delta U_n &\leq \Delta U_n \leq \Delta U_n^* \\ \Delta \Pi &\leq \Delta \Pi \leq \Delta \Pi^* \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta U_n &= S'_n \Delta \Pi; \\ \min(r, Q^2); \\ \Delta U_n &\leq \Delta U_n \leq \Delta U_n^* \\ \Delta \Pi &\leq \Delta \Pi \leq \Delta \Pi^* \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где r — вектор-столбец размерности L активных сопротивлений; Q^2 — вектор-столбец размерности L квадратов реактивных потоков по линиям, причем вектор-столбец первых степеней потоков реактивной мощности по линиям определяется соотношением:

$$Q = Q_0 + S_L \Delta \Pi, \quad (10)$$

где Q_0 — вектор-столбец потоков реактивной мощности по линиям в исходном режиме.

Задачи (8) и (9) относятся к классу задач с непрерывными и дискретными переменными. Такие пе-

ременные, как выработка реактивной мощности генераторами и синхронными компенсаторами, по своей физической природе непрерывны, в то время как коэффициенты трансформации регулируемых трансформаторов, а также мощности регулируемых батарей статических конденсаторов по своей физической природе дискретны. Строгие математические методы решения неравенств типа (8) или (9) с учетом дискретности ряда переменных для задач большого объема не разработаны. Применяемые на практике приближенные методы обычно предусматривают решения задач либо в полностью непрерывном варианте, либо полностью в дискретном варианте [Л. 6]. Рассмотрим один из возможных алгоритмов непрерывного варианта решения (8) для задачи регулирования.

В [Л. 7] показано, что (8) можно свести к задаче минимизации некоторого вспомогательного функционала, в частности к задаче квадратичного программирования. При этом минимизируемый функционал $f(x)$ имеет вид:

$$f(x) = \frac{1}{2} \|(x - b)^+\|^2 \quad (11)$$

при ограничении $x \geq 0$, где

$$x = \Delta U_n - \Delta U_n^*; \quad b = \Delta U_n^* - \Delta U_n;$$

$$(x - b)^+ = \max \{(x - b), 0\}.$$

Решения, соответствующие $\min f(x)$, определяют всю область допустимых решений (8). Практически для задачи регулирования достаточно знать лишь одно из допустимых решений, вследствие чего минимизируемый функционал можно значительно упростить. В данной задаче рассматривался функционал вида:

$$F = \|\delta U\|^2 \quad (12)$$

при ограничениях $\Delta \Pi \leq \Delta \Pi \leq \Delta \Pi^*$,

где $\delta U = S'_{\Pi} \Delta \Pi + \Delta U_{on}^*$; ΔU_{on} — вектор отклонений напряжений в контрольных точках от напряжений в исходном режиме.

Для решения оптимизационной задачи (12) был использован метод сопряженных градиентов [Л. 8 и 9], алгоритм которого состоит в следующем.

1. Выбирается начальное приближенное для независимых переменных регулируемых параметров. Поскольку отклонения регулируемых параметров и узловых напряжений отсчитываются от исходного режима, целесообразно выбрать $\Delta \Pi^0 = 0$ (верхний индекс означает номер итерации). При этом $\delta U^0 = \Delta U_{on}$.

2. Вычисляется градиент целевой функции в точке начального приближения

$$\text{grad } F^0 = 2(S'_{\Pi})^T \cdot \delta U^0. \quad (13)$$

3. Определяется направление поиска

$$R^0 = -\text{grad } F^0. \quad (14)$$

4. Вычисляется величина шага в направлении поиска

$$\alpha^0 = \frac{(\Delta U^0, S'_{\Pi} R^0)}{(S'_{\Pi} R^0, S'_{\Pi} R^0)}. \quad (15)$$

5. Определяется новое приближение для независимых переменных и вычисляются величины отклонений напряжений

$$\Delta \Pi^1 = \Delta \Pi^0 + \alpha^0 R^0; \quad (16)$$

$$\delta U^1 = S'_{\Pi} \Delta \Pi^1 + \Delta U_{on}. \quad (17)$$

6. Далее расчет идет аналогично 1—5, с той разницей, что новое направление движения определяется как

$$R^i = -\text{grad } F^i + \beta^i R^{i-1}, \quad (18)$$

где

$$\beta^i = \frac{(\text{grad } F^i, \text{grad } F^i)}{(\text{grad } F^{i-1}, \text{grad } F^{i-1})} \quad (19)$$

есть поправка к градиенту.

Расчет заканчивается тогда, когда на i -м шаге все компоненты вектора δU^i становятся меньше соответствующих компонент вектора заданной точности расчета ϵ .

Учет ограничений при решении (12) можно осуществить с помощью метода регуляризации, заключающегося в том, что исходная задача с ограничениями сводится к задаче без ограничений. В [Л. 10] показано, что при $\lambda \rightarrow \infty$ решение (12) стремится к решению задачи минимизации функционала вида:

$$\Phi = \|\delta U\|^2 + \lambda \|z - b\|^2 \quad (20)$$

при ограничении $z \geq 0$,

где $z = x + y$; $x = \Delta \Pi - \Delta \Pi$; $b = \Delta \Pi^* - \Delta \Pi$; $y \geq 0$ — дополнительные переменные, вводимые с целью преобразования неравенства $x \leq b$ в строгое равенство.

Алгоритм метода сопряженных градиентов при решении (20) не меняется за исключением выбора шага в направлении поиска, а также критериев окончания расчета.

Алгоритм метода сопряженных градиентов был реализован для ЦВМ «Урал-2». Расчеты производились для конкретной схемы ЭЭС (рис. 1). В данной ЭЭС в качестве средств регулирования используются генераторы электрических станций, синхронные компенсаторы, трансформаторы с регулируемыми коэффициентами трансформации. Общее число регулирующих устройств равно 15. Контрольными точками являлись узлы 1, 5, 7, 14, 15, 17, 20. Существенные с точки зрения регулирования напряжения параметры генераторов и синхронных компенсаторов представлены в табл. 1, а трансформаторов — в табл. 2.

Для рассматриваемой схемы по программе, описанной в [Л. 11] на ЦВМ «Урал-2» был определен один из режимов, принятый за исходный. Значения узловых напряжений для исходного режима приведены в табл. 3. Расчеты режимов, так же как и все последующие расчеты, проводились в относительных единицах при $S_{баз} = 115 \text{ Мва}$, $U_{баз} = 115 \text{ кв}$. Для исходного режима по методике [Л. 5] на ЦВМ была рассчитана матрица чувствительности S'_{Π} отклонений узловых напряжений к отклонениям регулируемых параметров. Указанная матрица размерами 7×15 приведена в табл. 4. Коэффициенты чувствительности или коэффициенты пропорциональности между отклонением узлового напряжения и отклонением регулируемого параметра при линейном представлении уравнения (1) находятся на пересечении соответствующих строк и столбцов табл. 4. Матрица чувствительности, а также вектор начальных отклонений напряжений в узлах ΔU_{on} являются исходными данными для программы расчета по методу сопряженных градиентов. Начальные отклонения напряжений в контрольных точках, составляющие компоненты вектора ΔU_{on} , были получены как разности между напряжениями в соответствующих узловых точках в режимах, отличающихся от исходного уровнями нагрузками (до $\pm 15\%$), и напряжениями в исходном режиме. Так, например, в табл. 5 представлены начальные

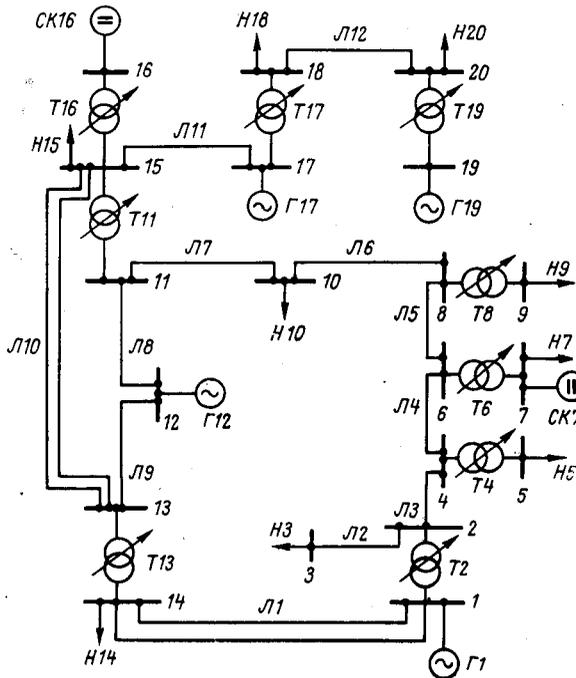


Рис. 1. Схема электроэнергетической системы.

отклонения напряжений в контрольных точках для одного из режимов. Результаты решения задачи (12) представлены на рис. 2 в виде зависимости значений целевой функции от номера итерации при расчете по методу сопряженных градиентов (кривая *a*). Для сравнения на этом же рисунке приведена такая же зависимость при расчете по методу скорейшего спуска (кривая *б*). Из приведенных зависимостей видно, что для решения рассматриваемой задачи метод сопряженных градиентов оказывается эффективнее, чем метод скорейшего спуска. Так, для приведенного примера машинное время счета для метода сопряженных градиентов при точности расчета

0,1 кв оказалось равным около 8 сек, в то же время метод скорейшего спуска не дает удовлетворительной сходимости даже после 2 мин счета.

Рассмотрим погрешности, обусловленные введением условно-непрерывных переменных, т. е. коэффициентов трансформации, которые в процессе вычислений считались непрерывными. Для этого в программе после окончания решения задачи минимизации осуществлялось округление значений коэффициентов трансформации до их ближайших дискретных значений в соответствии с данными табл. 2. Результаты расчета для рассматриваемого примера приведены в табл. 6 (*a* и *б*). Погрешность дискретизации определялась как разность между соответствующими отклонениями узловых напряжений при замене условно-непрерывной величины дискретной. Как видно из анализа результатов табл. 6, погрешность от дискретизации имеет тот же порядок, что и точность расчета ϵ , вследствие чего можно заключить, что дискретность ряда переменных для рассматриваемого случая несущественна и задачу минимизации можно решать в непрерывном варианте задания переменных.

Специальная серия расчетов была посвящена проверке допустимости линеаризации и границ применения линеаризованных уравнений. Для этой цели величины регулируемых параметров, полученных в результате решения задачи минимизации, использовались в качестве исходных данных для расчетов режимов по программе [Л. 8]. Полученные в результате расчета напряжения в контрольных точках затем сравнивались с исходными напряжениями. Результаты расчетов показали, что в пределах изменения узловых нагрузок $\pm 10 \div 15\%$ от нагрузок исходного режима эти напряжения совпадают в пределах точности расчета, т. е. линеаризованные уравнения справедливы.

Таким образом, процесс управления режимом напряжений, в свете вышеизложенного, можно представить следующим образом. Регулирование начинается при превышении заданной величины отклонения напряжения в контрольной точке. При

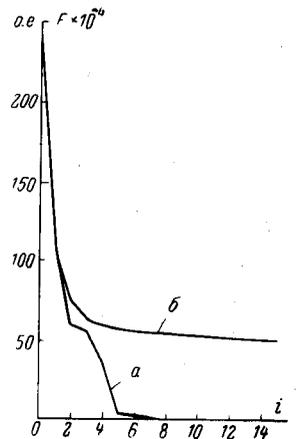


Рис. 2. Сравнение сходимости при минимизации по методу сопряженных градиентов и методу скорейшего спуска.

a — для метода сопряженных градиентов; *б* — для метода скорейшего спуска.

Таблица 1

Источник реактивной мощности	Характеристики источника			
	Регулируемый параметр	Номинальная мощность, Мвт/Мвар	Q_{\min} отн. ед.	Q_{\max} отн. ед.
Г1	Q_1	1 500	-3,00	4,5
СК7	Q_7	100	0	0,87
Г12	Q_{12}	90	0,174	0,65
СК16	Q_{16}	60	0	0,52
Г17	Q_{17}	100	0,10	0,65
Г19	Q_{19}	120	0,25	0,85

Таблица 2

Трансформаторы	Характеристики				
	Регулируемый параметр	Номинальный коэффициент трансформации	Регулируемый диапазон, $\pm\%$	Число отпаек	Степень изменения коэффициента трансформации, %
T2	n_2	500/115	12	12	2
T4	n_4	110/37,5	10	8	2,5
T6	n_6	110/10,5	10	8	2,5
T8	n_8	110/10,5	10	8	2,5
T11	n_{11}	115/230	12,5	10	2,5
T13	n_{13}	500/115	10	10	2
T16	n_{16}	10,5/242	10	8	2,5
T17	n_{17}	230/115	12,5	10	2,5
T19	n_{19}	10,5/121	12,5	10	2,5

Таблица 3

Узлы	U , отн. ед.	Генерация, отн. ед.	Потребление, отн. ед.
1	1,0000	12,4-j2,18	0+j0
2	0,9812	0+j0	0+j0
3	0,9792	0+j0	1,22+j7,65
4	0,9736	0+j0	0+j0
5	0,9596	0+j0	0,296+j0,22
6	0,9757	0+j0	0+j0
7	1,0174	0+j0,78	0,435+j0,33
8	0,9674	0+j0	0+j0
9	0,9552	0+j0	0,26+j0,186
10	0,9542	0+j0	0,37+j0,27
11	0,9961	0+j0	0+j0
12	1,0109	0,755+j0,65	0+j0
13	1,0007	0+j0	0+j0
14	1,0000	0+j0	9,45+j1,18
15	0,9859	0+j0	1,7+j1,07
16	1,0174	0+j0,52	0+j0
17	1,0000	0,805+j0,17	0+j0
18	0,9780	0+j0	0,287+j0,1
19	1,0174	1,04+j0,42	0+j0
20	0,9848	0+j0	0,825+j0,4

Таблица 4

Отклонения регулируемых параметров	Отклонения регулируемых параметров														
	ΔQ_1	ΔQ_7	ΔQ_{12}	ΔQ_{16}	ΔQ_{17}	ΔQ_{19}	Δn_2	Δn_4	Δn_6	Δn_8	Δn_{11}	Δn_{13}	Δn_{16}	Δn_{17}	Δn_{19}
ΔU_1	0,1580	-0,0006	0,1094	0,1044	0,0676	-0,0221	1,7602	0,0003	-0,0001	-0,0005	0,1593	0,9347	0,0007	-0,3586	0,0001
ΔU_5	0,0130	0,0028	0,0068	0,0067	0,0044	-0,0014	0,0275	0,9890	0,0002	-0,0002	0,0324	0,1154	0,0000	-0,0233	0,0000
ΔU_7	-0,0007	0,0514	-0,0028	-0,0024	-0,0015	0,0005	-0,0443	0,0001	0,9383	-0,0002	0,0196	0,0363	0,0000	-0,0082	0,0000
ΔU_{14}	0,1564	-0,0009	0,1148	0,1095	0,0709	0,0232	1,7485	0,0003	-0,0002	-0,0005	0,1642	0,9732	0,0008	-0,3761	0,0001
ΔU_{15}	0,1134	-0,0024	0,109	0,1225	0,0793	-0,0259	1,2945	0,0002	-0,0002	-0,0004	0,5491	-0,0455	0,0009	-0,4208	0,0001
ΔU_{17}	0,0661	-0,0015	0,0640	0,0716	0,0123	-0,0402	0,7568	0,0001	-0,0002	-0,0002	0,3238	-0,0305	0,0005	-0,6533	0,0002
ΔU_{20}	-0,0191	-0,0004	-0,0185	-0,0206	-0,0355	-0,0687	-0,2185	0,0000	-0,0001	-0,0001	0,1592	-0,0150	0,0002	0,1704	0,0000

Таблица 5

Контрольная точка	Начальное отклонение напряжения ΔU_{0i} , отн. ед.	Контрольная точка	Начальное отклонение напряжения ΔU_{0i} , отн. ед.
1	-0,0870	15	-0,0575
5	-0,0405	17	-0,0435
7	0,0174	20	-0,0586
14	-0,0870		

этом предполагается, что заранее рассчитана для некоторого начального режима матрица чувствительности. Используя информацию об отклонениях напряжений, а также хранящуюся в памяти матрицу чувствительности, УВМ производит расчет новых

Таблица 6а

Регулируемый параметр	Значения регулируемых параметров		Регулируемый параметр	Значения регулируемых параметров	
	Непрерывные переменные, отн. ед.	После дискретизации коэффициентов трансформации, отн. ед.		Непрерывные переменные, отн. ед.	После дискретизации коэффициентов трансформации, отн. ед.
ΔQ_1	-0,005	-0,005	Δn_6	-0,021	-0,025
ΔQ_7	-0,004	-0,004	Δn_8	0	0
ΔQ_{12}	0,030	0,030	Δn_{11}	0,079	0,075
ΔQ_{16}	0,027	0,027	Δn_{13}	0,038	0,040
ΔQ_{17}	-0,305	-0,305	Δn_{16}	0	0
ΔQ_{19}	-0,271	-0,271	Δn_{17}	0,072	0,075
Δn_2	0,036	0,040	Δn_{19}	0	0
Δn_4	0,034	0,025			

Таблица 6б

Контрольные точки	Результатирующие отклонения напряжений в контрольных точках, кВ		
	Результаты расчета с непрерывными переменными	Значения, полученные после дискретизации коэффициентов трансформации	Погрешность
ΔU_1	0,013	-0,097	0,110
ΔU_5	-0,005	0,695	-0,700
ΔU_7	0,001	0,408	-0,407
ΔU_{14}	-0,070	-0,180	0,110
ΔU_{15}	-0,050	-0,570	0,520
ΔU_{17}	-0,105	-0,235	0,130
ΔU_{20}	-0,070	-0,235	0,165



значений регулирующих параметров, обеспечивающих заданный уровень напряжений в контрольных точках. При этом расчет целесообразно строить на основе метода сопряженных градиентов. Очевидно, поскольку линеаризованные уравнения справедливы в пределах 10—15%¹ изменения нагрузок от некоторого исходного режима, необходимо предварительно рассчитать и записать в памяти УВМ ряд матриц чувствительности для характерных режимов ЭЭС. Таким образом, процесс регулирования разбивается как бы на два этапа: первый, не требующий расчетов в натуральном времени — расчет матриц чувствительности; второй — использующий текущую информацию о состоянии системы и осуществляемый в натуральном времени — быстрая минимизация с использованием метода сопряженных градиентов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Веников В. А. Применение кибернетики в электрических системах. В кн.: Кибернетика — на службу коммунизму, под ред. А. И. Берга. М., Госэнергоиздат, т. 1, 1961.
2. Кулик В. Т. Алгоритмизация объектов управления. Киев, «Наукова думка», 1968.
3. Методы математического моделирования в энергетике (Тематический сборник работ). Иркутск, Восточно-Сибирское книжное изд-во, 1966.
4. Веников В. А., Головицын Б. И., Лисеев М. С. Вопросы применения теории чувствительности к анализу режимов работы регулируемых энергосистем. — Изв. АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1969, № 5.
5. Головицын Б. И., Лисеев М. С. Расчет на ЦВМ матриц чувствительности для регулирования напряжения в электрической сети. В сб.: Применение вычислительной техники в электроэнергетике. МДНТП им. Ф. Э. Дзержинского, вып. 2, 1970.
6. Хедли Дж. Нелинейное и динамическое программирование. М., «Мир», 1967.
7. Поляк Б. Т. Градиентные методы решения уравнений и неравенств. — Журнал вычислительной математики и математической физики, 1964, т. 4, № 6.
8. Поляк Б. Т. Об одном методе решения задач линейного и квадратичного программирования большого объема. В сб.: Вычислительные методы и программирование, МГУ, вып. 12, 1969.
9. Roberts P. D., Davies R. H. Conjugate Gradients. Control, vol. 13, № 129, 1969.
10. Гольштейн Е. Г., Юдин Д. Б. Новые направления в линейном программировании. М., «Советское радио», 1966.
11. Качанова Н. А. Электрический расчет сложных энергосистем на ЦВМ. Киев, «Техника», 1966.

Электрическая прочность междуфазовых воздушных промежутков на подстанциях сверхвысокого напряжения при коммутационных перенапряжениях

Доктор техн. наук Г. Н. АЛЕКСАНДРОВ, инженеры Ю. А. ГЕРАСИМОВ, В. П. РЕДКОВ

Ленинград

и канд. техн. наук Ю. И. ЛЫСКОВ

Москва

Расстояния между экранами аппаратов двух соседних фаз на подстанциях сверхвысокого напряжения до настоящего времени выбирались по данным об электрической прочности воздушного промежутка между двумя кольцами [Л. 1 и 2]. Между тем эти данные не отражают реальных условий работы оборудования на подстанциях.

Прежде всего, каждый аппарат, являющийся одним из элементов подстанции, соединен с другими элементами, поэтому поле воздушных промежутков между экранами в значительной степени определяется подходящими к экранам аппаратов подводными шлейфами, что не учитывалось при исследовании «чистого» воздушного промежутка «кольцо — кольцо». Кроме того, кольца, на которых проводились исследования, были изготовлены без учета требований, предъявляемых к экранам высоковольтных аппаратов с точки зрения ограничения уровня радиопомех, и отличались от реальных экранов размерами и формой, а также диаметром и количеством труб. Не было также уделено должного внимания выбору способа подачи испытательного напряжения на электроды промежутка и высоте колец над землей.

В реальных условиях подстанций отдельного типа воздушные промежутки работают не изолированно, а в совокупности разнотипных промежутков, представляющих вместе единую изоляционную систему. Применительно к рассматриваемому случаю определения необходимых расстояний между соседними фазами в качестве такой системы для испытаний был выбран комплекс: два соседних экрана разомкнутых разъединителей над землей с макетами подводных шлейфов (рис. 1). В зависимости от соотношения расстояний до земли и до соседнего экрана и способа подачи напряжения на экраны разряды происходили либо только на землю, либо только между экранами, либо по обоим направлениям в том или ином соотношении. Любое перекры-

тие рассматривалось как перекрытие системы в целом. При этом имелось в виду, что, например, в случае разрядов с одного из экранов на землю наличие соседнего экрана оказывает влияние на развитие разряда. При заземленном соседнем экране или при подаче на него напряжения противоположной полярности напряженность поля на первом экране повышается при неизменном напряжении, прикладываемом к этому экрану (см. приложение). Соответственно и разряд произойдет при меньшем напряжении на первом экране, чем при отсутствии соседнего экрана.

Исходя из изложенного результаты испытаний (вероятность разряда в системе «экран — экран — земля») относились к напряжению между соседними экранами. Однако при этом фиксировалось напряжение на каждом из экранов, что дало возможность проанализировать влияние распределения напряжения по экранам на развитие разряда.

Тот же комплекс (экраны соседних разъединителей над землей) при замкнутых контактах разъединителей не испытывался, так как он подобен системе двух параллельных расщепленных проводов, которая имеет очень высокую электрическую прочность [Л. 3]. Тот факт, что при испытаниях не наблюдалось разрядов между подводными шлейфами, а большинство разрядов происходило либо между свободными от шлейфов торцами экранов, либо с экранов на землю, подтверждает справедливость выбранной испытательной системы.

Экраны разъединителей (рис. 1 и 2) были изготовлены из алюминиевых труб диаметром 90 мм. Начальное напряжение короны на них при изменении высоты над землей H от 6 до 11 м изменяется от 450 до 540 кВ, что недостаточно для аппаратов 1200 кВ, поскольку при наибольшем рабочем напряжении ($U_{\phi} = 695$ кВ) в этих условиях образуется ин-

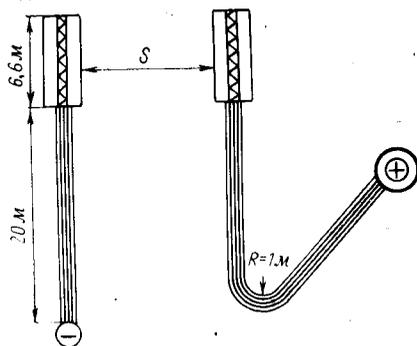


Рис. 1. Эскиз макетов разомкнутых разъединителей с подводными шлейфами на испытательной площадке.

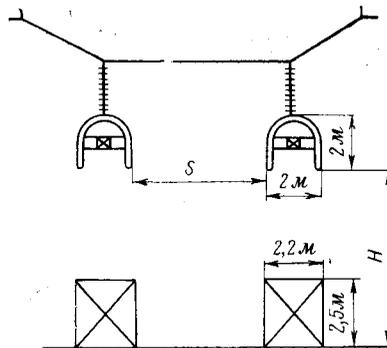


Рис. 2. Эскиз экранов разъединителей.

тенсивная стримерная корона. Для класса 750 кВ экраны удовлетворяют условию ограничения короны, однако излишне длинные.

Таким образом, использованные в настоящей работе экраны являются некоторым промежуточным вариантом экрана между классами напряжения 750 и 1200 кВ. При этом следует заметить, что большая длина экранов не оказывала существенного влияния на результаты испытаний применительно к разъединителю 750 кВ, поскольку разряды происходили в основном между внешними торцами экранов. При больших расстояниях между экранами и до земли низкое начальное напряжение короны, по-видимому, привело к некоторому занижению электрической прочности промежутков между экранами применительно к разъединителю 1200 кВ. В связи с изложенным полученные данные не могут быть использованы для экстраполяции в сторону больших расстояний применительно к более высоким напряжениям.

Экраны подвешивались на двух гирляндах к тросу, натянутому между двумя порталами высотой 32 и 38 м наружной испытательной площадки, расположенными на расстоянии 50 м друг от друга. С помощью лебедок высота экранов над землей H изменялась от 6 до 13 м; расстояние между экранами S изменялось от 6 до 13 м с помощью перевески закрепленных на тросе гирлянд. Для имитации реальных условий работы разъединителей на подстанции металлические подставки (подножки) макетировались обернутыми алюминиевой фольгой деревянными решетчатыми конструкциями $2,2 \times 2,5$ м² длиной 8 м, которые устанавливались непосредственно под экранами.

Испытания разъединителей, проведенные ранее в лаборатории ТВН ЛПИ [Л. 4] показали, что опорная изоляция в сухом состоянии практически не оказывает никакого влияния на электрическую прочность промежутка между экраном и землей при коммутационных перенапряжениях. Поэтому в настоящих исследованиях опорная изоляция не макетировалась.

Подводящие шлейфы имели длину 20 м и имитировались пучком из пяти медных проволок, расположенных равномерно по окружности диаметром 1 м. Один из шлейфов заканчивался изолированным от земли объемным экраном с размерами $2,0 \times 2,0 \times 2,5$ м³, расположенным на высоте 5 м. Другой шлейф после поворота с радиусом кривизны около 1 м подводился к кольцу диаметром 3 м из трубы диаметром 90 мм, подвешенному на высоте 25 м. В результате такого макетирования удалось почти полностью исключить разряды с концов шлейфов.

В качестве источника импульсов коммутационных перенапряжений использовались две испытательные установки: каскад трансформаторов 2250 кВ и испытательный трансформатор 600 кВ, возбуждаемые от колебательных контуров [Л. 3]. Импульс напряжения положительной полярности от каскада с максимальной амплитудой до 2500 кВ подавался на шлейф одного из экранов (рис. 1, правый экран). Одновременно подавался импульс напряжения отрицательной полярности от трансформатора 600 кВ амплитудой до 1000 кВ на шлейф второго экрана. Форма напряжения на выходе обе-

их установок подбиралась примерно одинаковой, и момент достижения амплитудного значения во времени совпадал. Измерение напряжения на каждом из экранов относительно земли и между экранами производилось с помощью согласованных емкостных делителей с одинаковым коэффициентом деления, осциллографа и измерителей амплитуды напряжения. Пульт управления, на котором производилось измерение напряжения, находился на испытательной площадке, что давало возможность наблюдать за исследуемым комплексом и фиксировать путь разряда (между экранами или между экраном и землей).

При испытаниях определялись параметры зависимости вероятности перекрытия системы «экран — экран — земля» от амплитуды импульса напряжения между электродами $\Psi = f(U_m)$. Параметры «кривой эффекта» $U_{50\%, \Phi = \Phi}$ и σ , однозначно определяющие ход зависимости $\Psi = f(U_m)$ [Л. 3], находились по нескольким измеренным значениям вероятности перекрытия, соответствующим заданной ступени напряжения. Напряжение между экранами менялось с помощью изменения напряжения, подаваемого от каскада на один из экранов, при неизменной амплитуде напряжения на втором экране U_2 .

Все испытания были произведены при колебательных импульсах напряжения с длиной фронта 3000 мксек. Если выбор такой формы импульса для исследований линейной изоляции в СССР сомнений не вызывает, то для подстанционной изоляции нет единого мнения ни в СССР [Л. 4], ни за рубежом. Известно, что при меньших фронтах импульсов 50%-ные разрядные напряжения могут быть значительно меньше. В связи с этим вопрос о возможности появления коммутационных перенапряжений с крутым фронтом на подстанциях требует специального изучения.

В ЛПИ обработана 1461 фазоосциллограмма коммутационных перенапряжений на шинах шести подстанций 500 кВ, зарегистрированных в условиях эксплуатации¹. Средняя длина фронта перенапряжений оказалась равной $\tau_{\Phi} = 3400$ мксек, а основная масса перенапряжений (93,7%) имеет $\tau_{\Phi} \geq 1500$ мксек. Лишь 1,3% перенапряжений имеет длину фронта $\tau_{\Phi} \leq 500$ мксек. Это обстоятельство определяет значительно меньшую вероятность появления максимальных кратностей перенапряжений при $\tau_{\Phi} \leq 500$ мксек.

Напротив, одной и той же вероятности появления перенапряжений соответствует значительно меньшая их кратность при $\tau_{\Phi} \leq 500$ мксек по сравнению с кратностью перенапряжений с длинными фронтами. Так, по данным регистраций вероятность появления перенапряжений с кратностью $K_{\pi} \geq 1,65$ при длине фронта $\tau_{\Phi} \geq 1500$ мксек равна $P(K_{\pi} \geq 1,65; \tau_{\Phi} \geq 1500 \text{ мксек}) \approx 1,4 \cdot 10^{-3}$. Той же вероятности для перенапряжений с длиной фронта $\tau_{\Phi} \leq 500$ мксек соответствует кратность $K_{\pi} \geq 1,42$:

$P(K_{\pi} \geq 1,42; \tau_{\Phi} \leq 500 \text{ мксек}) \approx 1,4 \cdot 10^{-3}$, т. е. заданной вероятности при $\tau_{\Phi} \leq 500$ мксек соответству-

¹ Обработка осциллограмм перенапряжений выполнена И. Ф. Половым и Ф. Х. Халиловым.

ет кратность, сниженная приблизительно на 15% по сравнению с кратностью при более длинных фронтах.

Отсюда следует, что при нормировании величины испытательных напряжений нельзя ориентироваться на максимальную (расчетную) кратность перенапряжений для импульса с длиной фронта $\tau_{\phi} \leq 500$ мксек. Для таких импульсов уровень испытательных напряжений должен быть снижен на 15% по сравнению с уровнем испытательных напряжений при $\tau_{\phi} \geq 1500$ мксек. Однако примерно на столько же снижается и прочность воздушных промежутков при уменьшении фронта коммутационной волны. Кроме того, с ростом класса напряжения ВЛ происходит сдвиг вероятностного распределения величин фронтов реальных коммутационных волн в сторону более высоких значений из-за увеличения длины участков ВЛ.

С учетом изложенного можно утверждать, что выбранная для испытаний форма импульса с $\tau_{\phi} = 3000$ мксек соответствует наиболее опасному случаю воздействия перенапряжений, характерных для подстанций сверхвысокого напряжения.

Исследования проводились при нескольких фиксированных значениях расстояния между экра-

нами S в диапазоне от 6,3 до 13,2 м. Для каждого из указанных расстояний изменялась высота экранов над землей H , измеряемая от нижней поверхности экранов до поверхности земли, а не до подножников. Пределы изменения высоты для каждого из исследуемых расстояний определялись в процессе опытов. Обычно первоначально экраны располагались на высоте, равной расстоянию между ними ($S=H$), затем высота увеличивалась. Как только дальнейшее увеличение высоты переставало сопровождаться ростом разрядных напряжений при заданном расстоянии S , изменялось расстояние между экранами и т. д. Для каждого сочетания расстояния между экранами и высоты экранов над землей H результаты исследований приведены на рис. 3 в виде зависимостей 50%-ного разрядного напряжения системы «экран — экран — земля», определяемого алгебраической разностью напряжений между экранами, от амплитуды напряжения на втором экране U_2 .

Сопоставление этих данных показывает, что разрядные напряжения системы «экран — экран — земля» заметно повышаются при увеличении высоты экранов над землей H и при увеличении напряжения на втором экране U_2 . Причем при малых рас-

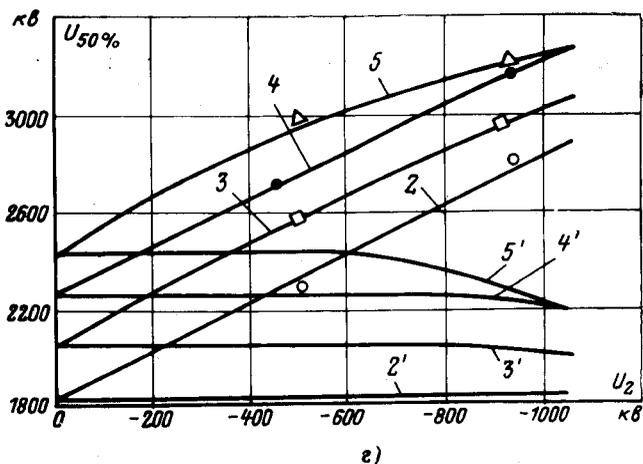
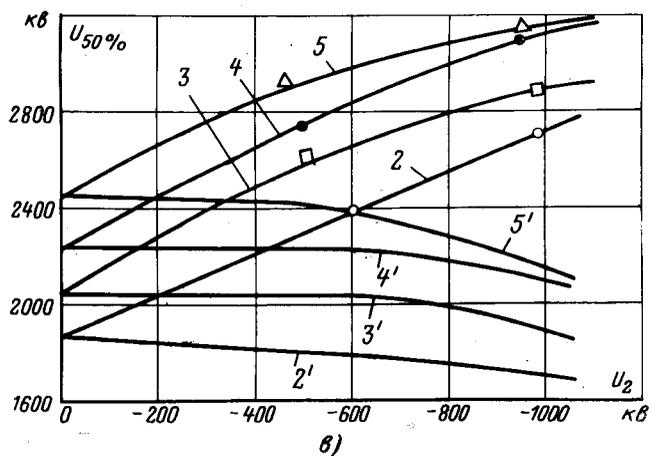
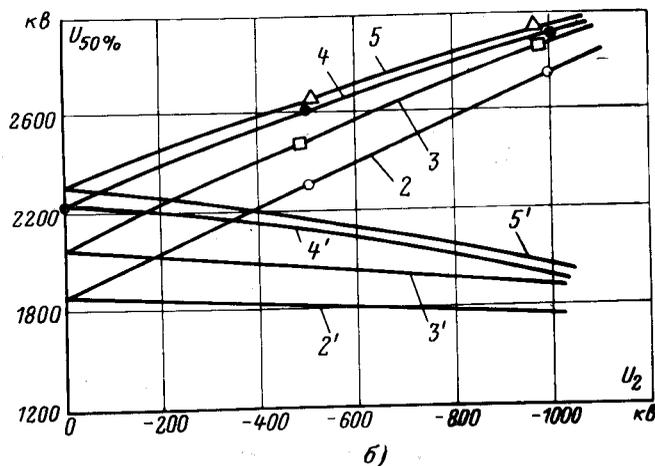
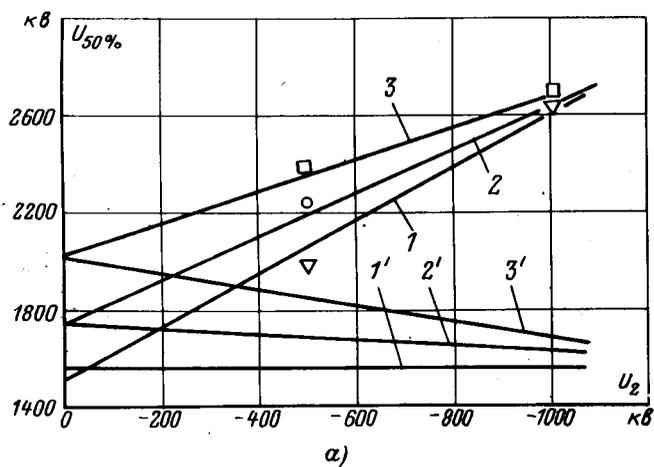


Рис. 3. Зависимости 50%-ного разрядного напряжения системы «экран—экран—земля» (1—5) и амплитуда напряжения на первом экране $U_{1;50\%}$ (1'—5') от амплитуды напряжения на втором экране U_2 .
а — при расстоянии между экранами $S=6,3$ м; б — при $S=8$ м; в — при $S=9$ м; г — при $S=13,2$ м; 1 — $H=6,1$ м (∇); 2 — $H=7$ м (O); 3 — $H=9$ м (\square); 4 — $H=11$ м (\bullet); 5 — $H=13$ м (Δ).

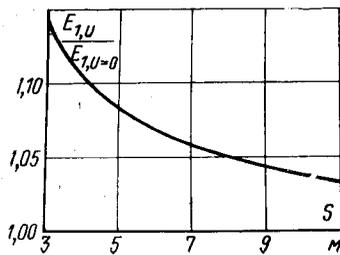


Рис. 4. Зависимость отношения максимальных напряженностей на первом экране при потенциале второго $U_2 = -U_1$ и $U_2 = 0$ от расстояния между экранами при

$$H = 11 \text{ м} \left(R = 1 \text{ м и } \frac{8R}{r} = 100 \right).$$

стояниях S влияние высоты H тем значительнее, чем меньше напряжение на втором экране U_2 . Увеличение расстояния S приводит к усилению влияния высоты и при больших напряжениях U_2 .

С другой стороны, при малых высотах H при 50%-ном разрядном напряжении напряжение на первом экране $U_{1,50\%}$ не зависит от напряжения на втором U_2 , тогда как при увеличении высоты напряжение $U_{1,50\%}$ все больше уменьшается при увеличении U_2 .

Эти данные позволяют сделать вывод о том, что развитие разряда определяется в основном полем между экраном (на который подается большее напряжение) и землей. Влияние соседнего экрана на иницирование развития разряда мало, но несколько возрастает при увеличении напряжения на втором экране. Причину этого явления можно уяснить из анализа условий развития разряда в многометровых воздушных промежутках системы «два экрана — земля». Как известно, в таких промежутках искровой разряд развивается в лидерной форме. При этом возникновение лидера полностью определяется полем вблизи экрана с наибольшим напряжением относительно земли [Л. 5].

Выполненные расчеты показали, что напряженность поля на поверхности одного экрана (например, первого) мало изменяется при изменении потенциала на втором экране в широких пределах. В качестве примера на рис. 4 приведена зависимость отношения максимальной напряженности на первом экране при наличии на втором экране потенциала $U_2 = -U_1 (E_{1,U})$ и при $U_2 = 0 (E_{1,U=0})$ от расстояния между экранами S . Для расчетов ис-

пользованы формулы (П-17) и (П-18) приложения, где $D = S + 2(R + r)$. Диаметр экранов принят равным ширине испытанных экранов ($2R = 2 \text{ м}$), но при расчетах они принимались кольцевыми и не учитывалось влияние шлейфов.

Как видно из рис. 4, при $S > 6 \text{ м}$ даже при $U_2 = -U_1$ (всегда выполнялось условие $U_2 \leq 0,5U_1$) увеличение напряженности поля на поверхности первого экрана по сравнению со случаем, когда $U_2 = 0$, не превосходит 6%, т. е. действительно влияние второго экрана на условия развития разряда с первого экрана оказывается незначительным. Однако путь уже развивающегося искрового канала может быть существенно изменен при высоком напряжении на втором экране из-за существенного влияния заряда второго экрана на поле системы «экран — экран — земля» в области относительно слабой напряженности на значительном расстоянии от первого экрана. В результате при высоком потенциале на втором экране противоположной полярности искровой канал может завершить на нем свое развитие.

Обработка измерений показала, что стандарт $\sigma^* = \frac{\sigma}{U_{50\%, \phi=\phi}}$ практически не зависит от величины

промежутка между экранами и составляет 0,05—0,06. При увеличении напряжения, приложенного ко второму экрану, он приближается к нижнему пределу указанного диапазона. С учетом того, что для выбора междуфазных расстояний, как это будет показано ниже, используются данные, полученные при напряжениях U_2 , близких к максимальным, следует ориентироваться на величину $\sigma^* = 0,05$.

Выбор необходимого изоляционного расстояния между экранами на подстанциях может быть ориентировочно произведен в соответствии с требованием обеспечения заданной величины 50%-ного разрядного напряжения, определяемого выражением [Л. 3]:

$$U_{50\%, \phi=\phi} = \frac{1,5U_{\phi}K_{п.р} \sqrt{2}}{1 - 2,5\sigma^*} \frac{p_0}{p}, \quad (1)$$

где U_{ϕ} — наибольшее рабочее фазовое напряжение; $K_{п.р}$ — расчетная кратность фазовых перенапряжений; 1,5 — среднестатистическое соотношение между величиной междуфазовых и фазовых перенапряжений, соответствующее появлению последних в 5—10 раз чаще [Л. 6 и 7]; p_0 и p — средние атмосферные давления соответственно на уровне моря и на расчетной высоте подстанции.

Для системы «экран — экран соседних фаз — земля» подстанций 750 кВ 50%-ное разрядное напряжение при $K_{п.р} = 2,1$ равно $U_{50\%, \phi=\phi} = 2430 \text{ кВ}$, для подстанций 1200 кВ при $K_{п.р} = 1,8$ $U_{50\%, \phi=\phi} = 3170 \text{ кВ}$ (с учетом $p_0/p = 1,05$ в обоих случаях).

С другой стороны, необходимое значение 50%-ного разрядного напряжения промежутка «экран аппарата — земля», рассчитанное по выражению:

$$U_{50\%, \phi} = \frac{\sqrt{2}U_{\phi}K_{п.р}}{1 - 2,5\sigma^*} \frac{p_0}{p}, \quad (2)$$

для подстанций 750 кВ и 1200 кВ соответственно равно 1620 и 2120 кВ.

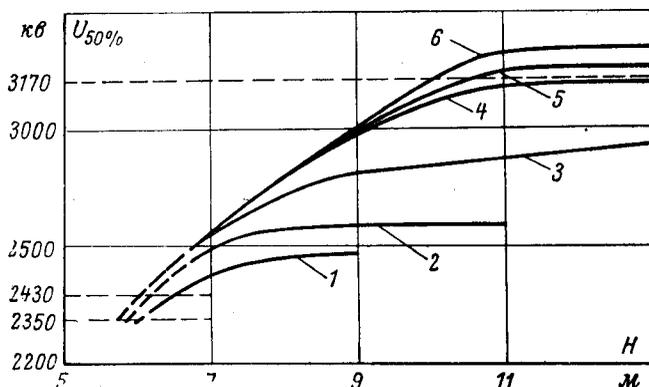


Рис. 5. Зависимость 50%-ного разрядного напряжения системы «экран — экран — земля» от высоты экранов над землей при $U_1/U_2 = 1/0,5$.

1 — $S = 6,3 \text{ м}$; 2 — $S = 7 \text{ м}$; 3 — $S = 8 \text{ м}$; 4 — $S = 9 \text{ м}$; 5 — $S = 10,7 \text{ м}$; 6 — $S = 13,2 \text{ м}$.

По данным [Л. 7] при максимальных междуфазовых перенапряжениях наиболее вероятное соотношение фазовых перенапряжений равно 1:1. Однако в соответствии с данными рис. 3 наиболее тяжелый случай междуфазовых перенапряжений соответствует появлению на одном из разъединителей расчетной кратности перенапряжений, т. е. когда в соответствии с (1) и (2) отношение фазовых перенапряжений равно 1:0,5. Во всех остальных случаях, когда появление расчетной кратности междуфазовых перенапряжений сопровождается меньшим перенапряжением на первом экране относительно земли, напряжение на втором экране больше, что соответствует более легким условиям работы междуфазового изоляционного промежутка.

Ниже произведен выбор междуфазовых расстояний для указанного наиболее тяжелого случая распределения перенапряжений по фазам 1:0,5 (большее напряжение положительной полярности). При этом следует учесть, что при статистическом подходе с учетом вероятности распределения перенапряжений по фазам и электрической прочности системы «экран — экран — земля», необходимые междуфазовые расстояния могут оказаться меньше. Однако для этого необходимо накопление более полных данных о междуфазовых перенапряжениях и электрической прочности соответствующих изоляционных конструкций.

По данным рис. 3 на рис. 5 построены зависимости 50%-ных разрядных напряжений от высоты экранов H над поверхностью земли при $U_1/U_2 = 1/0,5$ для нескольких значений расстояния S . На рис. 6 построены аналогичные зависимости $U_{50\%, \phi=\phi} = f(S)$ при фиксированных значениях H .

Как следует из рис. 5, увеличение высоты экранов над землей приводит к существенному росту значений $U_{50\%, \phi=\phi}$ при больших расстояниях между экранами $S \geq 9$ м. При $S=6,3$ и 7 м относительно быстро достигается предельное 50%-ное разрядное напряжение, определяемое прочностью самого промежутка «экран — экран», а не промежутка между экраном и землей, а случай при $S=8$ м является промежуточным, когда, с одной стороны, не наблюдается ярко выраженного насыщения зависимости $U_{50\%, \phi=\phi} = f(S)$, но и рост 50%-ных разрядных напряжений с увеличением высоты, на-

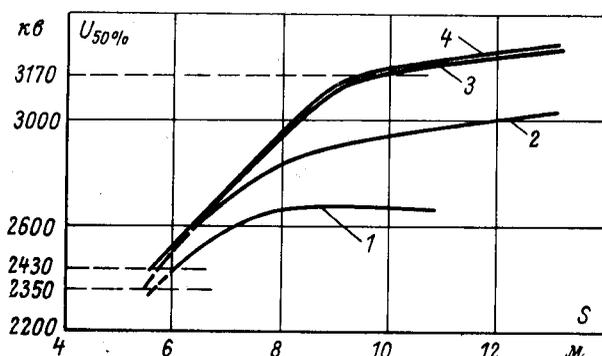
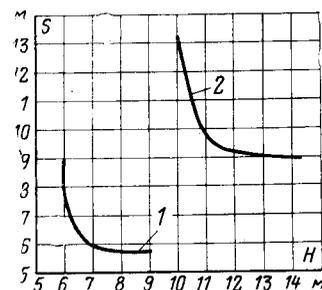


Рис. 6. Зависимость 50%-ного разрядного напряжения системы «экран — экран — земля» от расстояния между экранами при $U_1/U_2 = 1/0,5$.

1 — $H=7$ м; 2 — $H=9$ м; 3 — $H=11$ м; 4 — $H=13$ м.

Рис. 7. Зависимости необходимых расстояний между экранами S от высоты экранов над землей H для разъединителей на подстанциях 750 кв (1) и 1200 кв (2).



чина примерно с $H=9$ м, очень незначителен. Значения высоты H , при которых каждая кривая рис. 5, соответствующая фиксированной величине S , достигает необходимого для надежной работы подстанции значения $U_{50\%, \phi=\phi}$ (2430 кв для подстанции 750 кв и 3170 кв для подстанции 1200 кв), определяет необходимую высоту экранов над землей для заданного расстояния S . По данным рис. 5, а также по аналогичным данным рис. 6 на рис. 7 построены зависимости необходимых расстояний между экранами от их высоты над поверхностью земли для подстанций 750 и 1200 кв, обеспечивающих надежную работу при коммутационных перенапряжениях.

Как видно из рис. 7, при $H > 11$ м для подстанции 1200 кв и при $H > 6,5$ м для подстанции 750 кв изменение высоты H приводит к незначительному изменению расстояния S . Однако при приближении значения H к предельно низкой величине H_{\min} , определяемой необходимой электрической прочностью между экраном и землей [см. выражение (2)], влияние соседнего экрана на электрическое поле вблизи экрана 1 должно быть практически исключено, что приводит к резкому увеличению расстояния S (см. рис. 4).

С другой стороны, имеется предел уменьшения расстояния S , равный приблизительно 5, 7 и 9 м соответственно для подстанций 750 и 1200 кв, когда электрическая прочность изоляционной системы в целом определяется прочностью промежутка между экранами и не зависит от высоты H .

Данные рис. 7 позволяют сделать вывод о том, что выбор одного из промежутков на подстанциях (например, высоты аппарата) недопустим без учета условий работы другого (между фазами), т. е. эти промежутки взаимосвязаны и представляют собой единую изоляционную систему. Небольшое повышение высоты H обеспечивает возможность резкого снижения междуфазовых расстояний и соответствующего уменьшения территории подстанций. Это обстоятельство не учитывалось в выполненных до настоящего времени исследованиях [Л. 1 и 2] и проектных проработках.

Приложение. К расчету поля тороидальных экранов.

Согласно [Л. 8 и 9] при условии $R/r \geq 7$ и $\frac{2H}{r} \geq 6$ (обозначения даны на рис. 8) с погрешностью менее 1% связь между потенциалом тороида U и зарядом q на нем может быть установлена в предположении, что заряд расположен не на поверхности тороида, а на осевой линии тороида с линейной плотностью

$$\tau = \frac{q}{2\pi R}. \quad (П-1)$$

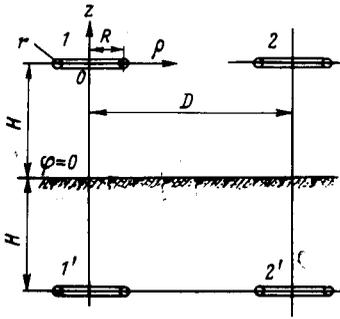


Рис. 8. К расчету поля торондальных экранов.

В этом случае потенциал произвольной точки поля тороида определяется выражением:

$$\varphi = \frac{q}{2\pi^2\epsilon_0} \frac{K(k)}{\sqrt{z^2 + (\rho + R)^2}}, \quad (\text{П-2})$$

где $K(k)$ — полный эллиптический интеграл первого рода, значения которого получены в зависимости от модуля

$$k = \sqrt{\frac{4R\rho}{z^2 + (\rho + R)^2}}. \quad (\text{П-3})$$

В области поля на относительно большом расстоянии от кольца модуль k мал и в этом случае может быть получено следующее приближенное аналитическое выражение для интеграла $K(k)$:

$$K(k) = \frac{\pi}{2} \left(1 + \frac{k^2}{4} + \frac{9k^4}{4 \cdot 16} + \dots \right). \quad (\text{П-4})$$

С учетом (П-4) согласно (П-2) имеем:

$$\varphi = \frac{q}{4\pi\epsilon_0} \frac{1}{\sqrt{z^2 + (\rho + R)^2}} \left(1 + \frac{\rho R}{z^2 + (\rho + R)^2} \right). \quad (\text{П-5})$$

При $z^2 \gg (\rho + R)^2$ получаем:

$$\varphi \approx \frac{q}{4\pi\epsilon_0 z}, \quad (\text{П-6})$$

а при $z = 0$ и $\rho \gg R$

$$\varphi = \frac{q}{4\pi\epsilon_0(\rho + R)} \left[1 + \frac{\rho R}{(\rho + R)^2} \right] \approx \frac{q}{4\pi\epsilon_0 \rho}. \quad (\text{П-7})$$

Напротив, при $k \rightarrow 1$ быстро сходится другое разложение:

$$K(k) = \ln \frac{4}{k'} + \frac{1}{4} \left(\ln \frac{4}{k'} - 1 \right) k'^2 + \dots, \quad (\text{П-8})$$

где $k' = \sqrt{1 - k^2}$.

С учетом (П-8) из (П-2) для потенциала φ в окрестностях тороида получим:

$$\varphi = \frac{q}{2\pi^2\epsilon_0} \frac{1}{\sqrt{z^2 + (\rho + R)^2}} \ln 4 \sqrt{\frac{z^2 + (\rho + R)^2}{z^2 + (\rho - R)^2}}. \quad (\text{П-9})$$

В частности, на поверхности тороида ($z = 0$; $\rho = R + r$)

$$\varphi_0 \approx \frac{q}{4\pi^2\epsilon_0 R} \ln \frac{8R}{r}. \quad (\text{П-10})$$

Воспользовавшись методом зеркальных изображений, можно вычислить потенциал тороида относительно земли (рис. 8). В этом случае потенциал в произвольной точке поля определяется суммой потенциалов от заряда q тороида и заряда $-q$ его зеркального изображения. В частности, для точки на поверхности тороида с координатами $z = 0$ и $\rho = R + r$ с учетом (П-7) и (П-10) имеем:

$$\varphi_{01} = U = \frac{q}{4\pi^2\epsilon_0 R} \left(\ln \frac{8R}{r} - \frac{\pi R}{2H} \right) = \alpha_0 q. \quad (\text{П-11})$$

Влияние соседнего тороида с теми же размерами и с произвольным зарядом q_2 может быть учтено с помощью (П-5), (П-6) и (П-9). Действительно, потенциал точки на поверхности тороида 1 с теми же координатами, определяемый тороидом 2, может быть вычислен по (П-4) при $\rho = D - R - r$,

а определяемый зеркальным изображением тороида 2 — по (П-5) при $z = 2H$ и $\rho = D - R - r$. В итоге получим:

$$\begin{aligned} \varphi_{01} &= \frac{q}{4\pi^2\epsilon_0 R} \left(\ln \frac{8R}{r} - \frac{\pi R}{2H} \right) + \frac{q_2}{4\pi\epsilon_0 D} \left[1 + \frac{R}{D} \left(1 - \frac{R}{D} \right) \right] - \frac{q_2}{4\pi\epsilon_0} \frac{1}{\sqrt{(2H)^2 + D^2}} \left[1 + \frac{(D - R)R}{(2H)^2 + D^2} \right] \approx \\ &\approx \frac{q}{4\pi^2\epsilon_0 R} \left(\ln \frac{8R}{r} - \frac{\pi R}{2H} \right) + \frac{q_2}{4\pi\epsilon_0 D} \times \\ &\times \left[1 + \frac{R}{D} - \frac{1 + \frac{RD}{(2H)^2 + D^2}}{\sqrt{1 + \left(\frac{2H}{D} \right)^2}} \right] = q_1 \alpha_0 + q_2 \alpha_{12}. \quad (\text{П-12}) \end{aligned}$$

В частном случае, когда потенциалы обоих тороидов равны по величине и противоположны по знаку $U_1 = -U_2 = U$, заряды на них находятся в том же соотношении $q_1 = -q_2$ и, следовательно, заряд на тороиде 1 равен:

$$\begin{aligned} q_1 &= \frac{U_1}{\alpha_0 - \alpha_{12}} = \\ &= \frac{U}{4\pi^2\epsilon_0 U} \left[\ln \frac{8R}{r} - \frac{\pi R}{2H} - \frac{\pi R}{D} \left[1 + \frac{R}{D} - \frac{1 + \frac{RD}{(2H)^2 + D^2}}{\sqrt{1 + \left(\frac{2H}{D} \right)^2}} \right] \right]. \quad (\text{П-13}) \end{aligned}$$

Третий, отрицательный член в знаменателе выражения (П-13) определяет увеличение заряда на тороиде под влиянием соседнего тороида по сравнению с зарядом на одиночном тороиде при том же потенциале U_1 [см. выражение (П-11)].

В другом частном случае, когда один из тороидов заземлен (например, тороид 2), соотношение зарядов на тороидах определяется из решения системы уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \varphi_{01} &= U_1 = q_1 \alpha_0 + q_2 \alpha_{12}; \\ \varphi_{02} &= 0 = q_1 \alpha_{21} + q_2 \alpha_0. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-14})$$

Из второго уравнения (П-14) следует:

$$\begin{aligned} q_2 &= -q_1 \frac{\alpha_{12}}{\alpha_0} = -q_1 \frac{\pi R}{D} \frac{1 + \frac{RD}{(2H)^2 + D^2}}{\ln \frac{8R}{r} - \frac{\pi R}{2H}}. \quad (\text{П-15}) \end{aligned}$$

Для заряда на первом экране с учетом влияния второго имеем:

$$q_1 = \frac{U_1}{\alpha_0 \left[1 - \left(\frac{\alpha_{12}}{\alpha_0} \right)^2 \right]} = \frac{U_1 \alpha_0}{\alpha_0^2 - \alpha_{12}^2}. \quad (\text{П-16})$$

Отношение зарядов на экране 1 при $U_2 = -U_1$ и $U_2 = 0$ согласно (П-13) и (П-16) получим в виде:

$$\begin{aligned} \frac{q_1, U}{q_1, U=0} &= \frac{\alpha_0 + \alpha_{12}}{\alpha_0} = 1 + \frac{\alpha_{12}}{\alpha_0} = \\ &= 1 + \frac{\pi R}{D} \frac{1 + \frac{RD}{(2H)^2 + D^2}}{\ln \frac{8R}{r} - \frac{\pi R}{2H}}. \quad (\text{П-17}) \end{aligned}$$

Для вычисления напряженности поля на поверхности одиночного тороида (рис. 8) можно воспользоваться выражением (П-9) для потенциала вблизи тороида. Максимальная напря-

Таблица 4

Метеорологическая станция	$\bar{p}_{\text{год}}$, мбар	$\bar{t}_{\text{год}}$, град	$\bar{\delta}_{\text{год}}$	δ с вероятностью 0,9 (не менее)
1	998	3,4	1,04	0,98
2	1 007	1,5	1,05	0,99
3	995	1,2	1,06	0,97
4	1 005	15,5	1,01	0,96
5	1 009	4,3	1,06	1,00

веденных в табл. 1 и 4, показывает, что при $28 \text{ м} \leq h \leq 275 \text{ м}$ $\bar{p}_{\text{год}}$ изменяется в очень узком диапазоне (998—1 009 мбар) и может быть представлено в виде зависимости: $\bar{p}_{\text{год}} = 1010,9 - 0,0613h$, где $\bar{p}_{\text{год}}$ — в мбар, а h — в м.

Кроме того, при усредненном значении $\bar{p}_{\text{год}} = 1 003 \text{ мбар}$ и при $1,2^\circ\text{C} \leq \bar{t}_{\text{год}} \leq 15,5^\circ\text{C}$ полученные для отдельных метеорологических станций значения $\bar{\delta}_{\text{год}}$ хорошо согласуются с вычисленными по формуле: $\bar{\delta}_{\text{год}} = 1,06 - 0,0032\bar{t}_{\text{год}}$, где $\bar{t}_{\text{год}}$ — в $^\circ\text{C}$.

Обе указанные выше зависимости, полученные с использованием метода наименьших квадратов, приведены на рис. 2. Сопоставление расчетных значений $\bar{p}_{\text{год}}$ и $\bar{\delta}_{\text{год}}$ с определенными по рис. 2 показывает, что величины погрешностей не превышают 0,3 и 1,3% соответственно.

Распределения вероятностей многих случайных величин примерно подчиняются нормальному закону, в частности, распределения такого метеорологического параметра, как эффективный вертикальный градиент диэлектрической проницаемости воздуха q_0 [Л. 6]. Поэтому предполагалось, что изменение атмосферного давления и относительной плотности воздуха также должно следовать этому закону. В случае правдоподобности этой гипотезы для каждого климатического района Советского Союза можно было бы рассчитать соответствующие ему параметры нормального распределения, как это было сделано для q_0 [Л. 7]. Однако проверки гипотезы о согласованности полученных статистических и теоретических распределений, выполненные с помощью критерия согласия Пирсона [Л. 5], показали, что, строго говоря, она является неправдоподобной.

Абсолютные значения p и δ в различных районах Советского Союза могут значительно отличаться друг от друга. Поэтому с целью получения усредненных зависимостей функции распределения вероятностей атмосферного давления и относительной плотности воздуха каждой из рассматриваемых метеорологических станций были перестроены в относительных единицах и совмещены (рис. 3 и 4). Причем за базисные были приняты соответствующие среднегодичные p и δ ($\bar{p}^* = 1,0$ и $\bar{\delta}^* = 1,0$).

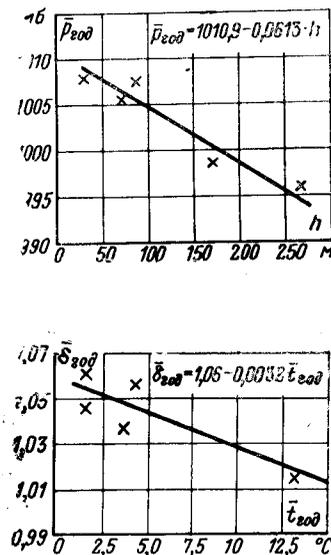


Рис. 2. Зависимости $\bar{p}_{\text{год}}$ от h и $\bar{\delta}_{\text{год}}$ от $\bar{t}_{\text{год}}$.

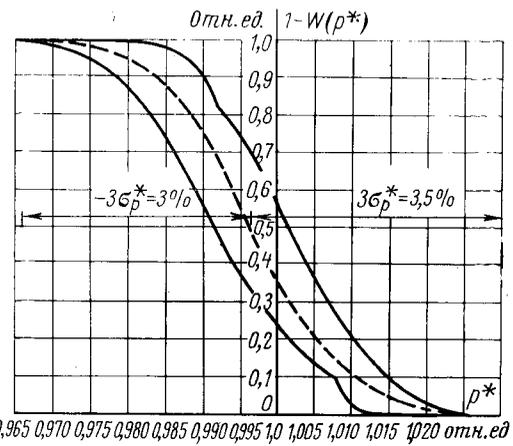


Рис. 3. Усредненная функция распределения вероятностей атмосферного давления.

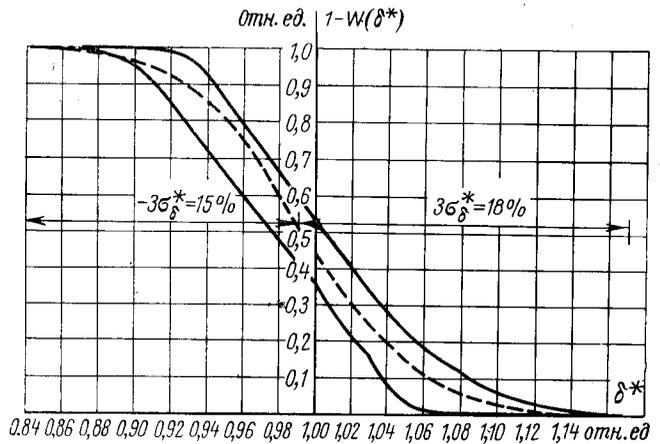


Рис. 4. Усредненная функция распределения вероятностей относительной плотности воздуха.

Зоны разброса, ограниченные огибающими отдельных функций распределения вероятностей p и δ , довольно узкие. Выше отмечалось, что изменения p и δ , строго говоря, не подчиняются нормальному закону распределения. Однако усредненные функции распределения вероятностей p и δ , как это видно из рис. 3 и 4, могут быть довольно хорошо описаны нормальными законами распределения с параметрами:

Атмосферное давление воздуха $\bar{p}^* = 0,996$; $+3\sigma_p^* = 3,5\%$
 $-3\sigma_p^* = 3,0\%$
 Относительная плотность воздуха $\bar{\delta}^* = 0,99$; $+3\sigma_\delta^* = 18\%$
 $-3\sigma_\delta^* = 15\%$

Выводы. 1. Для исследования атмосферного давления и относительной плотности воздуха наиболее целесообразно использовать статистико-вероятностный метод.

2. Относительная плотность воздуха является консервативным метеорологическим параметром, который незначительно изменяется в многолетнем разрезе.

3. Колебание относительной плотности воздуха в годовом разрезе в основном происходит за счет

Метод цифрового моделирования случайных дифференцируемых процессов в устройствах энергоснабжения

Ю. М. НИКИТИН

Москва

Энергетические системы в силу своей сложности относятся к разряду больших систем. Для таких систем актуальными являются задачи оптимизации их функционирования [Л. 1]. Наиболее рациональными методами проектирования таких систем является физическое или математическое моделирование. Однако при любом способе моделирования исследование поведения системы во всей полноте ее функционирования требует затраты больших средств и времени. Во многих случаях может оказаться необходимым подробнее рассмотреть работу отдельной подсистемы или объекта для наилучшего выбора соответствующей аппаратуры или режима функционирования. Эта необходимость возникает еще и потому, что получение достоверной информации относительно отдельных объектов требует различного по длительности времени моделирования. Например, для получения достоверных данных относительно износа изоляции трансформатора время моделирования процесса старения превышает время моделирования для получения достоверных данных относительно тока его нагрузки в несколько раз вследствие того, что время затухания корреляционной функции относительного износа изоляции больше соответствующего времени тока нагрузки. Поэтому вместо воспроизведения всей сложной системы на ЦВМ рационально по полученным статистическим характеристикам воспроизвести в дальнейшем случайный процесс отдельного объекта системы.

В системах энергоснабжения находят применение большое количество локальных систем автоматического регулирования, имеющих нелинейные инерционные характеристики, которые не поддаются линеаризации без грубых допущений. К таким устройствам относятся, например, устройства регулирования напряжения типа АРН и БАУРПН, устройства регулирования количества включенных

выпрямительных агрегатов на тяговых подстанциях, устройства регулирования емкости компенсирующих установок и др. Выбор оптимальных параметров этих регуляторов возможен на модели, воспроизводящей случайный процесс, в ускоренном масштабе времени. При этом возможно исследование таких режимов, которые в условиях эксплуатации могут привести к аварийной ситуации.

В качестве выражения, аппроксимирующего корреляционную функцию дифференцируемого случайного процесса, рекомендуется [Л. 2] выбирать корреляционную функцию вида:

$$K(\tau) = \sigma^2 e^{-\alpha|\tau|} \left(\cos \beta\tau + \frac{\alpha}{\beta} \sin \beta|\tau| \right). \quad (1)$$

Корреляционной функции (1) соответствует функция спектральной плотности

$$f(\omega) = \frac{2\sigma^2\alpha(\alpha^2 + \beta^2)}{\pi} \times \frac{1}{|\omega^2 + 2i\alpha\omega + (\alpha^2 + \beta^2)|^2}. \quad (2)$$

Случайный процесс с дробно-рациональной функцией спектральной плотности может быть получен путем пропускания белого шума через линейную систему, описываемую системой обыкновенных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами. Это обстоятельство доказывается в теории марковских случайных процессов. Случайный процесс с корреляционной функцией (1) является стационарным решением стохастического дифференциального уравнения [Л. 2]:

$$\frac{d^2x(t)}{dt^2} + 2\alpha \frac{dx(t)}{dt} + (\alpha^2 + \beta^2)x(t) = 2\sigma \sqrt{\alpha(\alpha^2 + \beta^2)} \frac{dW(t)}{dt}, \quad (3)$$

изменения температуры и почти не зависит от изменения атмосферного давления воздуха.

4. Изменение атмосферного давления и относительной плотности воздуха вблизи каждой из рассмотренных метеорологических станций, строго говоря, не подчиняется нормальному закону распределения вероятностей. Однако усредненные функции распределения вероятностей p и δ могут быть довольно хорошо описаны этим законом.

5. Для повышения экономичности принимаемых технических решений необходимо, используя статистико-вероятностный метод, продолжить исследование изменения p и δ .

ЛИТЕРАТУРА

1. Руководящие указания по определению среднегодовых потерь мощности на корону для линий электропередачи 330—750 кв. М., Госэнергоиздат, 1961.

2. Емельянов Н. П. О расчете плотности воздуха и атмосферного давления при проектировании электроустановок в районах Сибири, Севера и Дальнего Востока. — В кн.: Сборник докладов III научно-технической конференции по обобщению опыта проектирования, строительства и эксплуатации линий электропередачи и подстанций в районах Сибири и Дальнего Востока, т. II, Надежность и экономичность энергосистем. «Наука», Сибирское отделение, 1970.

3. Емельянов Н. П., Козлов В. С. Коронный разряд на проводах. Минск, «Наука и техника», 1971.

4. Правила устройства электроустановок. М., «Энергия», 1966.

5. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М., «Наука», 1969.

6. Троицкий В. Н. О замираниях ультракоротких волн на радиорелейных линиях связи — «Электросвязь», 1957, № 10.

7. Калинин А. И. Расчет трасс радиорелейных линий. М., «Связь», 1964.



где $\frac{dW(t)}{dt} = \xi(t)$ — белый шум (производная винеровского процесса).

Процесс, получающийся в результате решения этого дифференциального уравнения, не является марковским, однако двумерный случайный процесс, к которому можно свести уравнение второго порядка, уже будет марковским, так как будущее процесса полностью определяется значениями $x_1(t)$ и $x_2(t)$ в настоящем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx_1(t)}{dt} &= x_2(t); \\ \frac{dx_2(t)}{dt} &= -2\alpha x_2(t) - (\alpha^2 + \beta^2)x_1(t) + \\ &+ 2\sigma \sqrt{\alpha(\alpha^2 + \beta^2)} \frac{dW(t)}{dt}. \end{aligned} \right\} (4)$$

Из (4) видно, что компонента $x_1(t)$ есть траектория случайного процесса $x(t)$, а $x_2(t)$ скорость этого процесса. Для дальнейшего решения задачи представляет интерес компонента $x_1(t)$. Решение стохастической системы дифференциальных уравнений имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} x_1(t) &= x_1(t_0) + \int_{t_0}^t x_2(\tau) d\tau; \\ x_2(t) &= x_2(t_0) + \int_{t_0}^t [-2\alpha x_2(\tau) - (\alpha^2 + \\ &+ \beta^2)x_1(\tau)] d\tau + 2\sigma \sqrt{\alpha(\alpha^2 + \beta^2)} W(t). \end{aligned} \right\} (5)$$

При численном интегрировании системы уравнений (5) можно воспользоваться аппроксимацией Эйлера, которая в данном случае не вносит существенной погрешности, так как возмущение в правой части представляет собой последовательность независимых случайных величин со средним, равным нулю (эффект накопления ошибки отсутствует). Таким образом,

$$\left. \begin{aligned} x_1(t_{k+1}) &= x_1(t_0) + \sum_{i=1}^k x_2(t_i) \Delta t; \\ x_2(t_{k+1}) &= x_2(t_0) + \sum_{i=1}^k [-2\alpha x_2(t_i) - \\ &- (\alpha^2 + \beta^2)x_1(t_i)] \Delta t + \\ &+ 2\sigma \sqrt{\alpha(\alpha^2 + \beta^2)} \sum_{i=1}^k \Delta W(t_i). \end{aligned} \right\} (6)$$

Из рекуррентных соотношений (6) видно, что затруднение вызывает только определение траектории винеровского процесса $\sum_{i=1}^k \Delta W(t_i)$. Для того

чтобы получить, ее, обратимся к определению винеровского процесса [Л. 3]. По определению винеровским называется нормальный нестационарный случайный процесс с независимыми приращениями, такой, что его математическое ожидание равно нулю, а приращение процесса за непересекающиеся промежутки времени Δt_1 и Δt_2 независимы, т. е. $M[\Delta W(\Delta t_1)\Delta W(\Delta t_2)] = 0$. В свою очередь, дисперсия приращения пропорциональна Δt , т. е. $D[\Delta W(\Delta t)] = \Delta t$. Отсюда следует, что приращения траектории

винеровского процесса $\Delta W(t_i) = \sqrt{\Delta t} \xi_i$, где ξ_i — последовательность независимых, нормально распределенных случайных величин с математическим ожиданием $M\xi_i = 0$ и дисперсией $D\xi_i = 1$. С учетом этих замечаний (6) может быть записана в виде, удобном для реализации на ЦВМ:

$$\left. \begin{aligned} x_1(t_{k+1}) &= x_1(t_0) + \sum_{i=1}^k x_2(t_i) \Delta t; \\ x_2(t_{k+1}) &= x_2(t_0) + \sum_{i=1}^k [-2\alpha x_2(t_i) - (\alpha^2 + \\ &+ \beta^2)x_1(t_i)] \Delta t + 2\sigma \sqrt{\alpha(\alpha^2 + \beta^2)} \sum_{i=1}^k \xi_i \sqrt{\Delta t}. \end{aligned} \right\} (7)$$

Всякое решение системы дифференциальных уравнений начинается от $t_0 = 0$ и для $t < 0$ тождественно равно нулю, что является следствием принципа физической осуществимости. В то же время всякая реализация случайного процесса начинается от момента $t = -\infty$, поэтому частное решение (7) даже при нулевых начальных условиях будет нестационарным и станет стационарным лишь через некоторое время τ . Чтобы избавиться от нежелательных переходных процессов, следует либо часть реализации на отрезке $(0, \tau)$ из рассмотрения исключить, либо задать начальные условия $x_1(t_0)$ и $x_2(t_0)$ в соответствии с корреляционной функцией (1).

Для определения времени затухания переходного процесса τ воспользуемся результатами [Л. 4]. Перепишем систему стохастических дифференциальных уравнений в виде:

$$dx_i = \sum_{k=1}^N q_{ik} x_k dt + \sum_{k=1}^N \sigma_{ik} dW_k(t), \quad (8)$$

где $i = 1, 2; N = 2$.

Матрицы $\|q_{ik}\|$ и $\|\sigma_{ik}\|$ соответственно равны:

$$\|q_{ik}\| = \begin{vmatrix} 0 & q_{12} \\ q_{21} & q_{22} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0 & 1 \\ -(\alpha^2 + \beta^2) & -2\alpha \end{vmatrix};$$

$$\|\sigma_{ik}\| = \begin{vmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{22} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 2\sigma \sqrt{\alpha(\alpha^2 + \beta^2)} \end{vmatrix}.$$

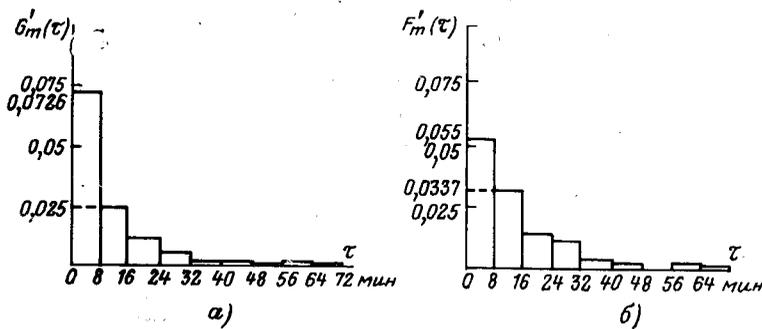
Время, за которое дисперсия процесса $x_1(t)$ достигнет установившегося значения, определяется из решения системы линейных дифференциальных уравнений [Л. 4]:

$$\frac{dD_{kl}(t)}{dt} = \sum_{i=1}^N (q_{ki} D_{li} + q_{li} D_{ki}) + b_{kl}, \quad (9)$$

где $b_{kl} = \sum_{i=1}^N \sigma_{ki} \sigma_{li}$.

С учетом (8) система (9) запишется в виде:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dD_{11}(t)}{dt} &= 2D_{12}; \\ \frac{dD_{12}(t)}{dt} &= -(\alpha^2 + \beta^2) D_{11} - \\ &- 2\alpha D_{12} + D_{22}; \\ \frac{dD_{22}(t)}{dt} &= -2(\alpha^2 + \beta^2) D_{12} - \\ &- 4\alpha D_{22} + 2\sigma \sqrt{\alpha(\alpha^2 + \beta^2)}. \end{aligned} \right\} (10)$$



Характеристическое уравнение, получающееся при решении этой системы, оказывается уравнением третьей степени, поэтому его решение проще всего получить численными методами. В течение времени τ ЦВМ должна работать вхолостую, поэтому желательно было бы взять начальные значения $x_1(t_0)$ и $x_2(t_0)$ такими, чтобы исключить переходной процесс. Если воспользоваться методом [Л. 5], то можно получить следующие формулы для вычисления начальных значений:

$$\left. \begin{aligned} x_1(t_0) &= \sigma \xi_1; \\ x_2(t_0) &= \sigma \sqrt{\alpha^2 + \beta^2} \xi_2, \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

где ξ_1 и ξ_2 — независимые нормально распределенные случайные величины с параметрами $N(0, 1)$.

В результате применения этого алгоритма моделирования получается центрированный нормальный случайный процесс. Для моделирования нецентрированного нормального случайного процесса достаточно воспользоваться формулой

$$y(t) = m(t) + x(t), \quad (12)$$

где $m(t)$ — математическое ожидание случайного нормального процесса $y(t)$.

В случае, если процесс случайный периодический, то $m(t)$ может быть определено по экспериментальным данным в виде тригонометрического ряда [Л. 6].

Разработка алгоритмов моделирования случайных процессов в энергоснабжении промышленности и транспорта с функциями распределения, отличными от нормального, может послужить темой последующих исследований в этом направлении. Но в любом таком алгоритме основным должен быть метод моделирования случайного нормального процесса, так как любой другой процесс может быть получен из него некоторым нелинейным преобразованием. Например, случайный процесс с законом распределения Релея получается из двух нормальных процессов нелинейным преобразованием вида:

$$x(t) = \sqrt{x_1^2(t) + x_2^2(t)}.$$

Можно указать также нелинейное преобразование, приводящее к случайному процессу с логарифмическим нормальным распределением:

$$x(t) = e^{x_1(t)}.$$

Основная трудность в таком подходе заключается в том, что вместе с функцией распределения деформируется и корреляционная функция. Найти же связь между корреляционной функцией нормального случайного процесса и корреляционной

функцией процесса, полученного в результате нелинейного преобразования, в аналитической форме очень трудно.

Если параметры корреляционной функции получены в результате статистической обработки экспериментальных данных, то встает вопрос о точности моделируемого процесса. В детерминированном случае этот вопрос решается просто, поскольку вероятность того, что траектория моделируемого процесса повторит траекторию наблюдаемого процесса, равна нулю.

В качестве критерия близости можно принять совпадение функций распределения продолжительности выбросов за заданный уровень.

Пусть в результате обработки экспериментальных данных получена эмпирическая функция распределения выбросов за данный уровень. С другой стороны, такая же эмпирическая функция распределения может быть получена и в результате обработки ординат моделируемой функции программным путем. Для проверки гипотезы о том, что обе выборки (в данном случае элементами выборки являются длительности превышения уровня) принадлежат одной и той же генеральной совокупности, можно применить критерий Смирнова [Л. 7].

Обозначим через $\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_m$ продолжительности выбросов за заданный уровень, полученные в результате обработки экспериментальных данных, а $\tau'_1, \tau'_2, \dots, \tau'_n$ — длительности выбросов моделируемого процесса, и пусть, кроме того, эти выборочные значения расположены в порядке возрастания. Обозначим $G_m(\tau)$ функцию эмпирического распределения, а эмпирическую функцию распределения выбросов моделируемого процесса $F_n(\tau)$. Проверяемая гипотеза заключается в том, что математические ожидания эмпирических функций распределения совпадают, т. е.

$$MG_m(\tau) = MF_n(\tau). \quad (13)$$

Для проверки этой гипотезы вычисляется статистика

$$D_{m,n} = \sup_{|\tau| < \infty} |G_m(\tau) - F_n(\tau)|. \quad (14)$$

Затем по заданному уровню значимости $q\%$ определяется критическое значение $D_{m,n}(q)$ по таблицам критерия Смирнова, если $m, n \leq 20$. Критерий $D_{m,n}(q)$ упрощается в случае равенства количества выборочных значений, т. е. при $m=n$, а при моделировании случайного процесса это условие можно легко соблюсти, отсюда при $m=n > 20$

$$D_{m,m}(q) = D_{m/2}(q) + \frac{1}{3m}, \quad (15)$$

где $D_{m/2}(q)$ — критическое значение критерия Колмогорова [Л. 7].

Если значение $D_{m,m}$ меньше критического, то гипотеза о равенстве функций распределения не противоречит исходным данным, если же выполняется обратное неравенство, то гипотеза отвергается.

При статистическом исследовании случайного процесса изменения тока нагрузки тяговой подстанции электрической железной дороги постоян-

ного тока эмпирическая корреляционная функция аппроксимировалась выражением (1). В результате аппроксимации были получены следующие значения параметров корреляционной функции: $\sigma = 1750$ а, $\alpha = 0,205 \cdot 10^{-2}$, $\beta = 0,175 \cdot 10^{-2}$. Определение функции распределения длительности превышения производилось относительно уровня $i_0 = 1000$ а. На рисунке построены гистограммы на основе обработки экспериментальных данных (а) и эмпирическая плотность распределения выбросов за уровень $i_0 = 1000$ а, полученная по результатам моделирования (б). Как в первом, так и во втором случае количество выбросов $m = n = 150$. Общее время записи процесса, в течение которого произошло 150 выбросов за уровень 1000 а, составило около четырех суток. Примерно такое же время в натуральном масштабе заняло моделирование на ЦВМ. При моделировании в ускоренном масштабе времени на ЦВМ БЭСМ-4 с шагом $H = 5$ сек общее время моделирования вместе с построением гистограммы составило 10 мин машинного времени.

Как видно из приведенных гистограмм, статистика $D_{m,m}$ имеет максимальное значение $\max D_{150,150} = 0,14$ — это разница между эмпириче-

скими вероятностями появления выбросов длительностью меньше 8 мин. Критическое значение критерия Колмогорова для $D_{150/2}(5\%) = 0,154$, откуда критическое значение критерия Смирнова, вычисленное по (15), равно 0,156. Так как $0,14 < 0,156$, то гипотеза об однородности выборок не противоречит выборочным данным с вероятностью 0,95.

ЛИТЕРАТУРА

1. Веников В. А. Моделирование энергетических систем — «Электричество», 1971, № 1, с. 5—13.
2. Свешников А. А. Прикладные методы теории случайных функций. М., «Наука», 1968. 464 с.
3. Гихман И. И., Скороход А. В. Введение в теорию случайных процессов. М., «Наука», 1965. 656 с.
4. Хазен Э. М. Методы оптимальных статистических решений и задачи оптимального управления. «Советское радио», 1968. 256 с.
5. Полляк Ю. Г. Моделирование последовательности неравновесных по времени выборок из гауссового случайного процесса — Изв. АН СССР «Техническая кибернетика», 1969, № 1, с. 50—56.
6. Никитин Ю. М. Метод статистического исследования нестационарных случайных процессов в энергоснабжении — «Электричество», 1971, № 2, с. 25—30.
7. Большев Л. Н., Смирнов Н. В. Таблицы математической статистики. М., ВЦ АН СССР, 1968. 474 с.

[17.12.1972]



УДК 621.311.4:621.316.1:621.3.016.3

Экспериментальное исследование нагрузок крупных городских подстанций с комплексным составом потребителей

Канд. техн. наук Ю. А. ФОКИН и инж. И. И. АРСАМАНОВ

Московский энергетический институт

При решении некоторых проблем проектирования и управления режимами электрических систем возникает задача составления математической модели нагрузки крупных понизительных подстанций. В настоящее время имеются характеристики случайных процессов изменения активной и реактивной мощности отдельных потребителей сетей 6—10 кв [Л. 1], которые позволяют довольно просто расчетным путем получать характеристики нагрузок питающих и распределительных линий 6—10 кв. Использование этого способа для определения нагрузок трансформаторов крупных подстанций, от которых отходят много линий с разным характером потребителей, требует значительной расчетной работы и сопряжено с внесением ряда упрощающих допущений, приводящих к погрешностям в результатах.

В данной статье описываются результаты статистической обработки экспериментальных записей нагрузок подстанций с комплексным составом потребителей (коммунально-бытовых, промышленных, городского и железнодорожного транспорта). В качестве математической модели нагрузки был выбран комплексный случайный процесс, наиболее

полно отражающий физические представления о протекании процесса электропотребления. Статистически определялись числовые характеристики процессов изменения активной, реактивной мощности и полного тока в цепях главных трансформаторов и отходящих линий подстанций.

Целью экспериментальных исследований, помимо выявления числовых характеристик, законов распределения и свойств процессов (интервалов стационарности и эргодичности), было также определение необходимой длительности записи нагрузок, количественная оценка корреляционных связей между нагрузками разных элементов сети, а также выявление влияния интервалов осреднения на числовые характеристики процессов. Записи нагрузок производились самопишущими ваттметрами, амперметрами и вольтметрами в цепях понижающих трансформаторов, отходящих линиях и синхронных конденсаторов на трех крупных подстанциях Мосэнерго с различным составом потребителей¹.

¹ Авторы выражают благодарность работникам Мосэнерго Н. В. Чернобровову, А. С. Любимову, С. В. Веселову, А. А. Кузенову и другим за оказанную помощь в проведении эксперимента.

В результате этих экспериментов получены регистрограммы изменения активной и реактивной мощности во всех указанных целях, а также регистрограммы полного тока в целях трансформаторов и напряжения на шинах 6—10 кВ подстанций.

Влияние длительности записи и интервалов осреднения на вероятностные характеристики процессов. Необходимая длительность записей и число замеров были установлены в результате проведения предварительных контрольных, относительно длительных (двухмесячных) записей нагрузок на одной из подстанций. Сравнение характеристик случайных процессов, полученных в результате записей различной длительности (от 4 до 56 суток) показало, что для получения достоверных характеристик — графиков статистических средних, среднеквадратических отклонений, корреляционных функций — в большинстве случаев достаточно 7—10-суточная запись нагрузки. Например, характер корреляционной функции достаточно четко выявляется уже в течение 4-суточной записи, а при увеличении длительности записи сверх 7 суток корреляционная функция практически не меняется (рис. 1). Возможные величины погрешностей в оценках графиков статистических средних и среднеквадратических отклонений при записи в течение 7—10 суток не превышают 5%. Поэтому во время основных замеров, которые одновременно проводились на трех подстанциях, длительность записи была выбрана с некоторым запасом, равная 14 суткам. Кстати, примерно такой же результат можно получить на основании анализа характеристик процессов с относительно короткой длительностью записи методом доверительных интервалов. В практических расчетах при определении максимальных значений нагрузок линий (которые обычно принимаются за расчетные), а также расчетах характеристик случайных процессов нагрузок трансформаторов по характеристикам линий возникает необходимость перехода от числовых характеристик, полученных за больший интервал осреднения ординат случайных процессов, к числовым характеристикам за меньший интервал осреднения. Такого же рода вопросы могут возникнуть при управлении режимами электрической системы, в которых ста-

тистическая информация о нагрузках подстанций является одной из основных. Следует отметить, что чем больше интервал осреднения, тем меньше требуется исходной информации и тем более простыми техническими средствами она может быть получена и обработана. Например, для целей определения максимальных расчетных нагрузок элементов сетей могут быть использованы данные энергосбытов.

Определенные трудности при переходах с одного на другой интервал осреднения возникают обычно при расчетах центральных моментов второго порядка. В [Л. 2] были получены выражения пересчета дисперсий для характерных видов корреляционных функций

$$\rho(\tau) = c_1 e^{-\alpha|\tau|} + c_2; \quad (1a)$$

$$\rho(\tau) = c e^{-\alpha|\tau|} \cos \beta\tau; \quad (1б)$$

$$\rho(\tau) = c_1 e^{-\alpha|\tau|} \cos \beta\tau + c_2 \quad (1в)$$

с меньшего интервала τ на больший, $\theta = k\tau$ при $k > 1$:

$$D_\theta = D_\tau \left[c_1 \frac{2(e^{-\alpha\theta} - 1 + \alpha\theta)}{(\alpha\theta)^2} + c_2 \right]; \quad (2a)$$

$$D_\theta = D_\tau c \frac{2\theta\alpha(\alpha^2 + \beta^2) + 2e^{-\alpha\theta}[(\alpha^2 - \beta^2)\cos\beta\theta - 2\alpha\beta\sin\beta\theta] - 2(\alpha^2 - \beta^2)}{\theta^2(\alpha^2 + \beta^2)^2}; \quad (2б)$$

$$D_\theta = D_\tau \left[c_1 \frac{2\theta\alpha(\alpha^2 + \beta^2) + 2e^{-\alpha\theta}[(\alpha^2 - \beta^2)\cos\beta\theta - 2\alpha\beta\sin\beta\theta] - 2(\alpha^2 - \beta^2)}{\theta^2(\alpha^2 + \beta^2)^2} + c_2 \right], \quad (2в)$$

где $c_1, c_2, c, \alpha, \beta$ — постоянные величины, определяемые из статистической обработки.

Как оказалось в результате экспериментов, практически каждую корреляционную функцию с использованием метода наименьших квадратов можно аппроксимировать одним из трех аналитических выражений вида (1а, 1б, 1в). Вопрос пересчета дисперсий с большего интервала осреднения на меньший для процессов с разным видом корреляционных функций, и особенно зависимости параметров α и β от интервала осреднения, до сих пор оставался неясным.

Для проверки указанных алгоритмов и выявления зависимости параметров корреляционных функций от интервала осреднения были проведены записи процессов с различными скоростями движения диаграммной бумаги на линиях с различными группами потребителей. По ранее найденным числовым характеристикам случайных процессов в зависимости от коэффициента вариации нагрузки $\xi = \frac{\sigma_I}{\bar{I}}$. Здесь \bar{I} — статистическое среднее значение тока; σ_I — среднеквадратическое отклонение. Все линии были условно разделены на две группы:

линии, в которых отсутствуют резкопеременные изменения нагрузки с коэффициентом вариации $\xi < 0,25$ (по току);

линии с резкопеременными изменениями нагрузки с коэффициентом вариации $\xi \geq 0,25$.

Полученные экспериментальные данные (рис. 2) довольно хорошо подтверждают теоретические за-

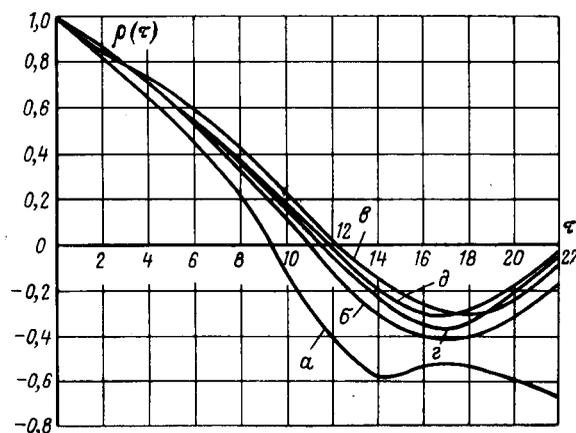


Рис. 1. Нормированные корреляционные функции при разной длительности t записи нагрузок.

α — θ — соответственно при 4, 7, 14, 42 и 56 сутках.

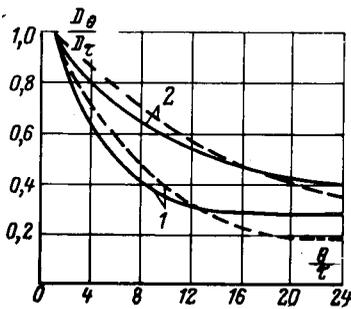


Рис. 2. Зависимости дисперсий случайных процессов от интервала осреднения для корреляционных функций вида. 1 — для $\xi \geq 0,25$; $\rho(\tau) = -ce^{-\alpha|\tau|} \cos \beta\tau$; 2 — для $\xi < 0,25$; $\rho(\tau) = c_1 e^{-\alpha|\tau|} + c_2$; — экспериментальная зависимость; - - - теоретическая зависимость.

всисимости. Зависимости параметров корреляционных функций α и β от интервала осреднения приведены на рис. 3, а и б. Независимо от вида корреляционной функции, т. е. внутренней структуры процесса, наблюдается общая тенденция ослабления корреляционных связей между ординатами процесса с увеличением интервала осреднения. Наиболее сильно эта зависимость проявляется для процессов, в которых нет или очень слабо выражен элемент периодичности.

Полученные зависимости (рис. 2 и 3) можно использовать для получения числовых характеристик процессов с относительно небольшим интервалом осреднения (10, 15, 30 мин) по известным характеристикам, полученным с большим интервалом осреднения (60, 120, 240 мин). Во время основных замеров на трех подстанциях скорость записи была выбрана такой, чтобы обеспечить наибольшую точность при считке регистрограмм с интервалом осреднения 30 мин.

Вероятностные характеристики случайных процессов нагрузок трансформаторов и отходящих линий; возможные упрощения модели нагрузки. Во время основных замеров в период зимнего максимума было записано около 1000 графиков активных и реактивных нагрузок в цепях трех трансформаторов, 28 отходящих от них линиях и двух синхронных компенсаторах. В результате обработки этого статистического материала на ЦВМ для большей части элементов получены графики оценок математических ожиданий, среднеквадратических отклонений, корреляционных функций процессов и законов распределения. Процессы рассматривались как в течение суток, так и часы дневного и вечернего максимума («активная» часть суток).

Результаты обработки и анализ показали, что в часы максимума случайные процессы нагрузок трансформаторов и большинства отходящих линий обладают свойством стационарности и эргодично-

сти. Корреляционные функции комплексных случайных процессов выражались через корреляционные функции их действительных и мнимых частей [Л. 3]:

$$K_S(tt') = K_P(tt') + K_Q(tt') + j[K_{PQ}(tt') - K_{QP}(tt')]. \quad (3)$$

Анализ полученных нормированных корреляционных матриц показывает, что мнимая часть корреляционной функции мала и для большинства нагрузок линий не превосходит по абсолютной величине 0,08. Корреляционные функции при рассмотрении процессов как в течение суток, так и в часы дневного максимума для нагрузок ряда отходящих линий имеют отрицательные значения вещественных частей при значениях интервалов корреляции (расстояний между сечениями случайных процессов) $\tau = 4-6$ ч. В структуре случайных процессов наблюдается элемент периодичности, в связи с чем на расстоянии во времени, равном примерно половине периода основных колебаний, появляется отрицательная корреляция между ординатами случайного процесса. Такие процессы бывают у нагрузок линий 6-10 кв, питающих электрифицированный транспорт, коммунально-бытовых потребителей, смешанных (промышленных и коммунально-бытовых с преобладанием коммунально-бытовых). Корреляционные функции нагрузок линий, питающих промышленные предприятия с двухсменным режимом работы, при увеличении интервала корреляции τ не убывают, а начиная с некоторого τ , остаются почти постоянными. Практически каждую корреляционную функцию оказалось возможным аппроксимировать одним из выражений (1а-1в).

С целью количественной оценки соотношений колебаний различной частоты в случайных процессах и распределения дисперсий по частотам ω проведен спектральный анализ процессов. С учетом действительных значений параметров корреляционных функций (1а-1б) получены спектральные плотности:

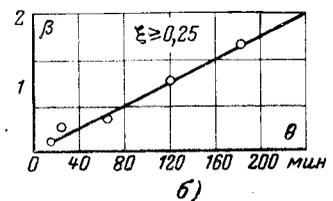
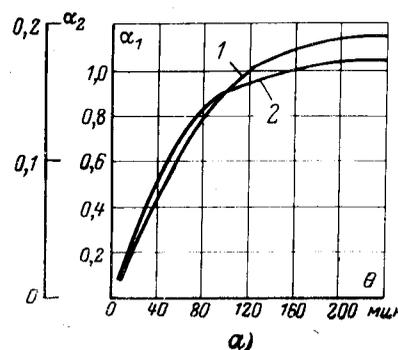
$$s(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} [c_1 e^{-\alpha|\tau|} + c_2] e^{-j\omega\tau} d\tau = \frac{c_1}{\pi} \frac{\alpha}{(\omega^2 + \alpha^2)} + c_2 \delta(\omega); \quad (4а)$$

$$s(\omega) = \frac{c}{2\pi} \left[\frac{\alpha}{(\omega - \beta)^2 + \alpha^2} + \frac{\alpha}{(\omega + \beta)^2 + \alpha^2} \right]; \quad (4б)$$

$$s(\omega) = \frac{c_1}{2\pi} \left[\frac{\alpha}{(\omega - \beta)^2 + \alpha^2} + \frac{\alpha}{(\omega + \beta)^2 + \alpha^2} \right] + c_2 \delta(\omega), \quad (4в)$$

где $\delta(\omega)$ — дельта-функция.

Рис. 3. Зависимости параметров α и β корреляционных функций от интервала осреднения. а — параметр α : 1) для $\xi \geq 0,25$; $\rho(\tau) = -ce^{-\alpha|\tau|} \cos \beta\tau$; 2) для $\xi < 0,25$; $\rho(\tau) = c_1 e^{-\alpha|\tau|} + c_2$; б — параметр β для $\xi \geq 0,25$; $\rho(\tau) = ce^{-\alpha|\tau|} \cos \beta\tau$.



Если случайный процесс изменения нагрузок линий с преобладанием промышленных предприятий рассматривать в течение суток, то их дисперсия в наибольшей мере определяются 6—8-часовыми изменениями, если в течение часов дневного максимума, то 5—6-часовыми изменениями. Интервал стационарности для этих нагрузок может быть принят равным 5—6 ч. На этих интервалах стационарности случайные процессы изменения нагрузок всех рассмотренных линий 6—10 кв можно также считать и эргодичными. Следовательно, для практических расчетов, например оценки максимальных значений нагрузок трансформаторов по нагрузкам линий, случайный процесс на этих интервалах может быть заменен эквивалентной случайной величиной [Л. 1 и 2].

Возможность замены случайных процессов нагрузок линий 6—10 кв на интервалах стационарности и эргодичности эквивалентными случайными величинами довольно хорошо подтверждается сравнением числовых характеристик и максимальных значений нагрузок в цепи трансформаторов, полученных расчетным путем по характеристикам отходящих линий и экспериментальным — по регистраграммам. Погрешности не превышают 4—5%.

Коэффициенты корреляции между активными и реактивными нагрузками одной и той же линии при моделировании их эквивалентными случайными величинами довольно высоки: 0,405—0,956. Корреляционная связь между активными нагрузками одних и реактивными других, а также между реактивными нагрузками различных линий весьма слабая (0,065—0,265; 0,057—0,295), т. е. эти составляющие практически некоррелированы. Коэффициенты корреляции между активными нагрузками линий, питающих промышленные предприятия с двухсменным режимом работы, значительны (0,423—0,900), что обусловлено подобием режимов электропотребления промышленных предприятий. Меньшая корреляционная связь (0,14—0,22) наблюдается между линиями, питающими электрифицированный транспорт.

Значительный интерес с точки зрения получения характеристик случайного процесса нагрузки центра питания по известным характеристикам нагрузок отходящих линий имеет определение корреляционных связей между активными и реактивными нагрузками линий и цепи трансформаторов. Коэффициент корреляции между активными нагрузками лежит в пределах 0,185—0,730; между реактивными нагрузками 0,04—0,33. Причем эти результаты получены без учета режимов работы синхронных компенсаторов, установленных на подстанциях (т. е. для «естественных» режимов по реактивной мощности линий и трансформаторов).

Статистические законы распределения были аппроксимированы теоретическими кривыми распределения с проверкой по критерию согласия Пирсона как для полных суток, так и для часов максимума. Часы максимума были приняты равными интервалу стационарности и эргодичности для каждой линии и цепи трансформатора. Ни для одной из отходящих линий процесс изменения активной и реактивной нагрузки строго не подчиняется нормальному закону распределения (рис. 4);

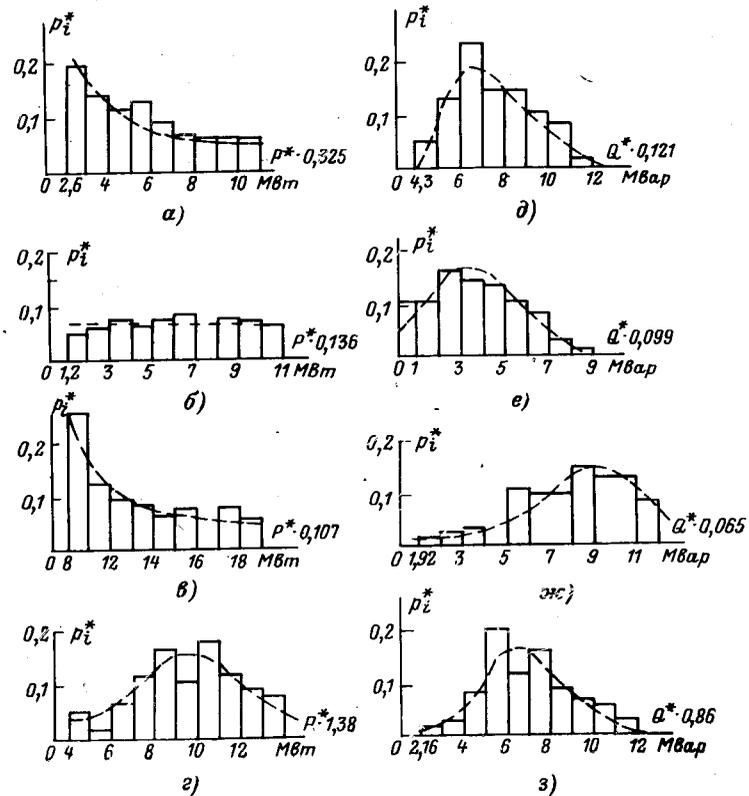


Рис. 4. Гистограммы статистических распределений активных и реактивных нагрузок полных суток.

а, б, в, д, е, ж — для питающих линий 6—10 кв; з, з — для понижающего трансформатора.

для часов максимума процесс изменения нагрузок наилучшим образом описывается усеченным нормальным законом (рис. 5), хотя, как показали дополнительные исследования, погрешность, например, в определении максимальных расчетных значений нагрузок с вероятностью, соответствующей «трем сигмам» нормального закона, при использовании нормального закона по сравнению с действительным не превышает 10—20%. Для цепей понижающих трансформаторов закон распределения активной и реактивной нагрузок можно приближенно считать нормальным как для часов максимума, так и полных суток. Среди дисперсий случайных процессов нагрузок линий нет сравнимых по величине с дисперсией активных и реактивных нагрузок трансформатора (они составляют 1,5—20% дисперсии трансформатора). Полученные результаты достаточно хорошо согласуются с теоретическими соображениями относительно образования нормального закона распределения [Л. 4]. Закон распределения модуля полного тока цепей понижающих трансформаторов также приближенно подчиняется нормальному, так как реактивная составляющая и ее вариации значительно меньше активной ($\xi_Q \approx (0,2 \div 0,5) \xi_P$) где

$$\xi_Q = \frac{\sigma_Q}{Q}; \quad \xi_P = \frac{\sigma_P}{P}.$$

Коэффициент мощности нагрузки трансформаторов довольно высок (0,9—0,93). Напряжение на шинах подстанций контролировалось самопишущим

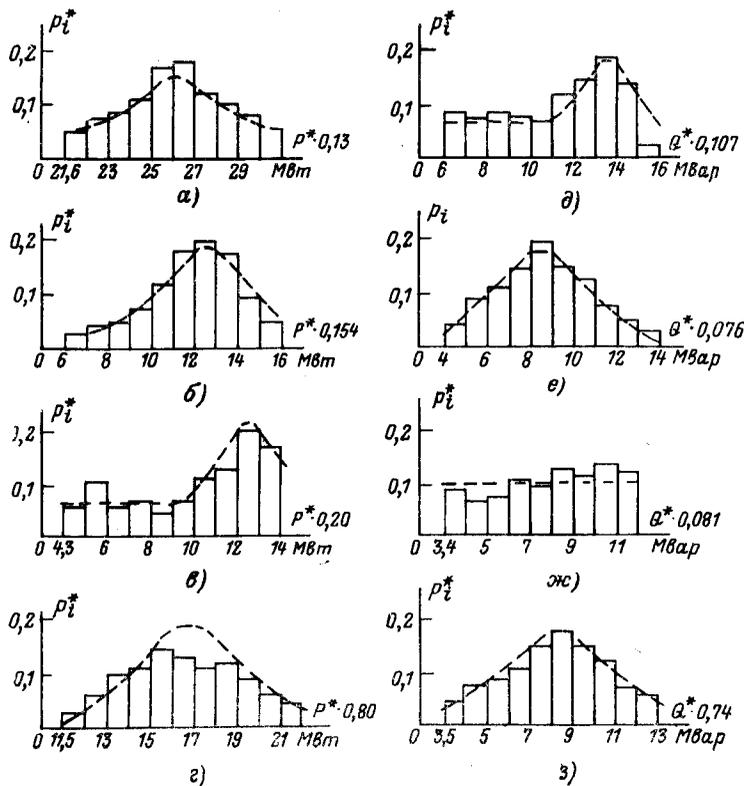


Рис. 5. Гистограммы статистических распределений активных и реактивных нагрузок периода максимума.
а, б, в, д, е, ж — для питающих линий 6—10 кв; г, з — для понижающего трансформатора.

вольтметром; оно изменялось в очень узких пределах. Этот фактор также не мог сказаться на функции распределения полного тока. Поэтому в этих условиях закон распределения модуля полного тока практически мало чем отличается от закона распределения активной мощности.

Определение расчетных нагрузок трансформаторов. При расчетах нагрузок трансформаторов центров питания обычно известны максимальные нагрузки линий 6—10 кв, отходящих от понижающих подстанций. В работе ставилась цель определения максимальных нагрузок трансформаторов по известным максимальным нагрузкам отходящих линий. По максимальным значениям нагрузок трансформаторов и известным величинам коэффициентов вариаций достаточно просто определяется расчетная нагрузка трансформатора, исходя из теплового износа изоляции или условия не превышения максимально допустимой температуры обмоток [Л. 5].

В практических расчетах целесообразно воспользоваться, так же, как для расчета линий 6—10 кв, коэффициентом одновременности. Причем по имеющемуся экспериментальному материалу можно оценить [Л. 6] не только значения коэффициентов одновременности по активной мощности, но и по полной мощности — k_{os} . Максимальное значение нагрузки трансформатора достаточно просто определяется по значениям максимальных нагрузок отдельных линий $S_{max i}$:

$$S_{max \tau} = k_{os} \sum_{i=1}^n S_{max i} \quad (5)$$

Очевидно, значения коэффициента одновременности зависят от многих факторов: числа отходящих линий, коэффициентов вариации и доли тех или иных типов потребителей в нагрузке отдельных линий, соотношений между числовыми характеристиками по активной и реактивной мощности, степени тесноты корреляционных связей между нагрузками линий и т. д. С целью выявления значений коэффициента одновременности и рекомендаций для практических расчетов на основании данных о составе нагрузок (28 линий) и их характеристиках для трех исследуемых подстанций было составлено искусственно 72 сочетания линий и для них рассчитаны значения коэффициентов одновременности. Причем коэффициенты одновременности рассчитывались с учетом и без учета корреляционных связей, кроме того, еще рассчитывался коэффициент одновременности только по активной мощности (рис. 6).

Значения коэффициентов одновременности по полной мощности практически во всех случаях получались на 2—3% больше, чем значения коэффициентов одновременности по активной мощности. Погрешность из-за неучета корреляционных связей между нагрузками отходящих линий составляет 6—10% при числе их не более пяти и 4—6% при числе их 5—12. Следовательно, определяя максимальные значения нагрузки трансформатора, корреляционные связи между нагрузками линий все же следует учитывать, в особенности если их мало (4—7) и среди них есть потребители одного вида. При определении максимальных нагрузок трансформаторов по известным максимальным нагрузкам отходящих линий возникает необходимость пересчета значений нагрузок отходящих линий за интервал осреднения, соответствующий их постоянным нагреву T_0 , на интервал осреднения нагрузки для обмотки трансформатора, принятый равным 30 мин ($T = 3T_0$) [Л. 5].

Коэффициент пересчета нагрузки k_{Tk} для k -й линии с большей длительности на 30-минутную определяется из соотношения:

$$k_{Tk} = \frac{P_{\Sigma 30}}{P_{Tk}} \quad (k_{Tk} > 1), \quad (6)$$

где P_{Tk} — максимальная нагрузка k -й линии за интервал осреднения, соответствующий ее постоянной времени нагрева; $P_{\Sigma 30}$ — максимальное значение 30-минутного максимума.

Для расчета k_{Tk} используются зависимости (2а) — (2в) и рис. 2 и 3. Тогда максимальная нагрузка трансформатора с учетом коэффициента одновременности, зависящего от числа линий,

$$S_{\Sigma max 30} = k_{os} (k_{T1} S_{max 1} + k_{T2} S_{max 2} + \dots + k_{Tn} S_{max n}). \quad (7)$$

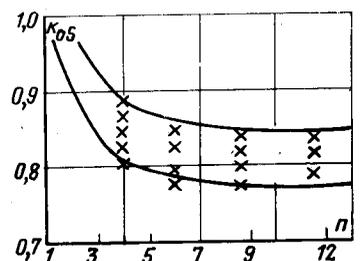


Рис. 6. Зависимость коэффициента одновременности от числа питающих линий ($\gamma = 3$).

По рассчитанным этим способом максимальным значениям нагрузок трансформаторов и известным величинам коэффициентов вариации, которые согласно экспериментальным данным по трем подстанциям изменяются в диапазоне (0,15—0,25), достаточно просто определяется расчетная нагрузка трансформатора, исходя из теплового износа изоляции или условия неперевышения максимальной допустимой температуры обмоток [Л. 7]:

$$S_{\Sigma \text{ макс } 30} = \bar{S} + \gamma \sigma_S = \bar{S} (1 + \gamma \xi) = \lambda_{\text{расч}} S_{\text{ном}} (1 + \gamma \xi), \quad (8)$$

где $\xi = \frac{\sigma_S}{\bar{S}} = 0,15 \div 0,25$; $\lambda_{\text{расч}} = \frac{\bar{S}}{S_{\text{ном}}}$ (по кривым [Л. 8]); $S_{\text{ном}}$ — номинальная мощность трансформатора;

$$\gamma = \frac{1}{\xi} \left[\frac{S_{\Sigma \text{ макс } 30}}{\lambda_{\text{расч}} S_{\text{ном}}} - 1 \right]. \quad (9)$$

Расчеты, проведенные для полученных значений вариаций ($\xi = 0,15 \div 0,25$) и фактических нагрузок трансформаторов трех указанных подстанций показали, что $\gamma = 0,2 \div 0,3$.

В проектных расчетах при выборе мощности трансформаторов, очевидно, эту задачу следует решать итерационным способом, задаваясь вначале номинальной мощностью трансформатора, а затем уточняя расчетную величину нагрузки с учетом ее вариации по формуле (8).

Выводы. 1. Для получения достоверных числовых вероятностно-статистических характеристик нагрузок в период зимнего максимума в общем случае достаточна недельная запись нагрузок (в частности, при большей длительности записи корреляционные функции практически не изменяются).

2. Теоретические алгоритмы для определения вероятностных характеристик случайного процесса изменения нагрузок при переходе от больших интер-

валов осреднения к меньшим хорошо подтверждают экспериментальные данные.

3. Возможность замены случайных процессов изменения нагрузок линий 6—10 кВ на интервалах стационарности и эргодичности эквивалентными случайными величинами довольно хорошо подтверждается сравнением расчетных и экспериментальных вероятностно-статистических характеристик нагрузок, полученных для главной цепи понижающего трансформатора.

4. Корреляционные связи между нагрузками линий 6—10 кВ, питающими различные группы потребителей, оказываются незначительными.

5. Законы распределения активной и реактивной мощности нагрузки отходящих линий и трансформаторов крупных понижающих подстанций для практических расчетов в периоды максимума можно приближенно считать нормальными.

ЛИТЕРАТУРА

1. Фокин Ю. А. и Гремяков А. А. Статистические характеристики активных и реактивных нагрузок потребителей электрических сетей напряжением 6—10 кВ — «Электричество», 1972, № 2, с. 75—78.
2. Фокин Ю. А. Исследование случайных процессов изменения нагрузок городских сетей — Изв. АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1970, № 6.
3. Пугачев В. С. Теория случайных функций и ее применение к задачам автоматического управления. М., Гостехиздат, 1957.
4. Свешников А. А. Прикладные методы теории случайных функций. М., Судпромгиз, 1961.
5. Волобринский С. Д. и др. Электрические нагрузки промышленных предприятий. М., «Энергия», 1971.
6. Фокин Ю. А. Вероятностно-статистические методы расчета нагрузок городских электрических сетей. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. М., 1968 (МЭИ).
7. Фокин Ю. А., Резников И. Г., Арсмаков И. И. Определение расчетной нагрузки понижающих трансформаторов центров питания при случайном процессе ее изменения — «Электричество», 1972, № 8.

[24.2.1972]



УДК 621.316.925.45

Построение дистанционных органов со сложными характеристиками в комплексной плоскости сопротивлений

Канд. техн. наук Э. М. ШНЕЕРСОН

Чебоксары

Основными факторами, определяющими требования к виду характеристик реле сопротивления, являются качания в энергетических системах, проблема отстройки от нагрузочных режимов в длинных линиях, учет сопротивления дуги в месте короткого замыкания.

В связи с этим в последнее время различными авторами предлагаются характеристики реле сопротивления дистанционных защит в виде четырехугольников, фигур, ограниченных дугами окружностей и прямыми, «лепестков» и рядом кривых более сложных конфигураций.

Существующие способы построения дистанционных органов со сложными характеристиками в комплексной плоскости сопротивлений \dot{Z} , наиболее полно описанные в [Л. 1], основаны на сравнении по амплитуде, по фазе или по обоим признакам одновременно двух или нескольких электрических величин вида

$$\dot{E}_n = k_{n1} \dot{U} + k_{n2} \dot{I}.$$

В общем случае каждый из коэффициентов k_{n1} и k_{n2} физически реализуется совокупностью трансформаторов, трансреакторов и фазоповоротных

устройств и имеет регулировки по модулю и по углу, необходимые для изменения расположения характеристики в комплексной плоскости сопротивлений. При этом результирующие характеристики, ограничивающие область срабатывания, состоят из отрезков окружностей и прямых, либо имеют граничные линии, описываемые более сложными уравнениями.

При сравнении величин по амплитудному признаку [Л. 1 и 2] реле содержит схемы сравнения, выходной сигнал которых зависит от соотношений амплитуд входных сигналов, причем возможно выделить минимальную и максимальную из входных величин.

При сравнении величин по фазе [Л. 1—4] выходной сигнал схемы сравнения может зависеть от порядка чередования векторов сравниваемых величин, нахождения угла между двумя векторами или крайними из нескольких векторов в заданном диапазоне или от ряда других признаков. При амплитудно-фазовом способе сравнения [Л. 5—7] выходной сигнал схемы сравнения зависит от соотношения амплитуд и фаз двух или нескольких величин.

В принципе сложную характеристику срабатывания реле сопротивления можно получить с определенной точностью как комбинацию прямых или дуг окружностей. Однако практически это усложняет устройство, а также затрудняет эксплуатацию такого реле вследствие большого числа регулировок при установлении необходимой конфигурации характеристики. Во многих случаях возникают принципиальные трудности, связанные с влиянием коэффициентов k_{n1} и k_{n2} на образующие характеристики реле. Поэтому на практике максимальное число входных величин E_n в большинстве случаев не превышает четырех и в основном равно двум (схемы сравнения двух электрических величин). Из этого следует, что получение достаточно сложной характеристики срабатывания представляет значительные трудности. Указанное связано с тем, что граничные характеристики срабатывания реле на основе схем сравнения двух и более величин по фазе или по абсолютному значению определяются одним или несколькими неравенствами, описывающими область срабатывания реле в плоскости \dot{Z} .

Математическое же описание произвольно заданной области в плоскости \dot{Z} представляет сложную и во многих случаях неразрешимую задачу, что и ограничивает возможности получения сложных характеристик произвольной конфигурации на основе известных схем сравнения двух или более электрических величин.

Приемлемым решением для получения характеристик реле любой сложности, не описываемых математически простыми способами, является двухкоординатный датчик сопротивления, моделирующий плоскость сопротивлений \dot{Z} и позволяющий зафиксировать попадание конца вектора $\dot{Z} = \frac{\dot{U}}{I}$ в любую произвольно заданную область или несколько заданных областей.

В частности, в основу такого датчика может быть положена электронно-лучевая трубка, а сущность самого способа получения дистанционного

органа с произвольной характеристикой срабатывания заключается в перенесении комплексной плоскости сопротивлений на экран электронно-лучевой трубки и фиксации положения электронного луча, которое в определенном масштабе соответствует положению конца вектора \dot{Z} в комплексной плоскости сопротивлений [Л. 8]. Блок-схема возможного варианта устройства представлена на рис. 1.

В случае $E_1 = k_1 \dot{U}$ и $E_2 = k_2 I$ блоки преобразования являются датчиками активного и реактивного сопротивления, так как входные величины, пропорциональные напряжению \dot{U} , сдвинуты на угол $\frac{\pi}{2}$ с помощью фазоповоротного устройства 1. Один из возможных вариантов таких устройств приведен в [Л. 9].

На горизонтальные и вертикальные управляющие пластины электронно-лучевой трубки подаются напряжения, пропорциональные соответственно активной и реактивной составляющим вектора \dot{Z} . Это означает, что положение электронного луча будет соответствовать положению конца вектора \dot{Z} в комплексной плоскости сопротивлений.

Расположив между электронно-лучевой трубкой 3 и фотоэлементом 5 шаблон 4, в котором вырезана область, соответствующая требуемой характеристике в плоскости \dot{Z} , можно фиксировать попадание электронного луча в заданную область, а следовательно, и расположение вектора \dot{Z} в заданной области. Характеристика срабатывания устройства будет совпадать в этом случае с областью, вырезанной в шаблоне 4. Ограниченные сроки службы электронно-лучевых трубок не представляют затруднения, так как возможно применение пускового органа, увеличивающего яркость электронного луча при коротком замыкании. На рис. 2 приведена схема фазочувствительного делительного устройства [Л. 9 и 10]. Схема включает промежуточные трансформаторы, на которые подаются величины E_1 и E_2 , схему сравнения выпрямленного напряжения $|\dot{E}_2|$ с постоянным напряжением E_0 , снимаемым с потенциометра R_{10} , триодные ключи на триодах T_2 и T_3 , фазоповоротную цепочку C_1, C_2, R_4, R_5 , подающую поочередно сигнал запрета на триодные ключи, полупроводниковые ключи

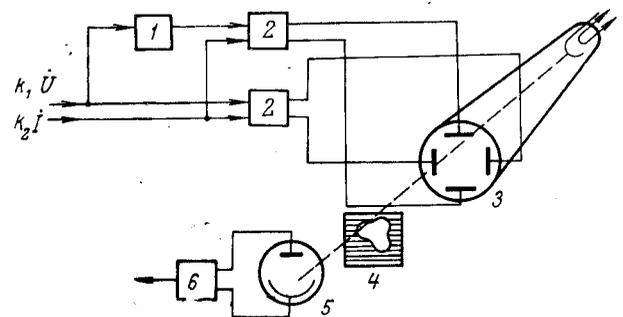


Рис. 1. Блок-схема реле сопротивления на основе двухкоординатного датчика сопротивления с аналоговым моделированием плоскости \dot{Z} .

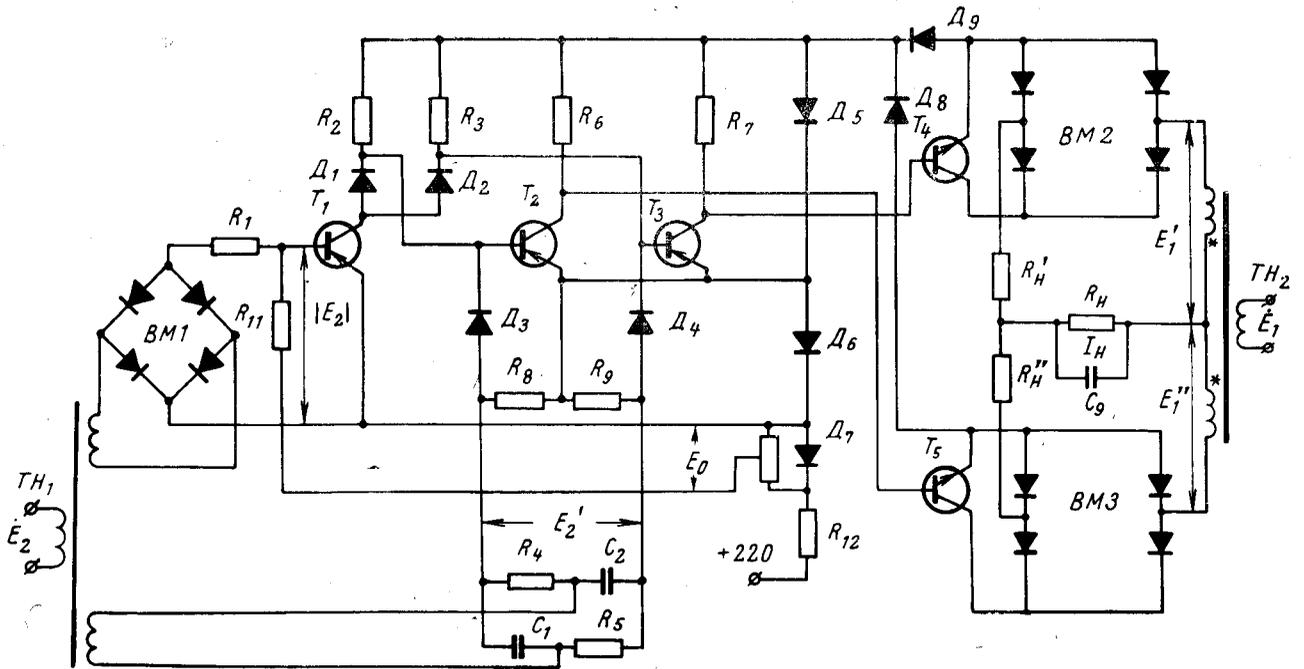


Рис. 2. Схема фазочувствительного делительного устройства.

чи, выполненные на триодах T_4 и T_5 и выпрямительных мостах $BM2$ и $BM3$, осуществляющие коммутацию сигнала на нагрузку R_H .

Диаграммы на рис. 3 поясняют работу устройства. Выпрямленное напряжение $|E_2| = |E_{2m} \sin \omega t|$ с выхода выпрямительного моста $BM1$ подается на вход база—эмиттер триода T_1 , где сравнивается с напряжением смещения E_0 , которое можно регулировать потенциометром R_{10} . В результате моменты закрытия триода T_1 , определяемые углами α и $\pi - \alpha$, будут соответствовать превышению E_0 над

мгновенным значением E_2 и определяются из выражения:

$$\alpha = \arcsin \frac{E_0}{E_{2m}}$$

Открытие триодов T_2 и T_3 , а соответственно T_4 и T_5 , будет происходить при закрытии триода T_1 и отсутствии запрещающего сигнала E_2 , который поступает на базы каждого из триодов T_2 и T_3 в разные полупериоды с фазопоротной цепочки, сдвигающей напряжение E_2 на 90° . В результате на погрузке R_H появляются импульсы, длительность которых определяется углами $\pi - \alpha$ и $\pi + \alpha$, а мгновенное значение — сигналом E_1 . Площадь импульсов, определяющая среднее значение сигнала, определяется из выражения:

$$I_H = \frac{1}{\pi} \int_{\pi - \alpha}^{\pi + \alpha} \frac{E_{1m}}{R_H} \sin(\omega t + \varphi) d\omega t = k \frac{E_{1m} E_0}{E_{2m}} \sin \varphi$$

Для получения большого быстродействия и увеличения уровня выходного сигнала схема выполнена двухполупериодной и имеет два параллельных тракта ($T_1, T_4, BM1$ и $T_3, T_5, BM2$). Напряжение E_2 на выходе фазопоротной цепочки управляет трактами схемы, разрешая им действовать поочередно.

Возможно выполнение двухкоординатного датчика вектора \dot{Z} на основе дискретного моделирования плоскости \dot{Z} с помощью диодной матрицы, плоскость которой в определенном масштабе соответствует комплексной плоскости \dot{Z} [Л. 11].

Очевидно, что на основе двухкоординатных датчиков сопротивления можно выполнить и указатель

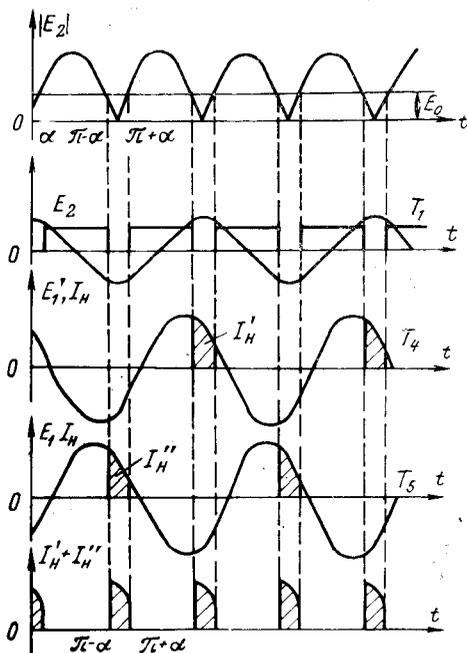


Рис. 3. Диаграмма работы схемы на рис. 2.

места повреждения на ВЛ, также основанный на фиксации положения вектора \dot{Z} при коротком замыкании, и объединить реле со сложной характеристикой и указатель места повреждения в одном устройстве. Достоинством такого указателя является то, что он фиксирует одновременно активную и реактивную составляющие вектора \dot{Z} , т. е. определение места повреждения можно произвести с учетом дуги в месте короткого замыкания.

На указанном принципе возможно и выполнение устройств блокировок при качаниях с повышенной чувствительностью по принципу $\Delta\dot{Z}/\Delta t$, так как возможна фиксация времени прохождения конца вектора \dot{Z} через заданную область плоскости \dot{Z} . Вследствие того что с помощью двухкоординатного датчика можно фиксировать несколько несвязанных областей в плоскости \dot{Z} , возможно выполнение дистанционного реле и устройства блокировки при качаниях на основе одного и того же датчика.

Помимо возможности получить сколь угодно сложные характеристики реле с одной или несколькими несвязанными областями действия, использование двухкоординатного датчика сопротивления позволяет получить универсальный дистанционный орган, что в принципе отличает указанный способ от других. В настоящее время известно значительное число реле сопротивления, имеющих различные характеристики срабатывания в комплексной плоскости сопротивлений. В большинстве случаев эти реле отличаются друг от друга по принципу действия и по конкретному выполнению. На основе же двухкоординатного датчика сопротивления можно выполнить одно устройство, которое может заменить реле с различными характеристиками. Изменение характеристики осуществляется в этом случае с помощью устройства, фиксирующего положение вектора \dot{Z} в заданной области (например, сменой шаблона при применении электронно-лучевой трубки).

Таким образом, для получения новых характеристик не надо изменять схему формирования входных величин и способ их сравнения, что имеет место в реле, основанных на сравнении нескольких электрических величин по амплитуде или по фазе. Такая универсальность может принести эффект в случае, если будет разработан достаточно простой и надежный двухкоординатный датчик сопротивления.

Выводы. Использование двухкоординатных датчиков сопротивления для построения дистанционных органов со сложными характеристиками позволяет получить по сравнению с известными способами построения реле ряд принципиально новых качеств, основными из которых являются:

получение характеристики срабатывания в комплексной плоскости сопротивлений в виде одной или нескольких замкнутых или незамкнутых областей, конфигурация которых может быть произвольной и сколь угодно сложной;

наличие у дистанционного органа полной универсальности, под которой следует понимать возможность получения различных областей срабатывания на основе одного устройства;

возможность построения ряда специальных устройств, например указателя мест повреждения, устройства блокировки защит при качаниях.

ЛИТЕРАТУРА

1. Фабрикант В. Л. Основы теории построения измерительных органов релейной защиты и автоматики. М., «Высшая школа», 1968.
2. Долидзе Г. Ф., Зедгендзе Т. Г. Реле сопротивления с комбинированной характеристикой — «Электричество», 1966, № 7.
3. Hoel Hans, Humpage W. D., Chapman C. P. Composite polar characteristics in multizone systems of phase — comparison distance protection, «Proc. Inst. Electr. Engrs.», 1966, 113, № 10.
4. Таока Х. Транзисторные защитные реле и их применение в электроэнергетике — «Денки Кайсан», 1964, № 2.
5. Жиданович И., Стефанкевич З. — «Przegląd elektrotechniczny», 1965, № 2.
6. Шнеерсон Э. М. Выбор сравниваемых величин при построении релейных органов на основе амплитудно-фазовых схем сравнения — Изв. вузов, «Электромеханика», 1969, № 9.
7. Khincha N. P., Parthasarathy, Ashok Kumar B. S. Developments in amplitude — comparator techniques for distance relays, «Prac. Inst. Elect. Engrs.», 1970, 117, № 6.
8. Шнеерсон Э. М. Способ выполнения дистанционного органа со сложной характеристикой срабатывания. Авторское свидетельство № 298895 от 25 декабря 1967 г., Бюлл. изобр., 1971, № 11.
9. Бенин В. Л., Кизилев В. У. Множительно-делительное устройство — «Автоматика и телемеханика», 1963, № 10, т. 24.
10. Шнеерсон Э. М., Белов В. П. Устройство для умножения и деления электрических напряжений. Авторское свидетельство № 292160 от 5 августа 1969 г., Бюлл. изобр., 1971, № 4.
11. Шнеерсон Э. М. Двухкоординатный датчик сопротивления для дистанционной защиты — Изв. вузов, «Электромеханика», 1972, № 5.

[11.1.1971]



Добавочные потери в лобовых частях обмотки статора турбогенератора

Канд. техн. наук Я. Б. ДАНИЛЕВИЧ

Ленинград

В машинах большой мощности сильно увеличались поля рассеяния в лобовой части обмотки статора, поэтому широко распространенный метод расчета потерь в лобовой части с использованием представления об эквивалентном пазе [Л. 1] уже не обеспечивает необходимой точности. Кроме того, требуют также изучения потери в лобовой части обмотки статора, вызываемые полями рассеяния обмотки ротора. В статье излагается уточненный метод расчета магнитных полей, сцепляющихся с лобовой частью стержней обмотки статора, а также вызываемых ими потерь. Основное внимание уделяется потерям от тангенциальной составляющей поля, имеющим наибольшую величину.

Магнитное поле, сцепляющееся с лобовой частью стержней обмотки статора. Обмотка статора крупных турбогенераторов выполняется с непосредственным охлаждением и состоит из большого количества полых и сплошных элементарных проводников. Сечение сплошных элементарных проводников составляет 10—20 мм², высота, как правило, не превышает 2 мм. Типичные размеры элементарных полых медных проводников составляют 5×10 мм при толщине стенок 1,0—1,5 мм. При таких размерах проводников можно не учитывать влияние реакции вихревых токов в элементарных проводниках. В результате поле, сцепляющееся со стержнем, может быть найдено как суммарное «внешнее» поле, образованное токами во всех элементах лобовых частей обмоток статора и ротора.

Для определения результирующего поля, связанного с лобовой частью стержня обмотки статора, может быть использована методика [Л. 2 и 3].

При рассмотрении магнитного поля в зоне лобовых частей магнитная проницаемость окружающих

ферромагнитных частей принимается бесконечно большой, при этом предполагается, что сами поверхности образуют прямоугольную призму.

Лобовые части обмотки статора представим в виде N элементов (рис. 1); поле в любой точке стержня с координатами (y, z) будем находить суммированием полей всех N частей обмотки:

$$B_{\text{ст}} = B_{\text{ст}} + \sum_{i=1}^P B_{xi} + \sum_{j=P+1}^N B_{xj}, \quad (1)$$

где B_{xk} — касательная составляющая поля в точке (y, z) k -го элемента лобовой части, созданная током, протекающим в этом элементе; B_{xi} — касательная составляющая поля в точке (y, z) , созданная токами в P элементах лобовой части, расположенных выше точки y, z ($y \leq h_i - d$); B_{xj} — касательная составляющая поля в точке (y, z) , созданная токами в $(N - P - 1)$ элементах лобовой части, расположенных ниже точки (y, z) ($y \geq h_j + d$).

Используя методику расчета составляющих поля [Л. 3], получим следующие формулы для определения поля, связанного со стержнем:

$$B_{xk} = \frac{\mu_0}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{n\pi z}{T}}{n} \frac{J_{nz k}}{\sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_k}\right)^2}} \times \left[\varepsilon \frac{-\frac{n\pi}{T} (y - h_k + d) \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_k}\right)^2}}{\frac{n\pi}{T} (h_k - y + d) \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_k}\right)^2}} - \varepsilon \right]; \quad (2)$$

$$B_{xi} = \frac{2\mu_0}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\text{sh} \left[\frac{n\pi d}{T} \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_i}\right)^2} \right]}{n} \times \sin \frac{n\pi z}{T} \varepsilon \frac{-\frac{n\pi}{T} (h_i - y) \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_i}\right)^2}}{\sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_i}\right)^2}} \times \frac{J_{nzi}}{\sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_i}\right)^2}}; \quad (3)$$

$$B_{xj} = \frac{2\mu_0}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{n\pi z}{T}}{n} \times \frac{-\frac{n\pi}{T} (y - h_j) \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_j}\right)^2}}{\text{sh} \left[\frac{n\pi d}{T} \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_j}\right)^2} \right]} \times \frac{J_{nzj}}{\sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_j}\right)^2}}. \quad (4)$$

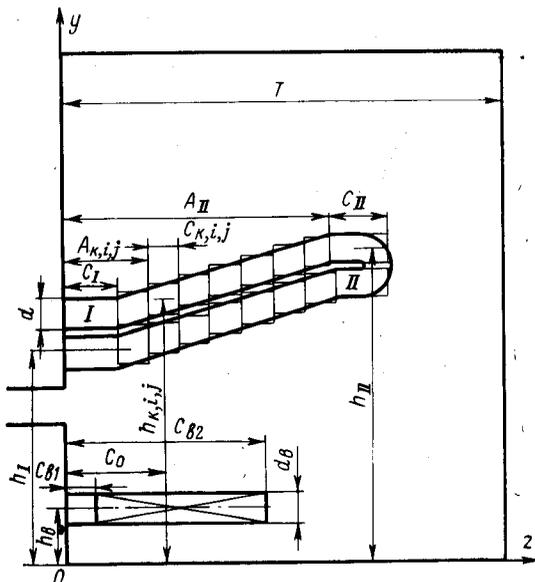


Рис. 1. Расчетная схема для определения поля в зоне лобовых частей.

В формулах обозначено: d — высота стержня обмотки статора; T — расстояние между торцевой поверхностью сердечника статора и щитом по оси z ;

$$J_{nz k, i, j} = \frac{3\omega_1 k_{p1}}{2pd} \frac{I_m}{\left(\frac{n\pi\tau_{k, i, j}}{T}\right) \left[1 - \left(\frac{\beta T}{2nC_{k, i, j}}\right)^2\right]} \times \left\{ \cos \frac{n\pi A_{k, i, j}}{T} \sin \left(\frac{\pi\beta}{2}\right) + \left(\frac{\beta T}{2nC_{k, i, j}}\right) \times \left[\cos \frac{\pi\beta}{2} \sin \frac{n\pi A_{k, i, j}}{T} - \sin \frac{n\pi}{T} (A_{k, i, j} + C_{k, i, j}) \right] \right\}, \quad (5a)$$

где ω_1 — число последовательно соединенных витков в фазе; k_{p1} — коэффициент распределения обмотки; p — число пар полюсов; $\tau_{k, i, j}$ — полюсное деление по окружности, проходящей через центр $k(i, j)$ -элемента лобовой части обмотки; β — коэффициент сокращения шага обмотки; $C_{k, i, j}$ — аксиальная длина $k(i, j)$ -элемента обмотки; $A_{k, i, j}$ — расстояние от торцевой поверхности сердечника до $k(i, j)$ -элемента; I_m — амплитуда фазного тока.

Для прямолинейной части стержня при выходе из паза (I) и у головки (II)

$$J_{nz I} = \frac{3\omega_1 k_{p1}}{2pd} \frac{I_m}{\left(\frac{n\pi\tau_I}{T}\right)} \times \sin \frac{\pi\beta}{2} \left(1 - \cos \frac{n\pi C_I}{T}\right); \quad (56)$$

$$J_{nz II} = \frac{3\omega_1 k_{p1}}{pd} \frac{I_m}{\left(\frac{n\pi\tau_{II}}{T}\right)} \sin \frac{\pi\beta}{2} \sin \frac{n\pi}{T} \times \left(A_{II} + \frac{C_{II}}{2}\right) \sin \frac{n\pi C_{II}}{2T}. \quad (5b)$$

Поле, созданное обмоткой возбуждения, в той же точке стержня с координатами

$$B_{x\beta} = -\frac{2\psi_0}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{n\pi z}{T}}{n} \times \operatorname{sh} \left[\frac{n\pi d_2}{2T} \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_n}\right)^2} \right] \times \frac{-n\pi(y-h_\beta)}{T} \sqrt{1 + \left(\frac{T}{n\tau_n}\right)^2}, \quad (6)$$

где

$$J_{nz\beta} = \frac{4\omega_n k_{p, \beta} i_\beta}{\pi p d_n} \frac{i_\beta}{\left(\frac{n\tau_n}{T}\right)} \sin^2 \frac{n\pi C_0}{2T}; \quad (7)$$

ω_n — число витков обмотки возбуждения; $k_{p, \beta}$ — коэффициент распределения обмотки возбуждения; i_β — ток возбуждения; $C_0 = \frac{C_{\beta 1} + C_{\beta 2}}{2}$, $C_{\beta 1}$ — расстояние от торца ротора (ось y) до начала тангенциальной части лобовых частей обмотки возбуждения, $C_{\beta 2}$ — то же до конца тангенциальной части; τ_n — полюсное деление по окружности, проходящей через центр катушки возбуждения.

Результирующее магнитное поле, создаваемое обмотками статора и ротора, находится по диаграмме Потье. Если δ — угол между $B_{x\text{ст}}$ и $B_{x\text{в}}$ по диа-

грамме Потье, то B_x может быть также найдено по формуле:

$$B_x = \sqrt{B_{x\text{ст}}^2 + B_{x\text{в}}^2 - 2|B_{x\text{ст}}||B_{x\text{в}}|\cos\delta}. \quad (8)$$

На отогнутых участках лобовых частей магнитное поле, вызывающее потери в элементарных проводниках,

$$B'_x = \frac{B_x}{\cos\psi}, \quad (9)$$

где ψ — угол наклона лобовых частей в плоскости x, z .

На рис. 2 приведены опытные¹ и расчетные кривые B_x для турбогенератора мощностью 300 Мвт при различных сечениях по длине лобовой части стержня. Как видно из рисунка, характер изменения B_x в различных сечениях по длине лобовой части стержня оказывается различным, причем значения меняются в широких пределах.

Добавочные потери в лобовой части стержня. В современных турбогенераторах большой мощности t_{1x} — расстояние между осями рядом расположенных стержней — значительно меньше полюсного деления τ , поэтому с достаточной точностью мож-

но принять $\operatorname{Re} \left(\varepsilon^{-j \frac{\pi t_{1x}}{\tau}} \right) \approx 1$ и считать поле B_x в пределах t_{1x} пульсирующим с постоянной амплитудой. Потери, вызываемые радиальной составляющей поля B_y , при этом могут быть учтены дополнительно. Из рис. 2 следует, что зависимость $B_x = f(y)$ по высоте стержня l_m близка к прямолинейной:

$$B_x = B_{x \text{ const}} + B_{xm} \frac{y}{l_m}.$$

Тогда для определения потерь в элементарных сплошных проводниках лобовой части стержня, вызываемых B_x , имеем систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dS_x}{dy} &= -j \frac{\omega \mu_0 H_x}{p}; \\ S_x &= -\frac{t_{1x}}{b_m} \frac{dH_x}{dy}, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

¹ Получены Л. М. Слиозбергом.

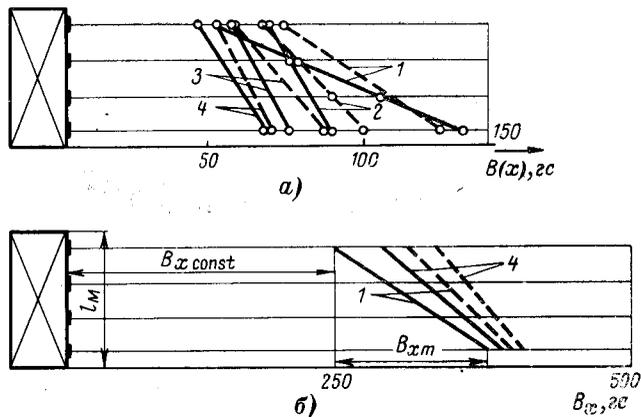


Рис. 2. Изменение касательной составляющей индукции по высоте стержня для различных сечений по длине лобовой части. а — холостой ход при номинальном напряжении; б — короткое замыкание при номинальном токе. 1 — сечение на расстоянии 23 см от торца сердечника; 2 — то же на расстоянии 32 см; 3 — то же на расстоянии 39 см; 4 — то же на расстоянии 43 см. — опыты; - - - - расчет.

решением которой является выражение вида:

$$H_x = C_1 \varepsilon^{- (1+l)} \sqrt{\frac{\omega \mu_0}{2\rho} \frac{b_M}{t_{1x}} y} + C_2 \varepsilon^{(1+l)} \sqrt{\frac{\omega \mu_0}{2\rho} \frac{b_M}{t_{1x}} y}, \quad (11)$$

где b_M — толщина меди по ширине стержня; ρ — удельное сопротивление материала стержня; ω — угловая частота.

Граничными условиями для определения постоянных являются:

$$\left. \begin{aligned} H_{k-1} &= \frac{1}{\mu_0} \left(B_{x \text{ const}} + B_{xm} \frac{k-1}{n} \right) \\ &\text{при } y = y_k; \\ H_k &= \frac{1}{\mu_0} \left(B_{x \text{ const}} + B_{xm} \frac{k}{n} \right) \\ &\text{при } y = y_k + a, \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где n — число элементарных проводников по высоте стержня; a — высота проводника.

Определив с помощью (12) постоянные C_1 и C_2 , для потерь в k -м элементарном проводнике лобовых частей стержня для участка длиной l_j , на котором характер изменения индукции B_x можно считать неизменным, получим:

$$q_{Mk} = \frac{\pi^2 f^2}{3\rho} B_{x \text{ const}}^2 \left[1 + \frac{B_{xm}}{B_{x \text{ const}}} \left(\frac{2k-1}{n} \right) + \left(\frac{B_{xm}}{B_{x \text{ const}}} \right)^2 \frac{k(k-1)}{n^2} \right] a^3 b_M l_j. \quad (13)$$

Суммарные потери в лобовых частях обмотки статора

$$Q_{M.л} = 4Z_1 \sum_{j=1}^N \sum_{k=1}^n q_{Mk} = \frac{4}{3} Z_1 \frac{\pi^2 f^2}{\rho} \times \times a^3 b_M n \sum_{j=1}^N B_{x \text{ const } j}^2 \left[1 + \frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} + \frac{1}{3} \left(\frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} \right)^2 \right] l_j. \quad (14)$$

Аналогично для случая полых элементарных проводников

$$Q_{M.л} = \frac{4}{3} Z_1 \frac{\pi^2 f^2}{\rho} (a_2 + 2a_1)^3 b_{M1} k_T n \times \times \sum_{j=1}^N B_{x \text{ const } j}^2 \left[1 + \frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} + \frac{1}{3} \left(\frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} \right)^2 \right] l_j \quad (15)$$

и комбинации сплошных и полых проводников

$$Q_{M.л} = \frac{4}{3} Z_1 \frac{\pi^2 f^2}{\rho} b_{M1} \times \times \left\{ \frac{n_I a^3}{\left[1 + \frac{n_{II}}{n_I} \frac{2(a_1 b_{M1} + a_2 b_{M2})}{a b_{M1}} \right]^2} + \frac{n_{II} (a_2 + 2a_1)^3 k_T}{\left[1 + \frac{n_I}{n_{II}} \frac{a b_{M1}}{2(a_1 b_{M1} + a_2 b_{M2})} \right]^2} \right\} \times$$

$$\times \sum_{j=1}^N B_{x \text{ const } j}^2 \left[1 + \frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} + \frac{1}{3} \left(\frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} \right)^2 \right] l_j. \quad (16)$$

В (15) и (16) обозначено: k_T — коэффициент, учитывающий трубчатое строение проводника;

$$k_T = \left[1 - \frac{a_2}{2a_1 + a_2} \left(1 - \frac{b_{M2}}{b_{M1}} \right) \right] \times \times \left[\frac{1}{4} \left(1 - \frac{a_2}{2a_1 + a_2} \right)^2 + \left(\frac{a_2}{2a_1 + a_2} \right)^2 \frac{b_{M2}}{b_{M1}} + \frac{3}{4} \left(1 - \frac{a^2}{2a_1 + a_2} \right) \left(1 + \frac{a_2}{2a_1 + a_2} \right)^2 \right]$$

(зависимость $k_T = f \left(\frac{a_2}{2a_1 + a_2}, \frac{b_{M2}}{b_{M1}} \right)$ приведена на рис. 3); n_I — число сплошных и n_{II} — число полых проводников по высоте стержня; b_{M1} — общая толщина меди сплошных проводников по ширине паза; b_{M2} — суммарная толщина стенок полого проводника по ширине паза; a_1 — толщина стенки полого проводника; a_2 — высота прямоугольного отверстия полого проводника.

Для случая, когда охлаждающий агент проходит по стальным трубкам, расположенным между столбцами сплошных элементарных проводников, потери в элементарных проводниках находятся по (14), а в стальных трубках — по формуле:

$$Q_{T.л} = \frac{4}{3} Z_1 \frac{\pi^2 f^2}{\rho} n_T a_2^3 b_2 \times \times \left(1 + 2 \frac{a_1^3 b_1}{a_2^3 b_2} \right) \sum_{j=1}^N B_{x \text{ const } j}^2 \left[1 + \frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} + \frac{1}{3} \left(\frac{B_{xm} j}{B_{x \text{ const } j}} \right)^2 \right] l_j. \quad (17)$$

Здесь n_T — количество стальных трубок по высоте стержня; $a_1 = b_2$ — толщина стенки трубки; b_1 — ширина трубки; a_2 — высота прямоугольного отверстия в трубке.

Для турбогенератора мощностью 300 Мвт потери $Q_{M.л}$, найденные по (16) для режима короткого замыкания при номинальном токе статора, составили 9 кВт, а по общепринятой методике [Л. 4] — 2 кВт. Таким образом, расчеты по приближенным формулам приводят к заниженным значениям потерь, и использование более точного метода, изло-

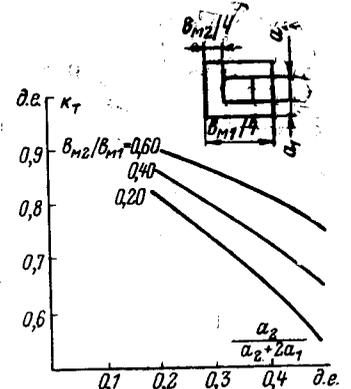


Рис. 3. Зависимость коэффициента k_T , характеризующего вытеснение тока в полном проводнике, от геометрических размеров проводника.

О приближенном описании безыскровых зон машин постоянного тока

В. В. ПРУСС-ЖУКОВСКИЙ

ЛПИ им. М. И. Калинина

В настоящее время машины постоянного тока, как правило, применяются в электроприводах с широким регулированием скорости, работающих в переходных режимах резкого изменения нагрузки, частных пусков, реверсов и торможений. За последние годы для питания двигателей все больше используются тиристорные преобразователи. При этом допустимые режимы работы, условия питания и пределы регулирования скорости чаще всего ограничиваются качеством коммутации машин, которое практически оценивают по видимому искрению под щетками и состоянию щеток и коллектора.

Для количественной оценки коммутационных качеств машин постоянного тока сейчас почти исключительно пользуются методом безыскровых зон. Предложенный в начале текущего столетия Третиним [Л. 1] и развитый в 30-х годах В. Т. Касьяновым [Л. 2] для опытной наладки добавочных полюсов, метод безыскровых зон в тот же период был применен М. П. Костенко [Л. 3] для экспериментально-практического анализа влияния различных параметров и условий работы машин на их коммутацию. В последующем этот метод неоднократно использовался рядом советских и иностранных авторов для исследования коммутации коллекторных машин постоянного, переменного и пульсирующего токов. При этом делались попытки расчета безыскровых зон путем решения систем уравнений для коммутируемых контуров на ЦВМ [Л. 4].

Однако в существующей литературе не рассмотрены возможности приближенного математического описания зон безыскровой коммутации и учета влияния на них отдельных параметров, условий и режимов работы машин. В настоящей статье обосновываются и рассматриваются такие приближенные зависимости, показывается их практическая применимость для решения некоторых инженерных задач и указываются пути дальнейшего уточнения.

Как известно, безыскровыми зонами называют области, ограниченные двумя кривыми подпитки добавочных полюсов $I_{\pm} = f(I_a)$, внутри которых искрение под щетками отсутствует или оказывается меньше некоторой заданной интенсивности, соответствующей условиям снятия кривых подпитки.

Каждую такую зону можно представить выражением $I_{\pm} = \beta \pm \delta$, где $\delta = \frac{1}{2} (I_{\pm+} - I_{\pm-})$ — односторонняя ширина зоны, характеризующая запас ком-

мутационной устойчивости машины при заданном режиме работы по току якоря I_a и скорости вращения n ; $\beta = \frac{1}{2} (I_{\pm+} + I_{\pm-})$ — отклонение средней линии зоны от оси $I_{\pm} = 0$ в этом режиме, которое характеризует качество наладки добавочных полюсов (см. рис. 1). Естественно, что коммутационные качества машины в заданном режиме можно считать тем лучшими, чем больше δ и меньше β . Это необходимо, во-первых, для обеспечения безыскровой работы машины при широком регулировании скорости и, во-вторых, — для обеспечения удовлетворительной коммутации в переходных режимах, когда могут возникать значительные разбалансы э. д. с. в коммутируемых секциях из-за отставания изменения коммутирующего потока Φ_K от тока якоря и индуктирования дополнительных составляющих э. д. с. Бóльший запас коммутационной устойчивости существует и для получения лучших коммутационных свойств двигателей при питании их от выпрямителей, а также для машин, работающих в условиях тряски, вибраций и т. п.

Нахождение выражений для безыскровых зон, очевидно, требует рассмотрения электромагнитных связей для коммутируемых контуров с учетом условий возникновения искрения заданной интенсивности.

Для любой коммутируемой секции в самом общем случае можно написать уравнение э. д. с. и падений напряжения в следующем виде [Л. 5]:

$$r_c i_j + u_{\text{щ}j_{\text{к}}} - u_{\text{щ}j_{\text{р}}} + \frac{d\psi_j}{dt} = 0, \quad (1)$$

где i_j — ток в рассматриваемой j -й коммутируемой секции; $u_{\text{щ}j_{\text{к}}}$ и $u_{\text{щ}j_{\text{р}}}$ — падения напряжения в контактах щеток с коллекторными пластинами, к которым присоединены начало и конец j -й секции; r_c — активное сопротивление секции; ψ_j — полное потокосцепление j -й секции.

Потокосцепление ψ_j можно представить в виде:

$$\psi_j = \psi_{jk} + \sum_q \psi_{jq} + \sum_p \psi_{jp} + \psi_{jв}, \quad (2)$$

где ψ_{jk} — потокосцепление j -й секции с потоком в коммутационной зоне; ψ_{jq} — потокосцепление j -й секции с q -й коммутируемой секцией; ψ_{jp} — потокосцепление j -й секции с p -й некоммутируемой секцией, находящейся с j -й секцией во взаимоиндук-

женного в статье, является целесообразным, особенно для машин большой мощности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рихтер Р. Электрические машины, т. 1, ОНТИ, 1935, т. 2, ОНТИ, 1936, т. 4, ОНТИ, 1939.
2. Вольдек А. И. Методика расчета векторного магнитного потенциала лобовых частей обмоток электрических машин. — Труды ЛПИ, «Электромашиностроение», 1964, № 241.

3. Вольдек А. И., Данилевич Я. Б. Метод расчета магнитного поля в зоне лобовых частей обмоток статора и ротора турбогенераторов. — В сб.: Исследование электромагнитных полей, параметров и потерь в мощных электрических машинах. М., «Наука», 1966.

4. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. Л., «Энергия», 1967. Авт.: Титов В. В., Хуторецкий Г. М., Загородная Г. А. и др.

[22.9.1971]



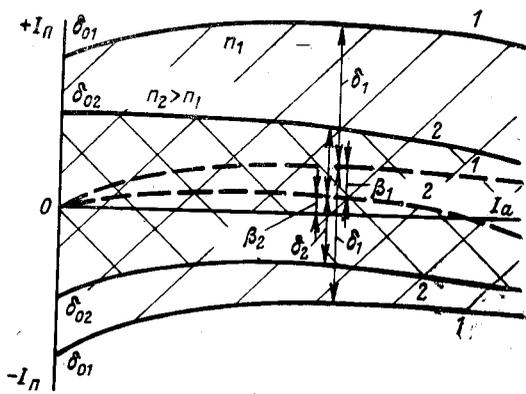


Рис. 1. Безыскровые зоны машины постоянного тока при двух скоростях вращения ($n_2 > n_1$).

тивной связи; $\psi_{jв}$ — потокосцепление j -й секции с обмоткой возбуждения (и другими контурами в продольной оси машины).

В установившихся режимах работы машин независимого и параллельного возбуждения при питании якорной цепи постоянным током можно считать $d\psi_{jр}/dt = 0$ и $d\psi_{jв}/dt = 0$. Потокосцепления ψ_{jk} и ψ_{jq} удобно выразить как:

$$\psi_{jk} = \omega_c \Phi_{jk}; \quad (3a) \quad \psi_{jq} = M_{jq} i_q, \quad (3б)$$

где ω_c — число витков коммутируемой (j -й) секции; Φ_{jk} — поток в коммутационной зоне; M_{jq} — взаимоиндуктивность j -й и q -й коммутируемых секций.

С учетом изложенного

$$\frac{d\psi_j}{dt} = \omega_c \frac{\partial \Phi_{jk}}{\partial \alpha} \frac{d\alpha}{dt} + \frac{d \sum M_{jq} i_q}{dt} = \omega_c \omega \frac{\partial \Phi_{jk}}{\partial \alpha} + \sum_q M_{jq} \frac{di_q}{dt} = -e_{kj} - e_{rj}, \quad (4)$$

где α — угол поворота и ω — угловая скорость вращения якоря; e_{kj} и e_{rj} — соответственно мгновенные значения коммутирующей и реактивной э. д. с. на интервале времени, в течение которого можно считать все коэффициенты M_{jq} постоянными.

Для нахождения условий получения в среднем оптимальной коммутации для всех u_s секций каждого паза и возникновения искрения заданной интенсивности необходимо решить систему уравнений вида

$$r_c i_j + u_{щн} - u_{щк} + \omega_c \omega \frac{\partial \Phi_{jk}}{\partial \alpha} + \sum_q M_{jq} \frac{di_q}{dt} = 0 \quad (5)$$

для q одновременно коммутируемых секций с учетом критериев отсутствия и наличия искрения. Следует указать, однако, что если в качестве критерия оптимальной коммутации логично принять условия равенства нулю тока размыкания и его производной по времени ($i_{щj} = 0$, $di_{щj}/dt = 0$) на завершающем участке периода коммутации секции, то до настоящего времени еще не существует достаточно обоснованных критериев возникновения искрения заданной интенсивности. Кроме того, решение си-

стемы уравнений (5) весьма трудоемко, так как должно проводиться по участкам периода коммутации с учетом зависимостей $u_{щ}$ от токов $i_{щ}$ и времени t , что возможно только при применении ЦВМ с большим объемом памяти. Проведенные расчеты ширины безыскровых зон [Л. 4] дают расхождения с опытными данными от 20 и более процентов и не позволяют получить для них достаточно удобные для практического анализа математические зависимости.

В связи с этим представляет интерес найти такой способ приближенного описания безыскровых зон, который в своей принципиальной основе соответствовал бы системе уравнений (5), но имел бы возможно простую форму, позволяющую использовать его для решения различных инженерных задач. Тогда по мере выяснения связей на основе более строгого анализа могут легко вноситься соответствующие уточнения в приближенные зависимости.

От выражений (4) и (5) можно перейти к уравнениям для средних значений э. д. с. и падений напряжения в коммутируемых секциях за период коммутации секции. Пренебрегая r_c и учитывая встречное действие e_k и e_r , в общем случае получаем:

$$E_{kj} - E_{rj} - \Delta U_{щj} = 0, \quad (6)$$

где $\Delta U_{щj} = U_{щн} - U_{щк}$ — средняя разность падений напряжения в щеточных контактах рассматриваемой секции. Очевидно, что уравнения (6) могут быть написаны для каждой из u_s коммутируемых секций.

Средние коммутирующие э. д. с. в отдельных секциях E_{kj} зависят от распределения поля в коммутационной зоне. Если в простейшем случае принять э. д. с. E_k одинаковой для всех u_s секций паза, то с учетом подпитки добавочных полюсов током $I_{п±}$ ее зависимость от режима работы машины можно выразить как

$$E_{k±} = K_k \left(I_a + \frac{1}{\alpha} I_{п±} \right) n, \quad (7)$$

где K_k — постоянная величина; n — скорость вращения;

$$\alpha = \frac{\theta' - 1}{\theta'}; \quad \theta' = \frac{\omega_p}{\omega'_a}; \quad \omega'_a = K_a \omega_a;$$

$$K_a = 1 - \frac{2}{3} \frac{b_{к.з}}{r},$$

что удовлетворительно подтверждается опытными данными измерения коммутирующего потока в машинах.

Средние реактивные э. д. с. E_{rj} зависят от эквивалентных само- и взаимоиндуктивностей коммутируемых секций с учетом условий демпфирования, а также от чисел витков в секциях, которые в машинах малой мощности могут быть неодинаковыми. Для машин обычного (пазового) типа э. д. с. E_{rj} для u_s секций могут существенно отличаться, что определяет неидентичность коммутационных процессов в отдельных секциях. Тогда для наибольшей и наименьшей из средних реактивных э. д. с. секций можно написать общее выражение

$$E_{r \max} = K_{rcп} (1 \pm \Delta K_r) I_a n, \quad (8)$$

если принять

$$E_{r\text{ ср}} = K_{r\text{ ср}} I_a n \quad (8a)$$

за среднюю из средних реактивную э. д. с., которая обычно и определяется при расчете машин. Следует, однако, отметить, что существующие методы расчета э. д. с. E_r не могут пока гарантировать нахождение ее действительной величины, а способов ее непосредственного измерения нет.

Как известно, для получения оптимальной, несколько ускоренной коммутации E_K должна быть больше E_r . При этом условия оптимальной коммутации могут быть записаны в следующей приближенной форме

$$E_K - E_{r\text{ ср}} - U_0 = 0, \quad (9)$$

где U_0 — дополнительная составляющая коммутирующей э. д. с., необходимая для получения в среднем оптимальной коммутации для всех u_s секций паза для данного режима работы машины по току якоря и скорости. В соответствии с (5) и (6) величина U_0 в основном определяется параметрами переточного контакта (маркой щеток), щеточным перекрытием, параметрами и данными обмотки якоря, механическими условиями работы щеточно-коллекторного узла и зависит от скорости вращения. В простейшем случае можно считать $U_0 = K_0 I_a$, что соответствует предположению линейности вольт-амперной характеристики щеток, и не учитывать влияния тока и скорости на K_0 . Такое допущение оказывается тем более правдоподобным, чем выше E_r в рассматриваемом режиме. Необходимость усиления добавочных полюсов при применении щеток с повышенными значениями $U_{\text{ш}}$ хорошо известна из опыта производства и эксплуатации машин постоянного тока.

При отклонении коммутации от оптимальной или при положительной и отрицательной подпитке добавочных полюсов с целью вызвать искрение правую часть уравнения (9) можно считать отличной от нуля. Не останавливаясь на рассмотрении вопроса об условиях и критериях возникновения искрения, не нашедшего пока достаточно четкого решения, можно допустить, что искрению заданной интенсивности будет соответствовать некоторое «искровое» напряжение $U_{\text{и}}$ небаланса э. д. с. и падений напряжения в уравнении (6). Величина $U_{\text{и}}$, очевидно, должна зависеть от коммутирующих свойств щеток, параметров коммутируемых контуров, механических условий работы скользящего контакта и скорости вращения. Если предположить, что для данной машины при положительной и отрицательной подпитке $U_{\text{и}}$ одинаковы, то условия искрения запишутся в виде:

$$E_{K\pm} - E_{r\text{ мин/макс}} - U_0 = \pm U_{\text{и}}, \quad (10)$$

или с учетом (7) и (8) в развернутой форме

$$K_K \left(I_a + \frac{1}{\alpha} I_{\text{п}\pm} \right) n - K_{r\text{ ср}} (1 \mp \Delta K_r) I_a n - K_0 I_a = \pm U_{\text{и}}, \quad (10a)$$

Деля (10a) на выражение $E_{r\text{ ср}}$ при номинальном режиме работы машины ($E_{r\text{ ср.н}} = K_{r\text{ ср}} I_{a\text{н}} n_{\text{н}}$), можно записать условие искрения в относительных величинах

$$m \left(\bar{I}_a + \frac{1}{\alpha} \bar{I}_{\text{п}\pm} \right) \bar{n} - (1 \mp \Delta K_r) \bar{I}_a \bar{n} - \bar{K}_0 \bar{I}_a = \pm \bar{U}_{\text{и}}, \quad (11)$$

где $m = K_K / K_{r\text{ ср}}$; $\bar{K}_0 = K_0 / K_{r\text{ ср.н}}$; $\bar{I}_a = I_a / I_{a\text{н}}$; $\bar{n} = n / n_{\text{н}}$ и $\bar{U}_{\text{и}} = U_{\text{и}} / E_{r\text{ ср.н}}$. Решая (11) относительно тока подпитки $I_{\text{п}\pm}$ и отбрасывая для упрощения последующей записи черточки над обозначениями относительных величин, получим приближенное выражение для безыскровых зон:

$$I_{\text{п}\pm} = \frac{\alpha}{m} \left[\pm \frac{U_{\text{и}}}{n} - I_a \left(m - 1 \pm \Delta K_r - \frac{K_0}{n} \right) \right], \quad (12)$$

из которого легко найти зависимости:

$$\delta = \frac{\alpha}{m} \left(\frac{U_{\text{и}}}{n} - I_a \Delta K_r \right); \quad (12a)$$

$$\beta = - \frac{\alpha}{m} \left(m - 1 - \frac{K_0}{n} \right) I_a. \quad (12b)$$

С учетом изложенного величины $U_{\text{и}}$ и K_0 должны рассматриваться как некоторые функции параметров щеточного контакта, тока якоря, скорости и т. д. В простейшем случае при допущениях $U_{\text{и}} = \text{const}$, $K_0 = \text{const}$ безыскровые зоны ограничиваются прямыми линиями подпитки, как это показано на рис. 2. При такой аппроксимации все необходимые параметры (m , $U_{\text{и}}$, K_0 и ΔK_r) для описания безыскровых зон машины в широком диапазоне скоростей вращения принципиально могут быть найдены по данным, полученным при двух значениях скорости вращения n_1 и n_2 (см. рис. 2):

$$\left. \begin{aligned} m &= \frac{\alpha}{\alpha + A}, \text{ где } A = \frac{\beta_{1\text{н}} n_1 - \beta_{2\text{н}} n_2}{n_1 - n_2}; \\ U_{\text{и}} &= \frac{m}{\alpha} n \delta_0; \quad K_0 = \frac{m}{\alpha} \frac{\beta_{1\text{н}} - \beta_{2\text{н}}}{n_2 - n_1} n_1 n_2; \\ \Delta K_r &= \frac{m}{\alpha} (\delta_0 - \delta_{\text{н}}). \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Вследствие естественной нестабильности опытных данных определение этих параметров следует проводить путем усреднения их значений, получаемых по отдельным безыскровым зонам.

Сопоставление расчетных и экспериментальных данных исследований машин малой и средней мощности ПН-85, П42, П61, ПФ82 и др. показали, что

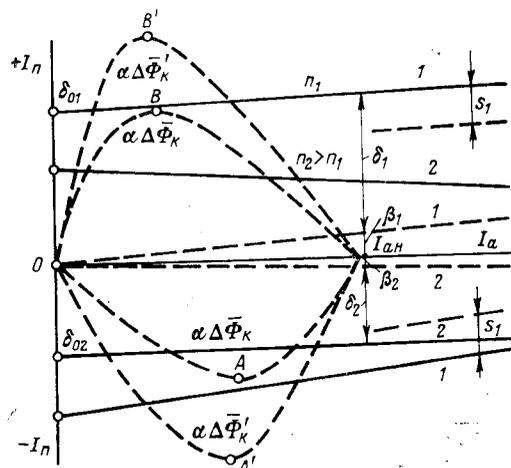


Рис. 2. Приближенное описание безыскровых зон в простейшем случае.

приближенное выражение (12) достаточно удовлетворительно описывает наблюдаемые закономерности. В качестве примеров на рис. 3 приведены безыскровые зоны для двигателей П61 и П42 при нескольких скоростях вращения.

Из рис. 3,а видно, что при $n=500$ об/мин опытные точки лежат выше расчетных зависимостей. Это объясняется тем, что напряжение $U_{\text{и}}$ при малых скоростях вращения, как правило, увеличивается.

Выражения (11) и (13) позволяют определить абсолютные значения $E_{r, \text{ср.н}}$, $\Delta E_{r, \text{н}}$, $U_{\text{и}}$ и U_0 , если по расчетным данным машины или опытным путем (измерением $\Phi_{\text{к}}$) найти $E_{\text{к.ср.н}}$, что может быть сделано с достаточной достоверностью. Тогда

$$\left. \begin{aligned} E_{r, \text{ср.н}} &= \frac{1}{m} E_{\text{к.ср.н}} [\delta]; \\ \Delta E_{r, \text{н}} &= \frac{\Delta K_r}{m} E_{\text{к.ср.н}} [\delta]; \\ U_{\text{и}} &= \frac{U_{\text{и}}}{m} E_{\text{к.ср.н}} [\delta]; \\ U_0 &= \frac{K_0}{m} E_{\text{к.ср.н}} [\delta]. \end{aligned} \right\} (14)$$

Расчетная обработка опытных данных для ряда машин малой и средней мощности с простыми волновыми равnoseкционными обмотками и щетками ЭГ-4 и ЭГ-74 серий ПН и П показала, что значения $U_{\text{и}}$ и U_0 для них находятся в сравнительно узких пределах: $U_{\text{и}} \approx 0,4 \div 0,6$ в и $U_0 \approx 0,25 \div 0,35$ в. Накопление соответствующих данных для более широкого класса машин с различными обмоточными данными и щетками позволит решать практические

вопросы оценки запаса их коммутационной устойчивости на стадии проектирования.

В соответствии с (12б) оптимальные условия коммутации при некоторой скорости n_0 должны получаться при

$$m = 1 + \frac{K_0}{n_0}, \quad (15)$$

что очень существенно для широко регулируемых двигателей. Как видно из рис. 3,б, двигатель П42 с такой наладкой добавочных полюсов при $n = 2500$ об/мин и номинальном токе без искрения работать уже не может. Для получения оптимальной коммутации при этой скорости необходимо изменение зазора под добавочными полюсами до δ'_d , где

$$\delta'_d = \frac{\delta_{\text{п}}}{1 + \frac{\beta_{\text{он}}}{\alpha}}. \quad (16)$$

Таким образом, правильная наладка добавочных полюсов для машин с широким регулированием скорости должна проводиться с учетом изменения безыскровых зон, что проще всего сделать, пользуясь их приближенным выражением (12). Как известно, хорошо налаженные на верхнем пределе скорости машины могут искрить при меньших скоростях.

При переходных режимах машин постоянного тока, связанных с резкими изменениями и значительными кратностями тока I_a , может возникать недопустимое искрение. Это является, главным образом, следствием отставания во времени коммутирующего потока $\Phi_{\text{к}}$ от тока I_a (рис. 4) и появления дополнительных составляющих э. д. с. в короткозамкнутых секциях, так как теперь $d\psi_{jp}/dt$ и $d\psi_{jв}/dt$ в (1) и (4) могут быть отличны от нуля. Безыскровые зоны позволяют оценить наибольшую допустимую относительную величину отставания коммутирующего потока $\Delta\bar{\Phi}_{\text{кmax}}$ в переходном режиме. В простейшем случае постоянной скорости вращения очевидно, что

$$\Delta\bar{\Phi}_{\text{кmax}} \leq \frac{1}{\alpha} (\beta - \delta) \text{ при } dI_a/dt > 0, \quad (17a)$$

$$\Delta\bar{\Phi}_{\text{кmax}} \leq \frac{1}{\alpha} (\beta + \delta) \text{ при } dI_a/dt < 0, \quad (17b)$$

где $\beta - \delta = I_{\text{п-}}$ и $\beta + \delta = I_{\text{п+}}$ соответствуют безыскровой зоне для данной скорости и токам I_a , при которых $\Delta\bar{\Phi}_{\text{к}}$ — наибольшие (см. рис. 4). Для безыскровой коммутации зависимости $\alpha\Delta\bar{\Phi}_{\text{к}} = f(I_a)$ должны лежать внутри зоны, как это показано на рис. 2. Величины $\Delta\bar{\Phi}_{\text{к}}$ определяются условиями демпфирования потока в поперечной оси машины и скоростью изменения тока dI_a/dt .

Выражения для безыскровых зон позволяют судить о допустимых по коммутации режимах для двигателей, питаемых от управляемых выпрямителей. Наличие в некоторых случаях значительных переменных составляющих тока в якорной цепи двигателя и вызванных ими потоков приводит к возникновению дополнительных составляющих э. д. с. в коммутируемых секциях, которые, как правило, ухудшают условия коммутации. При этом уравнения (1) — (5) принципиально остаются справедливыми, но необходимо учитывать уже все состав-

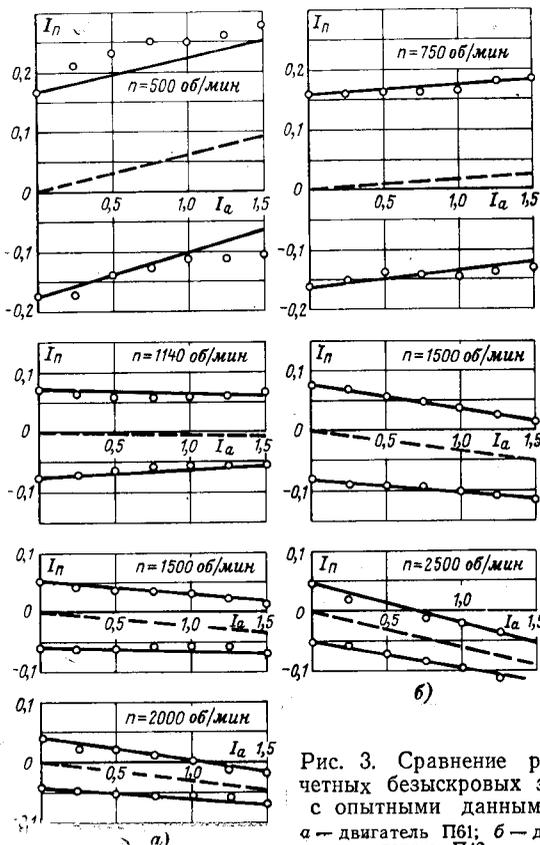


Рис. 3. Сравнение расчетных безыскровых зон с опытными данными. а — двигатель П61; б — двигатель П42.

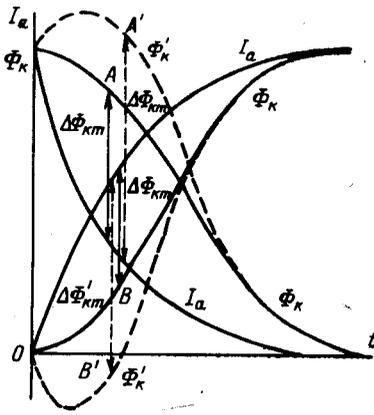


Рис. 4. Коммутирующий ток и ток якоря в переходном режиме.
(—) — расслоенная магнитная система; (---) — массивные ядро и сердечники добавочных полюсов.

ляющие потокоцеплений и их зависимости от угла поворота ротора α и времени t . В левой части уравнения (10) с учетом сказанного появится дополнительный член вида $\pm |\Sigma \bar{E}_{\sim}|$ суммарной усредненной э. д. с. (реактивной, коммутирующей, трансформаторных и пульсационных) от первой и в общем случае от высших гармонических составляющих тока и коммутирующего потока. При пользовании приближенным выражением (12) ток подпитки $I_{\text{п}\pm}$ должен быть уменьшен на величину

$$s = \mp \frac{\alpha}{m} |\Sigma \bar{E}_{\sim}|, \quad (18)$$

определяющую снижение запаса коммутационной устойчивости (сужение безыскровой зоны) для заданного режима работы и питания двигателя, как показано на рис. 2. Необходимо отметить, что величины U_0 и K_0 при этом могут зависеть и от $I_{a\sim}$. Предложенный способ нахождения функциональных связей для описания безыскровых зон является достаточно общим вне зависимости от последующих упрощений. Это позволяет указать пути его дальнейшего уточнения для оценки коммутационных свойств машин средней и большой мощности. Одним из них является учет непостоянства параметров $U_{\text{н}}$, K_0 , ΔK_r и m в уравнении (12). Соответствующие зависимости, физическая природа которых кратко рассмотрена выше, могут быть найдены в форме аппроксимирующих функций по результатам статистической обработки значительного числа опытных данных и сопоставления их с расчетом.

Второй путь может заключаться в нахождении таких зависимостей на основе анализа процессов коммутации в мгновенных значениях при широкой вариации определяющих параметров. При этом представляется, что с точки зрения удобства практического решения инженерных вопросов, связанных с расчетом и проектированием машин или их применением в приводах, нахождение уточненных методов описания безыскровых зон в форме, подобной выражению (12), является весьма желательным, и работа в этом направлении продолжается.

Выводы. 1. Коммутационные качества машин постоянного тока, работающих при широком регулировании скорости, в переходных режимах и при питании от управляемых выпрямителей, наиболее удобно оценивать с помощью выражений для их безыскровых зон.

2. Приближенное описание безыскровых зон может быть получено на основе рассмотрения достаточно строгих уравнений для коммутируемых секций путем нахождения соответствующих зависимостей в усредненных значениях величин за период коммутации секции.

3. Полученное приближенное выражение безыскровых зон даже при простейших допущениях постоянства параметров дает удовлетворительную сходимость с опытными данными для машин серий ПН и П малой и средней мощности. Это позволяет использовать его для анализа влияния отдельных параметров и условий работы на коммутационную устойчивость машин при их проектировании и эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. R z i h a E., Z e i d n e r J., Starkstromtechnik, B. I, Teil I, W. Ernst, Berlin, 1951.
2. К а с ь я н о в В. П. Регулировка дополнительных полюсов машин постоянного тока. — «Электричество», 1934, № 20; 1935, № 1.
3. К о с т е н к о М. Н. Основные вопросы коммутации машин постоянного тока и ее экспериментального исследования. — «Труды ЛПИ», 1937, № 2.
4. В а д а С., О т о т а к е К. Вычисление на цифровой машине безыскровых зон крупных машин постоянного тока. Power Apparatus and Sistem, 1963, № 66.
5. П р у с с - Ж у к о в с к и й В. В. Уравнения коммутации машин типа постоянного тока при учете контуров обмоток статора и вихревых токов. Сб. «Электрические машины». М., «Наука», 1965.

[22.12.1971]



УДК 621.313.29

Основные расчетные соотношения униполярных электрических машин без ферромагнитопровода

Канд. техн. наук Б. Л. АЛИЕВСКИЙ, доктор техн. наук, проф. А. И. БЕРТИНОВ,
инженеры В. Л. ОРЛОВ и А. Г. ШЕРСТЮК

Москва

Введение. Применение униполярных машин (УМ) постоянного тока, не содержащих ферромагнитопровода, перспективно в связи с использованием криогенной техники и сверхпроводимости для создания электрооборудования нового типа. Расчет

таких УМ осложняется существенно неравномерным распределением магнитного поля в их активной зоне. Оценочные методы расчета э. д. с. якоря УМ предложены в [Л. 1 и 2]. Как показала экспериментальная проверка [Л. 3], в ряде случаев они

дают удовлетворительные результаты. На основе этих методов и приближенных соотношений для расчета соленоидов [Л. 4] сделана попытка задать графически область наиболее целесообразных размеров катушек возбуждения [Л. 5 и 6]. Общий метод определения размеров якоря УМ без ферромагнитопровода до настоящего времени не разрабатывался.

Перспективы использования рассматриваемых УМ в различных отраслях техники [Л. 7] и актуальность задачи создания экономически выгодных униполярных генераторов и двигателей большой мощности на базе применения сверхпроводников и особо чистых металлов для их индукторов [Л. 8 и 9] требуют разработки уточненных способов расчета этих машин. Якорь УМ в общем случае может иметь коллекторную стержневую обмотку с различными схемами охлаждения. В настоящей работе рассматриваются основные вопросы электромагнитного расчета УМ без ферромагнитопровода с оптимизацией геометрических параметров кольцевого индуктора, которая проводится при использовании численных методов, реализованных на ЦВМ.

Определение главных размеров. При заданной скорости вращения диаметр D и активная длина l якоря УМ обусловлены электромагнитными нагрузками машины. Следуя известному методу [Л. 1 и 10], можно получить несколько форм основного расчетного уравнения УМ, представленных ниже. При расчете УМ со сверхпроводящим индуктором удобно пользоваться максимальным значением индукции B_m в магнитной системе, которое не должно превосходить критическую величину B_k . Линейная нагрузка и плотность тока якоря определяются способом его охлаждения и допустимой величиной электрических потерь мощности с учетом опыта электромашиностроения. Установлено, что независимо от конструктивной схемы (рис. 1) диаметр $D=2R$ якоря при проектировании УМ с одной парой окружностей токосъемов можно вычислить по соотношению

$$D = \sqrt[3]{\frac{P_a}{\sigma_n \lambda n}}, \quad (1)$$

где P_a , n — электромагнитная мощность и скорость вращения; $\lambda = l/D$ — конструктивный коэффициент.

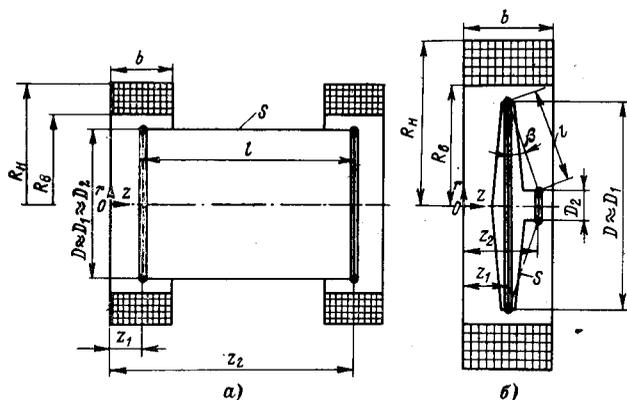


Рис. 1. Расчетные схемы цилиндрической (а) и дисковой (б) униполярных машин.

Коэффициент использования активного объема

$$\sigma_n = 0,5\pi^2 (D^*_{1} + D^*_{2}) \frac{k_B}{k_{\phi,я}} B_m A,$$

где $D^*_{1} = D_1/D = R_1/R \approx 1$ — относительный диаметр окружности ближайшего к катушке возбуждения токосъемного кольца или коллектора; $D^*_{2} = D_2/D = R_2/R$ — относительный диаметр удаленного от рассматриваемой катушки токосъема; $k_{\phi,я}$ — коэффициент формы кривой тока в стержнях якоря; $k_B = B_{cp}/B_m \approx 0,1 \div 1$ — коэффициент распределения индукции.

В качестве B_{cp} принимается среднее значение магнитной индукции на поверхностях S (рис. 1), соединяющих окружности токосъемов. Линейная нагрузка якоря в общем случае

$$A = \frac{N}{\pi D} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i^2(t) dt}, \quad (2)$$

где $i(t)$ — ток в стержне с периодом изменения T ; N — число активных стержней обмотки якоря.

Выражение (2) для практических расчетов удобнее представить в виде

$$A = \frac{k_{\phi,я} I_a c_E}{\pi D},$$

где I_a и c_E — ток якорной цепи и число последовательно соединенных стержней обмотки якоря.

Для машины со сплошным ротором $c_E = 1$ и $k_{\phi,я} = 1$. Для коллекторных УМ с якорной обмоткой стержневого типа [Л. 9] значения коэффициента $k_{\phi,я}$ могут быть определены при детальном исследовании вопросов коммутации. В простейшем случае, полагая коммутацию прямолинейной, расстояние между соседними щетками b_p равным ширине ламели коллектора b_k и анализируя на основании этого форму кривой $i(t)$, для коэффициента щеточного перекрытия $\beta_{щ} = 1$ получаем $k_{\phi,я} = 2/\sqrt{3} = 1,155$. При значениях коэффициента $\beta_{щ}$ больше или меньше единицы коэффициент $k_{\phi,я}$ стремится к единице. Во всех вариантах $k_{\phi,я}$ увеличивается при $b_p > b_k$, поскольку функция $i(t)$ имеет характер импульсов с относительно большими паузами. В частности, если $\beta_{щ} = 1$, $b_p = 2b_k$, то $k_{\phi,я} \approx 1,41$.

Расчеты показывают, что в цилиндрической УМ (рис. 1, а) можно принять $\lambda = 1,25 - 2,0$ при $D^*_{2} \approx 1$; в дисковой машине (рис. 1, б) при $D^*_{2} = 0,2 - 0,3$ будет $\lambda = (D^*_{1} - D^*_{2})/2 \cos \beta \approx 0,35 - 0,45$. Дальнейшее увеличение λ нецелесообразно особенно для машин с относительно малыми размерами индуктора, так как вместе с незначительным повышением э. д. с. существенно возрастают электрические потери и вес якоря.

Для униполярного двигателя иногда соотношение (1) удобно записать через электромагнитный момент

$$D = \sqrt[3]{\frac{M_a}{\epsilon_n \lambda}}; \quad \epsilon_n = \frac{\sigma_n}{2\pi}. \quad (3)$$

В конструкции со сплошным ротором в качестве показателя токовой нагрузки может также использоваться плотность тока j_a в якоре. Тогда уравнения (1) и (3) принимают вид:

$$D = \sqrt[4]{\frac{P_a}{\sigma_n \lambda n}}; \quad (4)$$

$$D = \sqrt[4]{\frac{M_a}{\varepsilon'_n \lambda}}; \varepsilon'_n = \frac{\sigma'_n}{2\pi} \quad (5)$$

Коэффициент, характеризующий использование активного объема цилиндрической УМ,

$$\sigma'_n = 0,25 \pi^2 D^* k_B B_m j_n,$$

где $j_n = 4I_n / \pi D^2$ — расчетная плотность тока в цилиндре [Л. 1].

Для дисковой машины

$$\sigma'_n = 0,5 \pi^2 (D^*_1 + D^*_2) b^* k_B B_m j_n,$$

где $j_n = I_n / \pi D b_D$, $b^*_D = b_D / D$ — плотность тока и относительная ширина диска на периферии.

В тех случаях, когда скорость вращения n не является заранее обусловленной величиной, соотношения (1) и (4) можно преобразовать, введя наибольшую допустимую линейную скорость в контакте v_k :

$$D = \sqrt{\frac{P_a}{\varepsilon'_n \lambda}}; \varepsilon'_n = \frac{\sigma'_n v_k}{\pi D^* c_k} \quad (6)$$

$$D = \sqrt[3]{\frac{P_a}{\varepsilon'_n \lambda}}; \varepsilon'_n = \frac{\sigma'_n v_k}{\pi D^* c_k} \quad (7)$$

где $c_k = D_k / D_1$ — коэффициент, учитывающий отличие диаметра реальной контактной поверхности от диаметра эквивалентной окружности токосяема ($c_k \rightarrow 1$).

Для обмоток возбуждения, изготовленных из особо чистых металлов (алюминия марки А999 или бериллия), с глубоким охлаждением (водородом, неоном или азотом) соотношения (1) и (4) целесообразно выразить в иной форме. Используя понятие средней плотности тока $j_{B0} = F_B / Q$ (F_B , Q — общая н. с. всех катушек и суммарная площадь поперечного сечения) в индукторе, состоящем из m_B катушек, имеем:

$$D = \sqrt[4]{\frac{P_a}{\kappa n}}; \kappa = \frac{\pi \mu_0 \dot{E}_0}{8 k_{\Phi n}} j_{B0} A \quad (8)$$

При сплошном роторе для цилиндрических УМ

$$D = \sqrt[5]{\frac{P_a}{\kappa' n}}; \kappa' = \frac{\pi \mu_0 \dot{E}_0}{32} j_{B0} j_n \quad (9)$$

Для дисковых машин

$$D = \sqrt[5]{\frac{P_a}{\kappa' n}}; \kappa' = \frac{\pi \mu_0 \dot{E}_0}{8} b^*_D j_{B0} j_n \quad (10)$$

Здесь $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ гн/м; $\dot{E}_0 \approx 0,1 \div 3$ — безразмерный коэффициент (относительная э. д. с.), учитывающий геометрию УМ и распределение тока в индукторе, функционально связанный с k_B соотношением $\dot{E}_0 = 2\pi k_B \cdot B^*_m (D^*_1 + D^*_2) \lambda$.

Коэффициент $B^*_m = B_m / \mu_0 j_{B0} R$ (относительное значение наибольшей индукции) при $m_B = 1$ можно определить по графикам [Л. 4, стр. 309]; при $m_B > 1$ по [Л. 4] возможно приближенное определение B_m . Уточненное значение B_m получается при расчете магнитного поля индуктора.

Наиболее целесообразные значения коэффициентов σ_n , σ'_n , κ , κ' для различных типов машин и различных видов применяемых материалов могут быть уточнены по мере накопления опыта расчета и изготовления УМ без ферромагнитопровода. Значение диаметра, полученное по одному из соотношений (1) и (3) — (10), можно непосредственно использо-

вать при проектировании с учетом соответствующих ограничений по тепловому режиму, механической прочности и других, а также рассматривать как первое приближение при дальнейшей общей оптимизации машины согласно выбранным критериям. Активная длина, т. е. расстояние между двумя токосяемами разноименной полярности, для всех форм основного расчетного уравнения (1) составляет $l = \lambda D$.

Определение оптимальных размеров индуктора.

В качестве критерия оптимизации выбирается объем катушки возбуждения V , так как основные характеристики индуктора — вес обмотки G_B и электрические потери в ней (для несверхпроводящих УМ) — существенно зависят от V . Зависимость $G_B(V)$ при постоянном коэффициенте заполнения обмотки практически линейна. Электрические потери в индукторах из особо чистых металлов для одних и тех же значений внутреннего радиуса катушки и средней плотности тока в ней при увеличении V растут быстрее, чем линейная функция объема. Это объясняется увеличением напряженности магнитного поля, а следовательно, уменьшением средней электропроводности обмоточного материала.

Аргументами оптимизации являются наружный радиус R_n и ширина b осесимметричного индуктора с прямоугольным поперечным сечением. Внутренний радиус катушки возбуждения R_B задают равенством $R_B = R^*_B R$ (R^*_B — конструктивный коэффициент). Взаимное расположение рассматриваемой катушки и якоря характеризуется параметром z_1 (рис. 1) и определяется из условия максимума э. д. с. Использование принципа суперпозиции позволяет ограничиваться при анализе рассмотрением элементарной УМ, содержащей одну катушку и пару токосяемных колец. В такой УМ э. д. с. задается соотношением

$$E = c_E n (\Phi_1 - \Phi_2), \quad (11)$$

где Φ_1 , Φ_2 — магнитные потоки, пронизывающие окружности токосяемов.

Поток через контур (r, z) в линейной среде (при $\mu = \mu_0$) от кольцевого индуктора с азимутальной плотностью тока j_B определим, пользуясь векторным потенциалом магнитного поля возбуждения,

$$\Phi = \oint_L A_\varphi dL = 2\pi r A_\varphi, \quad (12)$$

где A_φ — азимутальная составляющая векторного потенциала.

Используя интегральное представление векторного потенциала [Л. 11], выражение (12) можно записать в виде:

$$\Phi = \mu_0 \int_{R_B}^{R_n} \int_0^b \int_0^\pi \frac{j_B(\xi, \zeta) r \xi \cos \varphi}{\rho(\xi, \zeta)} d\varphi d\zeta d\xi, \quad (13)$$

причем расстояние от точки интегрирования (ξ, ζ) до точки наблюдения (r, z) $\rho = [r^2 + \xi^2 - 2r\xi \cos \varphi + (z - \zeta)^2]^{0,5}$.

Исследование (11) на экстремум дифференцированием его по z_1 с учетом (12) приводит к равенству

$$R_1 B_{r1} = R_2 B_{r2}. \quad (14)$$

В пределе при $R_2 \rightarrow 0$ или $z_2 \rightarrow \infty$, т. е. когда радиальная составляющая индукции от рассматриваемой катушки B_{r2} в точке (R_2, z_2) равна нулю, равенство (14) выполняется при $z_1 = b/2$, так как в этой плоскости $B_{r1}(R_1, z_1) = 0$. Для выполнения равенства (14) при $R_2 \neq 0$ и конечных значениях z_2 необходимо $z_1 > b/2$. Однако расчеты показывают, что для реальных размеров УМ это увеличение z_1 незначительно и не приводит к существенному возрастанию э. д. с. Поэтому в большинстве случаев рекомендуется располагать основную катушку так, чтобы середина ее находилась в плоскости окружности ближайшего к ней токосъема. В дальнейшем такое расположение принимается заданным.

Аргументы оптимизации R_H и b определяются в результате минимизирования критериальной функции объема $V(R_H, R_B, b)$ при соблюдении условия $E = \text{const}$. Учитывая (11) и (13), запишем соответствующие уравнения в безразмерной форме:

$$V = \pi (R_H^{*2} - R_B^{*2}) b^*; \quad (15)$$

$$\begin{aligned} \vec{E} = \int_{R_B^*}^{R_H^*} \int_0^{b^*} \int_0^\pi j_B^*(\xi, \zeta) \xi \left[\frac{R_1^*}{\rho_1^*(\xi^*, \zeta^*)} - \frac{R_2^*}{\rho_2^*(\xi^*, \zeta^*)} \right] \cos \varphi d\varphi d\xi^* d\zeta^* = \text{const}. \end{aligned} \quad (16)$$

Полученная запись позволяет при выполнении критериев подобия

$$\begin{aligned} R_H^* &= R_H/R; \quad R_B^* = R_B/R; \quad b^* = b/R; \quad R_1^* = R_1/R; \\ R_2^* &= R_2/R; \quad z_1^* = z_1/R; \quad z_2^* = z_2/R; \quad j_B^* = j_B/j_{Bx} \sim \text{idem} \\ &\text{распространить результаты расчета на ряд аналогов} \\ V &= V/R^3 \sim \text{idem}; \quad \vec{E} = E/\mu_0 j_{Bx} n c_E R^3 \sim \text{idem}. \end{aligned}$$

Здесь j_B — плотность тока в произвольной точке катушки возбуждения; j_{Bx} — плотность тока в некоторой характерной точке рассматриваемой катушки, например, $\xi = R_B$, $\zeta = b/2$. Заметим, что безразмерная э. д. с. E^*_0 от m_B катушек возбуждения определится соотношением

$$E^*_0 = \sum_{k=1}^{m_B} E^*_k \frac{j_{Bxk}}{j_{Bx0}}. \quad (17)$$

Минимум функции (15) при условии (16) находится методом неопределенных множителей Лагранжа. В результате преобразований получаем систему, в которую наряду с (16) входит уравнение связи

$$\vec{J} = \vec{E} \Big|_{\xi=R_H^*} - \frac{R_H^*}{R_H^* + R_B^*} (\vec{E} \Big|_{\xi=b^*} + \vec{E} \Big|_{\xi=0}) = 0. \quad (18)$$

Выражение (18) записано для случая, когда при возможных вариациях геометрии катушки возбуждения срединная плоскость ее остается неподвижной относительно якоря. Можно показать, что если по конструктивным соображениям необходимо зафиксировать расстояние между одним из торцов катушки ($\xi = 0$ или $\xi = b^*$) и якорем, то применение метода Лагранжа дает соотношения, идентичные (18), но при этом

$$\vec{E} \Big|_{\xi=0} = 0 \quad \text{или} \quad \vec{E} \Big|_{\xi=b^*} = 0$$

соответственно, а множитель перед скобкой увеличивается вдвое.

В развернутом виде (18) составит

$$\begin{aligned} J^* = \int_0^{b^*} \int_0^\pi j_B^*(R_H^*, \zeta) \left(\frac{R_1^*}{\rho_1^*} - \frac{R_2^*}{\rho_2^*} \right)_{\xi=R_H^*} \cos \varphi d\varphi d\xi^* - \\ - \frac{b^*}{R_H^{*2} - R_B^{*2}} \int_{R_B^*}^{R_H^*} \int_0^\pi [j_B^*(\xi, b^*) \left(\frac{R_1^*}{\rho_1^*} - \frac{R_2^*}{\rho_2^*} \right)_{\xi=b^*} + \\ + j_B^*(\xi, 0) \left(\frac{R_1^*}{\rho_1^*} - \frac{R_2^*}{\rho_2^*} \right)_{\xi=0}] \cos \varphi d\varphi d\xi^* = 0. \end{aligned} \quad (19)$$

Совместное решение уравнений (16) и (19) позволяет определить оптимальные размеры индуктора по заданной э. д. с. Для получения расчетных выражений проинтегрируем (16) и (19) по координате φ :

$$\begin{aligned} \vec{E} = \int_{R_B^*}^{R_H^*} \int_0^{b^*} j_B^*(\xi, \zeta) V \xi^* [f(k_{1R}) \sqrt{R_1^*} - \\ - f(k_{2R}) \sqrt{R_2^*}] d\xi^* d\zeta^* = \text{const}; \end{aligned} \quad (20)$$

$$\begin{aligned} J^* = \int_0^{b^*} j_B^*(R_H^*, \zeta) [f(k_{1R}) \sqrt{R_1^*} - f(k_{2R}) \sqrt{R_2^*}] d\xi^* - \\ - \frac{b^* \sqrt{R_H^*}}{R_H^{*2} - R_B^{*2}} \int_{R_B^*}^{R_H^*} \sqrt{\xi^*} \{ j_B^*(\xi, b^*) [f(k_{1b}) \sqrt{R_1^*} - \\ - f(k_{2b}) \sqrt{R_2^*}] + j_B^*(\xi, 0) [f(k_{10}) \sqrt{R_1^*} - \\ - f(k_{20}) \sqrt{R_2^*}] \} d\xi^* = 0. \end{aligned} \quad (21)$$

Здесь функция

$$f(k) = \frac{2}{k} [K(k) - E(k)] - kK(k),$$

где $K(k)$, $E(k)$ — полные эллиптические интегралы соответственно первого и второго рода с квадратом модуля

$$k^2 = 4r^* \xi^* / [(r^* + \xi^*)^2 + (z^* - \zeta^*)^2],$$

причем

$$\begin{aligned} k_1 = k \Big|_{\substack{r=R_1^* \\ \xi=R_1^* \\ z=z_1}}^*, \quad k_2 = k \Big|_{\substack{r=R_2^* \\ \xi=R_2^* \\ z=z_2}}^*; \\ k_{1R} = k_i \Big|_{\xi=R_H^*}^*, \quad k_{1b} = k_i \Big|_{\xi=b^*}^*, \\ k_{i0} = k_i \Big|_{\xi=0}^*, \quad i=1; 2. \end{aligned}$$

При постоянной плотности тока $j_B = \text{const}$ уравнения (16) и (19) можно представить в более простой форме. В результате двукратного интегрирования с использованием преобразований [Л. 11] имеем:

$$\vec{E} = \int_0^\pi (e_2 - e_1) \cos \varphi d\varphi = \text{const}; \quad (22)$$

$$J^* = \int_0^\pi (c_2 - c_1) \cos \varphi d\varphi = 0, \quad (23)$$

где

$$e_i = r \left[\frac{z - \zeta}{2} \rho + \frac{1}{2} (\xi^2 - r^2 \cos 2\varphi) \ln(z - \zeta + \rho) + (z - \zeta) r (\cos \varphi) \times \ln(\xi - r \cos \varphi + \rho) + r^2 (\sin 2\varphi) \operatorname{arctg} \frac{\xi - r \cos \varphi + z - \zeta + \rho}{r \sin \varphi} \right]_{\xi=R^*_H}^{R^*_H} \Big|_{\xi=R^*_B}^{R^*_B};$$

$$c_i = r \ln [z - \zeta + \rho (R^*_H, \zeta)]_{\xi=R^*_B}^{R^*_H} + \frac{b^* r}{R^*_H - R^*_B} \{ \rho(\xi, b^*) + \rho(\xi, 0) + r(\cos \varphi) \times \ln[\xi - r \cos \varphi + \rho(\xi, b^*)] + r(\cos \varphi) \ln[\xi - r \cos \varphi + \rho(\xi, 0)] \}_{\xi=R^*_B}^{R^*_H};$$

$$e_1 = e_i \Big|_{\substack{r=R^*_1 \\ z=z_1}}^*, \quad e_2 = e_i \Big|_{\substack{r=R^*_2 \\ z=z_2}}^*, \quad c_1 = c_i \Big|_{\substack{r=R^*_1 \\ z=z_1}}^*, \\ c_2 = c_i \Big|_{\substack{r=R^*_2 \\ z=z_2}}^*.$$

Другие формы записи, соответствующие одномерным распределениям плотности тока $j^*_B = j^*_B(\xi)$, $j^*_B = j^*_B(\zeta)$, приведены в приложении 1. Заметим, что решение обратной задачи (т. е. получение наибольшей э. д. с. в случае заданного объема катушки возбуждения) при дифференцировании \dot{E} по R^*_H или b^* и $\dot{V} = \text{const}$ приводит к тем же расчетным соотношениям (18), (19) и др. Хотя все вышеприведенные зависимости непосредственно справедливы для УМ с одной парой окружностей токо-съемов, однако их можно распространить и на более общие случаи (см. приложение 2).

Численная обработка и экспериментальная проверка. Решение системы интегральных соотношений, представленной в виде (20) и (21) или (22) и (23) относительно неизвестных b^* , R^*_H , можно получить с помощью ЦВМ градиентными методами [Л. 12],

например методом наискорейшего спуска. Однако для построения расчетных кривых удобнее проводить решение относительно параметров \dot{E} , b^* или \dot{E} , R^*_H . При этом уравнения (21) и (23) решаются методом хорд или методом половинного деления [Л. 12], а величина \dot{E} определяется непосредственно в результате численного интегрирования соотношений (20) и (22). Простота алгоритма и возможность использования предварительно составленной стандартной программы нахож-

дения действительных корней трансцендентного уравнения обусловили выбор такого метода для реализации на ЦВМ. Решение системы (22) и (23) производилось на ЦВМ «Минск-22» относительно неизвестных b^* , \dot{E} . Погрешность численного интегрирования при этом составляла $\delta_{\text{ин}} \leq 0,1\%$, а заданная погрешность решения уравнения (23) $\delta_y = b^*_{h-1} - b_{h-1} \leq 0,05$. Аналогичные расчеты по формулам (20) и (21) были проведены на вычислительной машине «Наири-2».

Численное интегрирование в процессе вычислений производилось методом Гаусса. Расчеты показали, что для достижения такой же точности, как и в предыдущем случае, достаточно при однократном интегрировании использовать квадратную формулу с 6—8 узлами. В результате этих расчетов построены графики (рис. 2 и 3), позволяющие по заданной \dot{E} определить оптимальные ширину b^* и высоту $h^* = R^*_H - R^*_B$ сечения индуктора.

Для проверки изложенного метода проведены расчеты и измерения магнитного потока моделей ряда экспериментальных индукторов. Определение потока производилось веберметром типа Ф-18. При этом учитывалось, что

$$\dot{E} = \frac{E}{\mu_0 i_{\text{до}} n c_E R^*_B} = \frac{\Phi_{\delta}}{\mu_0 i_{\text{до}} R^*_B} = \Phi^*_{\delta}. \quad (24)$$

Результаты сравнения экспериментальных данных с расчетом по формулам (20) и (22) при $R^*_2 = 0$ показали достаточно хорошее их соответствие [см. таблицу, где $v = (\Phi^*_{\delta 0} - \Phi^*_{\delta p}) / \Phi^*_{\delta 0}$].

R^*_B	R^*_H	b^*	z^*_1	$E^* = \Phi_{\delta}$		$v, \%$
				Расчет	Опыт	
1,11	1,69	1,38	0,69	0,923	0,928	0,54
1,25	1,9	1,55	0,775	1,009	1,015	0,6
1,11	1,38	3,36	1,68	0,692	0,693	0,14
1,25	1,55	3,78	1,89	0,774	0,776	0,26
1,11	1,655	1,48	0,74	0,919	0,927	0,87
1,25	1,863	1,66	0,83	1,007	1,036	2,9
1,11	1,723	1,29	0,645	0,925	0,904	-2,8
1,25	1,94	1,45	0,726	1,009	0,990	-1,89

С использованием расчетных алгоритмов, проведенных экспериментально, были построены кривые (рис. 4), показывающие характер изменения \dot{E} в зависимости от геометрии катушки при сохранении постоянства относительного объема \dot{V} . Как видно из рис. 2—4, величины b^* и $h^* = R^*_H - R^*_B$, обес-

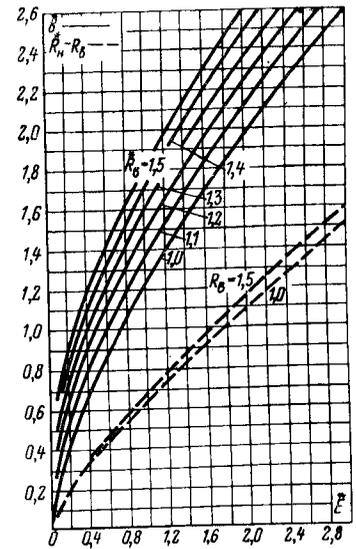


Рис. 3. Оптимальные размеры индуктора дисковой УМ ($z^*_1 = 0,2$; $R^*_2 = 0,2$).

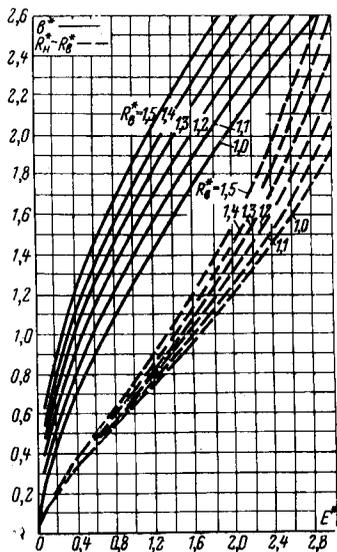


Рис. 2. Оптимальные размеры индуктора цилиндрической УМ ($\lambda = 1,5$).

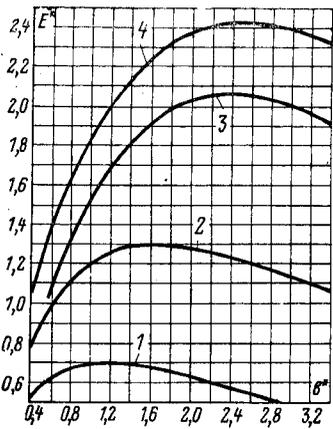
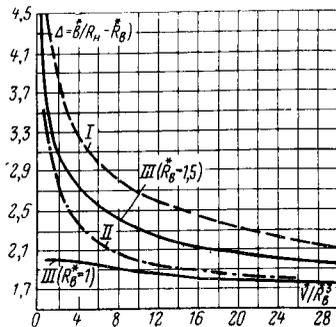


Рис. 4. Результаты расчета относительной э. д. с. $\overset{*}{E}$ для разных размеров катушек при сохранении постоянства объема $\overset{*}{V} = \text{const}$.
1, 3 — цилиндрические УМ,
 $\lambda = 1.5; \overset{*}{V}_1 = 5; R_{*1} = 1.1;$
 $\overset{*}{V}_3 = 40; R_{*3} = 1.2;$ 2, 4 — дисковые УМ; $z_2 - z_1 = 0.2; \overset{*}{V} = 12.5; R_{*2} = 1.1; \overset{*}{V}_4 = 40; R_{*4} = 1.2.$

Рис. 5. Зависимость соотношения сторон индуктора дисковой УМ от относительного объема катушки возбуждения. I — расчет по [Л. 13]; II — то же по [Л. 5]; III — то же по (18).



печивающие экстремум $\overset{*}{E}$, во всех случаях совпадают с их значениями, полученными из решения систем (20) — (23). Использование разработанного выше метода иллюстрируется примером поверочного расчета УМ (приложение 2).

Оценка точности предлагавшихся ранее приближенных методов оптимизации индуктора показала следующее. Оптимизация согласно известному методу Фабри (по наибольшему полю на оси), предложенная применительно к УМ в [Л. 13], дает погрешность по оптимальному соотношению сторон сечения катушки для рассчитанных выше вариантов дисковой машины от 90 до 15%. Ошибка здесь уменьшается по мере увеличения размеров индуктора. Для цилиндрических машин, особенно в случае применения сравнительно коротких якорей ($\lambda < 1.5$), этот метод приводит к еще большим погрешностям. Соотношение сторон, определенное согласно [Л. 5], совпадая в отдельных случаях с оптимальным, для различных $R_{*в}$ может давать отклонение до 40—50% (рис. 5). Однако оба эти метода [Л. 5 и 13] дают удовлетворительную качественную характеристику изменения геометрии индуктора с увеличением его объема (особенно для дисковых УМ), и ввиду достаточно плоского экстремума э. д. с. они могут быть использованы в оценочных расчетах.

Выводы. Получены выражения для определения основных размеров якоря и индуктора УМ без ферромагнитопровода. Интегральные соотношения, задающие оптимальную геометрию индуктора, численно обработаны на ЦВМ. В результате построены расчетные кривые, по которым определяются геометрические параметры кольцевой катушки возбуждения при заданной относительной э. д. с. Из-

ложенный метод, обладая большей универсальностью и точностью, чем предложенные ранее, хорошо соответствует экспериментальным данным.

Приложение 1.

Для $\overset{*}{j}_в = \overset{*}{j}_в(\overset{*}{\xi})$

$$\overset{*}{E} = \int_0^{\overset{*}{R}_н} \int_0^{\pi} \overset{*}{j}_в(\overset{*}{\xi}) [\overset{*}{R}_2 \ln(z_2^* - \overset{*}{\xi} + \rho_2^*) -$$

$$- \overset{*}{R}_1 \ln(z_1^* - \overset{*}{\xi} + \rho_1^*)]_{\overset{*}{\xi}=0}^{\overset{*}{b}} \cos \varphi d\varphi d\overset{*}{\xi} = \text{const};$$

$$\overset{*}{J} = \int_0^{\pi} \overset{*}{j}_в(\overset{*}{R}_н) \{ \overset{*}{R}_1 \ln[z_1^* - \overset{*}{\xi} + \rho_1^*(R_{*н}^*)] - R_{*2} \ln[z_2^* -$$

$$- \overset{*}{\xi} + \rho_2^*(R_{*н}^*)] \}_{\overset{*}{\xi}=0}^{\overset{*}{b}} \cos \varphi d\varphi +$$

$$+ \frac{\overset{*}{b}}{R_{*н}^2 - R_{*в}^2} \int_0^{\pi} \int_0^{\pi} \overset{*}{j}_в(\overset{*}{\xi}) \overset{*}{\xi} \left[\frac{R_{*1}}{\rho_1^*(\overset{*}{\xi}, b^*)} - \frac{R_{*2}}{\rho_2^*(\overset{*}{\xi}, b^*)} + \right.$$

$$\left. + \frac{R_{*1}}{\rho_1^*(\overset{*}{\xi}, 0)} - \frac{R_{*2}}{\rho_2^*(\overset{*}{\xi}, 0)} \right] \cos \varphi d\varphi d\overset{*}{\xi} = 0.$$

Для $\overset{*}{j}_в = \overset{*}{j}_в(\overset{*}{\zeta})$

$$\overset{*}{E} = \int_0^{\overset{*}{b}} \int_0^{\pi} \overset{*}{j}_в(\overset{*}{\zeta}) [l_1 - l_2]_{\overset{*}{\xi}=R_{*н}^*}^{\overset{*}{\zeta}} \cos \varphi d\varphi d\overset{*}{\zeta} = \text{const};$$

$$\overset{*}{J} = \int_0^{\overset{*}{b}} \int_0^{\pi} \overset{*}{j}_в(\overset{*}{\zeta}) \left[\frac{R_{*1}}{\rho_1^*(R_{*н}^*, \overset{*}{\zeta})} - \frac{R_{*2}}{\rho_2^*(R_{*н}^*, \overset{*}{\zeta})} \right] \cos \varphi d\varphi d\overset{*}{\zeta} -$$

$$- \frac{\overset{*}{b}^*}{R_{*н}^2 - R_{*в}^2} \int_0^{\pi} \overset{*}{j}_в(\overset{*}{b}) [l_1(\overset{*}{\xi}, \overset{*}{b}) - l_2(\overset{*}{\xi}, \overset{*}{b})] +$$

$$+ \overset{*}{j}_в(0) [l_1(\overset{*}{\xi}, 0) - l_2(\overset{*}{\xi}, 0)]_{\overset{*}{\xi}=R_{*н}^*}^{\overset{*}{\zeta}} \cos \varphi d\varphi = 0,$$

где $l_i = r^* \rho^* + r^{*2} \cos \varphi \ln(\rho^* + \overset{*}{\xi} - r^* \cos \varphi)$,

$$l_1 = l_2 \left. \begin{matrix} r^* = R_{*1}^* \\ z^* = z_1^* \end{matrix} \right\} \quad , \quad l_2 = l_2 \left. \begin{matrix} r^* = R_{*2}^* \\ z^* = z_2^* \end{matrix} \right\}$$

Приложение 2. Поверочный расчет униполярного двигателя фирмы IRD [Л. 9].

1. Диаметр и активная длина якоря. Рассматриваемый двигатель имеет две пары коллекторов ($m_n = 2$), соединенных последовательно и симметрично расположенных относительно катушки возбуждения. Поэтому электромагнитный момент, приходящийся на один активный участок, составляет половину момента двигателя: $M_a = M_{a2}/m_n = 0.595 \cdot 10^5$ нм. Согласно (3)

$$D = \sqrt[3]{\frac{M_a}{\lambda \epsilon_n}} = \sqrt[3]{\frac{0.595 \cdot 10^5}{0.375 \cdot 15750}} = 2.16 \text{ м},$$

$$l = \lambda D = 0.375 \cdot 2.16 = 0.81 \text{ м},$$

где $\epsilon_n = \sigma_n / 2\pi = 15750$ дж/м³,

$$\sigma_n = \frac{0.5\pi^2 (D_{*1}^2 + D_{*2}^2) k_B B_m A}{k_{\Phi,н}} =$$

$$= \frac{0.5\pi^2 (1 + 0.25) 0.553 \cdot 3.4 \cdot 9850}{1.155} = 9.9 \cdot 10^4 \text{ дж/м}^3,$$

$A = 9850$ а/м (обмотка якоря с непосредственным водяным охлаждением).

2. Внутренний радиус катушки возбуждения

$$R_{*в} = R^* R = 1.11 \cdot 1.08 = 1.2 \text{ м},$$

3. Относительная э. д. с. Учитывая, что $m_n \neq 1$, имеем:

$$E = \frac{E}{\mu_0 j_{\text{н}} n c m_n R^3} = \frac{430}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 24,4 \cdot 10^8 \cdot 3,33 \cdot 10^{-1} \cdot 2 \cdot 1,08^3} = 0,167.$$

4. Наружный радиус и ширина катушки возбуждения. Пренебрегая незначительными отклонениями параметров z_1^* , z_2^* , R_n^* от расчетных, по кривым рис. 3 находим $R_n^* = 1,3$, $b^* = 0,51$; тогда $R_n = R_n^* R = 1,405$ м, $b = b^* R = 0,55$ м. Коэффициент k_B , определенный согласно найденным размерам с использованием [Л. 4], совпадает с принятым при поверочном расчете значением $k_B = 0,553$.

Параметры реального двигателя [Л. 9]: $D = 2,16$ м; $l = 0,81$ м; $R_b = 1,2$ м; $R_n = 1,42$ м; $b = 0,535$ м. Рассчитанные выше величины хорошо соответствуют этим данным.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бертинов А. И., Алиевский Б. Л., Троицкий С. Р. Униполярные машины с жидкометаллическим токосъемом. М., «Энергия», 1966.
2. Алиевский Б. Л., Бертинов А. И., Шерстюк А. Г. Униполярные генераторы без ферромагнитного магнитопровода для питания электрофизической аппаратуры при магнитогидродинамических исследованиях. — «Магнитная гидродинамика», 1967, № 4.
3. Бертинов А. И., Алиевский Б. Л., Шерстюк А. Г. и др. Экспериментальное исследование моделей униполярных генераторов без ферромагнитопровода. — Сб. «Униполярные электрические машины». М., «Информэлектро», 1969.

4. Карасик В. Р. Физика и техника сильных магнитных полей. М., «Наука», 1964.

5. Карасев Б. Г., Харитонов В. В. Расчет дискового униполярного генератора без ферромагнитного магнитопровода. — Сб. «Электрофизическая аппаратура», Атомиздат, вып. 5, 1966.

6. Карасев Б. Г., Ларионов Б. А., Харитонов В. В. Расчет цилиндрического униполярного генератора без ферромагнитного магнитопровода. — Сб. «Электрофизическая аппаратура», Атомиздат, вып. 6, 1967.

7. Бертинов А. И., Алиевский Б. Л. Современное состояние и перспективы развития униполярных машин. — Сб. «Униполярные электрические машины». М., изд. «Информэлектро», 1969.

8. Алиевский Б. Л. Применение криогенной техники и сверхпроводимости в электрических машинах и аппаратах. М., «Информстандартэлектро», 1967.

9. Appleton A. D. Motors, generators and flux pumps. — Conference «Low temperatures and electric power», London, 1969.

10. Бертинов А. И. Проектирование самолетных электрических машин. Выбор главных размеров. М., Оборонгиз, 1953.

11. Brandes D. Beitrag zur Berechnung rotations symmetrischer magnetischer Felder. Stuttgart, 1965.

12. Березин И. С., Жидков Н. П. Методы вычислений. М., «Наука», 1966.

13. Yamamoto M. Semi-superconductive rotary machine. — Conference «Low temperatures and electric power», London, 1969.

[7.6.1971]



УДК 621.315.61:621.314.222.6

Измерение частичных разрядов в трансформаторах

С. Д. ЛИЗУНОВ и Е. С. ФРИД

Москва

На Московском электрозаводе уже в течение ряда лет практикуется измерение частичных разрядов (ЧР) при контрольных испытаниях изоляции трансформаторов класса 220 кВ повышенной частотой 225—250 гц. Цель таких измерений — выявить трансформаторы с опасными ЧР и разработать критерии для отбраковки трансформаторов по уровню ЧР. Это должно повысить надежность трансформаторов, а в дальнейшем дать возможность понизить испытательное напряжение переменного тока при увеличении длительности испытания [Л. 1].

Методика измерений. Для возможно полного устранения короны защитно-измерительной шаровой разрядник на стороне высокого напряжения (ВН) возбуждаемого трансформатора не устанавливается и, таким образом, высоковольтная проводка на стороне ВН отсутствует. Измерение испытательного напряжения осуществляется амплитудным вольтметром, подключаемым к измерительной обкладке ввода 220 кВ возбуждаемой фазы. Для защиты от перенапряжений служит шаровой разрядник на стороне низкого напряжения (НН).

При испытании на вводы ВН фаз устанавливаются двойные тороидальные экраны, выполненные

из алюминия. На испытуемой фазе экран такой же формы ставится на ввод среднего напряжения (СН) — 110 кВ.

Размеры экранов¹, мм:

	Экран ВН	Экран СН
D	1000	440
d	150	50
H	920	580

Несмотря на принятые меры, полностью устранить коронирование не удается ввиду недостаточного расстояния между фазами.

Защитный шаровой разрядник (диаметром 125 мм) устанавливается на стороне НН между питающими проводами. Исследования показали, что перенапряжения на стороне ВН, возникающие от частичных пробоев масляного промежутка, полностью трансформируются на сторону НН, и установленный там разрядник ограничивает их так же надежно, как и разрядник на стороне ВН. Однако, необходимо иметь в виду, что вследствие своих от-

¹ D, d — соответственно наружный диаметр и диаметр сечения тороида; H — высота экрана.

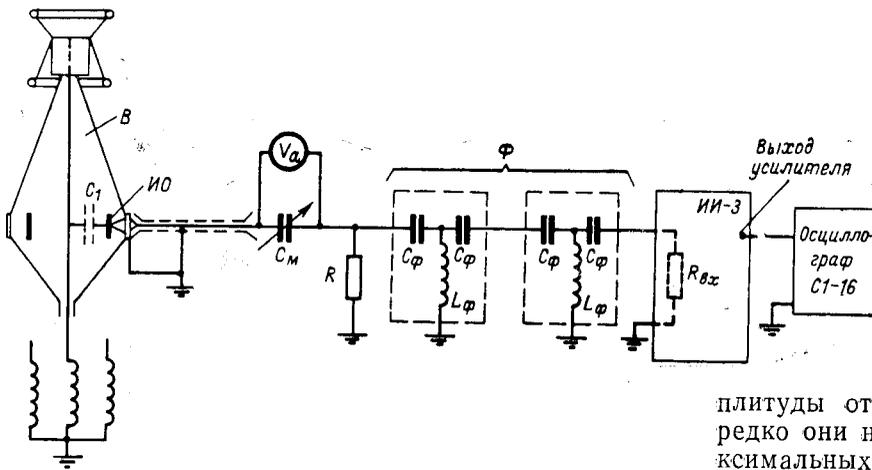


Рис. 1.

T — обмотка ВН испытываемого трансформатора; B — ввод 220 кВ; $ИО$ — измерительная обкладка ввода; Φ — фильтр ВЧ; $ИИ-3$ — измеритель частичных разрядов; V_a — амплитудный вольтметр; C_m — магазин емкостей ($\sim 2,5$ мкФ); $R=100$ ом; $R_{вх}=1000$ ом.

носителю малых размеров защитный шаровой разрядник на стороне $НН$ обязательно должен подсвечиваться ртутно-кварцевой лампой.

Схема измерения амплитуды испытательного напряжения, которая позволяет регистрировать $ЧР$ с амплитудой 10^{-11} к, дана на рис. 1. Электронный амплитудный вольтметр V_a включается параллельно магазину емкостей C_m , который вместе с емкостью ввода по отношению к измерительной обкладке C_1 образует емкостной делитель. Падением напряжения в сопротивлении R при частоте возбуждения 225 гц можно пренебречь. При контрольных испытаниях трансформаторов используется ограниченное число временно устанавливаемых вводов 220 кВ. Для каждого из них подбирается значение емкости C_m с тем, чтобы иметь неизменный коэффициент деления. В качестве указателя электронного вольтметра применен магнитоэлектрический прибор с равномерной зеркальной шкалой, что обеспечивает большую точность отсчета. Суммарная погрешность всего измерительного устройства оценивается величиной, не превосходящей 3%. Сравнение с измерительным шаровым разрядником подтвердило высокую точность этого метода. Возможность непосредственного измерения испытательного напряжения (без предварительной градуировки для каждого объекта) ускоряет испытание.

Для регистрации $ЧР$ (рис. 1) используется также измерительная обкладка ввода 220 кВ, что и для измерения испытательного напряжения. Измерение $ЧР$ производится широкополосным методом. Высокочастотная составляющая напряжения, создаваемая $ЧР$, снимается с сопротивления R и через двухступенчатый фильтр Φ подается на измеритель $ИИ-3$ конструкции ВЭИ [Л. 2], который включает в себя осциллограф с эллиптической разверткой и вольтметры максимальных и средних значений, позволяющие измерять соответственно кажущийся заряд и средний ток частичных разрядов. Фильтр имеет частоту среза около 30 кгц и соответствует требованиям [Л. 3].

Измерительная схема (рис. 2) градуируется с помощью генератора прямоугольных импульсов согласно рекомендациям МЭК [Л. 4]. Наряду с прибором $ИИ-3$ для регистрации частичных разрядов применяется осциллограф. Высокочастотная составляющая напряжения, создаваемая частичными разрядами, через усилитель прибора $ИИ-3$ подается на осциллограф. Измерения осциллографом дает следующие преимущества:

1. Удаётся регистрировать амплитуды отдельных частичных разрядов, как бы редко они ни возникали, тогда как вольтметр максимальных значений на приборе $ИИ-3$ правильно измеряет разряды, повторяющиеся с частотой не менее 50 гц.

2. В ряде случаев осциллограф дает возможность во много раз уменьшить помехи, создаваемые короной в воздухе.

3. С помощью осциллографа можно определить характер $ЧР$: корона или пробой в изоляции.

Испытуемый трансформатор возбуждается от генератора 225 гц по одной из принципиальных схем рис. 2 в соответствии с ГОСТ 1516—68. При трансформаторном соединении обмоток ВН и СН обе крайние фазы испытываются одновременно по схеме 1 (рис. 2). Во всех случаях амплитуда напряжения на вводе ВН испытываемой фазы плавно повышается до значения, соответствующего наибольшему рабочему напряжению ($U_{н.р.}$) для класса 220 кВ, повышенному напряжению ($U_{пов}=1,5U_{н.р.}$), напряжению 300 кВ (U_{300}) и испытательному напряжению трансформатора. Высокочастотные испытания изоляции трансформаторов с измерением $ЧР$ проводятся в соответствии с рис. 3. Сравняются уровни $ЧР$ при одинаковых напряжениях до и после приложения испытательного напряжения и проверяется отсутствие роста $ЧР$ при сравнительно долгой выдержке.

Помимо измерений $ЧР$ на каждом трансформаторе во время проведения контрольных испытаний

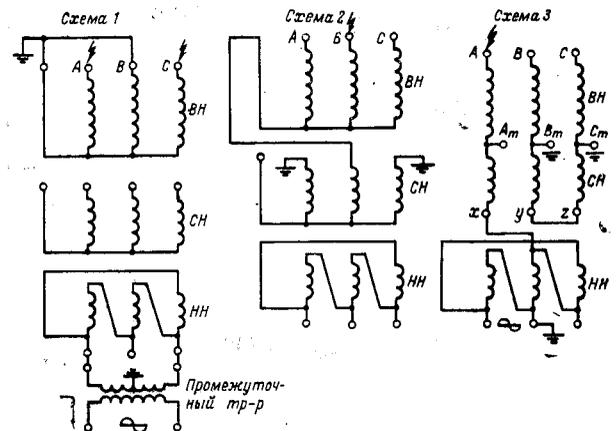


Рис. 2. Схема 1 — испытание крайних фаз трехфазного, трехобмоточного трансформатора. Схема 2 — испытание средней фазы трехфазного, трехобмоточного трансформатора (с подпором). Схема 3 — пофазное испытание трехфазного автотрансформатора.

целесообразна более длительная проверка на ЧР при типовых испытаниях. Дополнительные измерения ЧР производятся при напряжении $1,5 U_{н.р}$ в течение не менее 4—6 ч. Такое испытание является дополнительной проверкой изоляции трансформатора.

Данные по локализации места частичных разрядов. Опыты проводились на обмотках класса напряжения 110 и 220 кВ с целью определения возможности локализации при массовых контрольных измерениях.

Прямоугольный импульс генератора через небольшую емкость (10—100 пФ) подается в точку N обмотки ВН (число N соответствует номеру перехода обмотки ВН, считая от линии). Измерения импульсов производятся осциллографом или ИИ-3 как с линейного, так и с нейтрального конца обмотки ВН. Когда нейтральный конец обмотки ВН выведен через высоковольтный ввод, на обоих концах обмотки ВН можно проводить измерения ЧР с измерительной обкладки ввода. Если же нейтральный конец предназначен для глухого заземления и выведен через низковольтный ввод, он для целей измерения может быть заземлен через небольшое активное сопротивление; падение напряжения на последнем подается кабелем на прибор ИИ-3 или осциллограф. Полученные результаты опытов показали, что отношение измеренных напряжений на линейном конце и в нейтрали зависит от точки подачи прямоугольного импульса.

Уровни ЧР, опасные для изоляции трансформаторов. Изоляция трансформаторов содержит в себе различные комбинации масляных промежутков и участков твердой изоляции.

Наиболее ответственная часть изоляции — главная изоляция. Главная изоляция обычно состоит из большого числа масляных каналов, разделенных барьерами из картона. Повреждение главной изоляции начинается с пробоя наиболее напряженного масляного промежутка.

На заводе были произведены исследования с целью определения опасного уровня ЧР для такой изоляции. Опыты производились на моделях двух типов: модель с главным изоляционным расстоянием около 40 мм, уменьшенная модель, имитирующая наиболее напряженный масляный канал главной изоляции. В обеих моделях ширина наиболее напряженного масляного канала равна 7—10 мм. Испытания этих моделей при одноминутном и десятичасовом воздействиях напряжения рабочей частоты позволяет сделать следующие выводы.

1. Опасный уровень ЧР, оставляющий необратимые повреждения в изоляции, составляет около

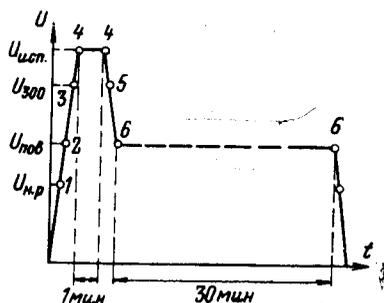


Рис. 3. График испытаний изоляции трансформаторов с измерением ЧР.

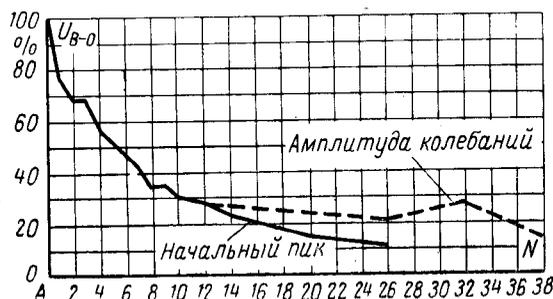


Рис. 4.

10^{-7} к. Данный уровень соответствует перекрытию наиболее напряженного масляного канала. Это согласуется с результатами, полученными в других организациях.

2. Частичные разряды в наиболее напряженном масляном канале возникают без какого-либо предварительного повышения регистрируемого уровня.

По-видимому, при длительных воздействиях порядка сотен часов опасными для маслобарьерной изоляции могут быть и меньшие интенсивности ЧР. Для других частей изоляции трансформатора, содержащих твердую изоляцию, могут быть недопустимы ЧР существенно меньшего уровня и при кратковременных воздействиях.

На основании исследований, проведенных в различных организациях, Руководящие технические материалы Главтрансформатора от 29 июня 1971 г. предписывают следующие нормы на частичные разряды. Уровни ЧР внутренней изоляции в трансформаторах не должны превышать значений (максимальное значение кажущегося заряда, приведенное к вводу трансформатора): $3 \cdot 10^{-10}$ к при $U_{н.р}$, $3 \cdot 10^{-9}$ к при $U_{пов}$, $3 \cdot 10^{-8}$ к при $U_{исп}$.

Ввиду трудностей достижения надежного измерения ЧР на указанных уровнях при массовых заводских испытаниях рекомендовано временное применение следующих предельно допустимых уровней (для трансформаторов класса 150—220 кВ): $2 \cdot 10^{-9}$ к при $U_{н.р}$, $5 \cdot 10^{-9}$ к при $U_{пов}$, $5 \cdot 10^{-8}$ к при $U_{исп}$. Эти предельные значения названы временными. Обязательным дополнительным условием допустимости ЧР, интенсивности ниже временных норм, является отсутствие роста ЧР во время выдержки напряжения и совпадение уровней до и после приложения $U_{исп}$. При оценке результатов измерений необходимо учитывать ослабление сигналов ЧР при прохождении обмотки. На рис. 4 приведена кривая ослабления при подаче градуировочного импульса в различные точки обмотки.

Колебательная составляющая измеряемого сигнала, как видно из рис. 4 и 5, играет существенную роль в уменьшении ослабления при большом удалении места ЧР от конца обмотки, где производится измерение. На рис. 5 приводятся формы измеряемых сигналов при подаче градуировочных импульсов в точки A и 20 обмотки (рис. 4). Для обмоток 220 кВ значение коэффициента ослабления можно принять равным 10.

Существенным при испытании трансформаторов является выбор длительности для измерения ЧР. Как показывает опыт эксплуатации, развитие повреждения различных деталей изоляции трансфор-

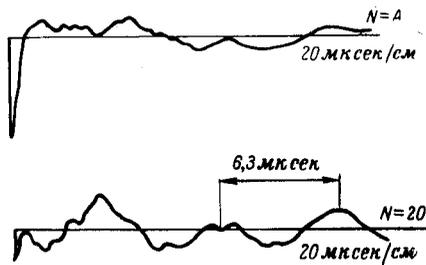


Рис. 5.

маторов могут происходить после длительной работы при рабочем напряжении. Так, при типовом испытании шунтирующего реактора 500 кВ произошло повреждение одной изоляционной детали через 12 ч выдержки реактора при наибольшем рабочем напряжении. Развитие разрядов по картону также требует длительного времени. В соответствии с имеющимися в настоящее время данными длительность не менее 12 ч при наибольшем рабочем напряжении следует считать минимальной.

Повышение напряжения длительной выдержки по сравнению с наибольшим рабочим в 1,5 раза компенсирует некоторое сокращение длительности при таком испытании и позволяет проводить эти испытания в приемлемые для производства сроки. С учетом этого следует принять для типовых испытаний длительность выдержки при $U_{пов}$ не менее 4—6 ч после снижения напряжения от $U_{исп}$ до $U_{пов}$ (рис. 3). Это испытание должно проводиться после импульсных.

Для контрольных испытаний выдержка в течение нескольких часов неприемлема по производственным условиям. Поэтому в настоящее время целесообразно принять эту выдержку равной не менее 30 мин.

Результаты измерений на трансформаторах. Ниже показаны пределы измеренных прибором ИИ-3 значений кажущегося заряда q и среднего тока i , ЧР на трансформаторах 220 кВ в течение 1969—1970 гг.

Параметры	$U_{н.р}$	$U_{пов}$	$U_{исп}$
q, κ	$(0,4-9) \cdot 10^{-10}$	$(0,1-2,0) \cdot 10^{-9}$	$(0,1-1,7) \cdot 10^{-8}$
$i, \mu\kappa$	0,1—2,2	0,2—8,5	0,7—27

В течение этого периода испытано 39 шт. трехфазных трансформаторов и автотрансформаторов мощностью от 30 до 63 Мва. Как правило, значения замеренные осциллографом на положительном полупериоде испытательного напряжения, больше измеренных на отрицательном полупериоде. Однако большей частью это величины одного порядка, а в некоторых случаях совпадающие. Это указывает на слабое развитие стримеров при положительном полупериоде ввиду хорошей экранировки. Значения кажущегося заряда ЧР, измеренные осциллографом для положительного полупериода, почти всегда больше значений, измеренных прибором ИИ-3; для отрицательного же полупериода они могут быть как меньше, так и больше последних. Пределы отношений величин кажущегося заряда ЧР,

измеренных осциллографом и прибором ИИ-3 для обоих полупериодов представлены ниже:

Напряжение	$U_{н.р}$	$U_{пов}$	$U_{исп}$
$q_{осц} \{ (+)$	0,66—5,5	0,91—1,54	0,85—2,6
$q_{ИИ-3} \{ (-)$	0,1—1,5	0,1—1,54	0,1—1,7

В ряде случаев с помощью осциллографа на отрицательном полупериоде замерены значительно меньшие уровни, чем прибором ИИ-3, вследствие меньшего уровня помех от короны в воздухе. Благодаря этому при измерении осциллографом может быть достигнута значительно лучшая чувствительность. Измеренные величины кажущегося заряда не превышают временно нормированных предельных значений, а для испытаний при $U_{пов}$ и $U_{исп}$ не превышают также и постоянных предельных значений. Требуется снижение уровня помех при $U_{н.р}$, чтобы удовлетворить постоянным нормам при этом напряжении.

Опыт испытаний по описанной выше методике подтверждает значение длительной выдержки повышенного напряжения после снижения испытательного. Так, в автотрансформаторе 220/110 кВ мощностью 63 Мва уровень ЧР при испытаниях (в соответствии с графиком рис. 3) имеет значения (прибор ИИ-3), приведенные в таблице.

Параметры	Точки графика (рис. 3)					
	1	2	3	4	5	6
Напряжение, кВ	145	220	300	360	300	220
$q, \kappa \cdot 10^{-9}$	0,07	0,17	0,43	1,05	1,29	0,92

Как видно из данных, уровень ЧР не превышал временных норм, но после приложения испытательного напряжения увеличился в 3 раза при напряжении 300 кВ и более чем в 5 раз при $U_{пов}$, что указывает на возможное повреждение изоляции. На 12-й минуте выдержки $U_{пов}$ начался резкий рост ЧР и трансформатор пробился. При разборке было обнаружено повреждение дефектной гетинаксовой пластины крепления отвода 110 кВ (СН). С учетом коэффициента ослабления СН—ВН уровень ЧР на СН (в месте разряда) составлял $(2-3) \cdot 10^{-8} \kappa$. Из этого примера следует, что для оценки фактического уровня ЧР необходимо предварительно при градуировке определять фактическое ослабление сигнала ЧР в обмотке и учитывать его при оценке результатов измерений. Желательна также регистрация ЧР на обоих концах обмотки.

Другой пример. После 6 месяцев эксплуатации в трансформаторе 220 кВ, 40 Мва начал выделяться газ. Для выяснения причин выделения газа трансформатор был отправлен на завод. Частотный разряд при $U_{н.р}$ не превышал нормированного уровня. При $U_{пов}$ на фазе С появились ЧР, уровень которых временно достигал больших значений $(0,5-1 \times 10^{-7} \kappa)$. Однако испытательное напряжение 360 кВ трансформатор выдержал. После выдержки испытательного напряжения напряжение появления сильных ЧР несколько повысилось (с 220 до 285 кВ). Такое временное снижение уровня ЧР, как показывает опыт, является характерным для разряда по картону. Были произведены измерения с целью

Расчет характеристик тиристорных преобразователей с дросселями насыщения в гасящих устройствах

Т. А. ГЛАЗЕНКО и В. И. ИРИШКОВ

Ленинградский институт точной механики и оптики

Тиристорные преобразователи с последовательной коммутацией уже получили применение в реверсивных регулируемых системах электропривода и в следящих системах с исполнительными двигателями постоянного и переменного тока [Л. 1—3]. В широтно-импульсных преобразователях (ШИП) постоянного напряжения и в инверторах напряжения используются обычно линейные коммутирующие дроссели с сердечниками из магнитодиэлектриков (феррит или карбонильное железо), относительная магнитная проницаемость которых невелика ($\mu = 15 \div 40$). Поэтому линейные коммутирующие дроссели весьма существенно увеличивают массу и габариты силового блока преобразователя. Кроме того, индуктивность дросселя, включенного последовательно в цепь питания, уменьшает значение выходного напряжения преобразователя, особенно при высоких частотах коммутации [Л. 3]. Это служит серьезным препятствием использованию ШИП с последовательным гашением в системах с малоинерционными двигателями, имеющими печатную обмотку якоря, и в высокочастотных инверторах.

Указанные недостатки могут быть устранены при замене линейных коммутирующих дросселей дросселями насыщения (ДН) с прямоугольной петлей гистерезиса.

Процессы в выпрямителях с дросселями насыщения рассмотрены при аппроксимации гистерезисной петли ломаной линией без учета потерь в сердечнике [Л. 4]. Электромагнитные процессы в инверторах напряжения с дросселями насыщения, имеющими прямоугольную петлю гистерезиса, исследованы лишь качественно и также без учета потерь [Л. 1]. Однако такой подход неприемлем при

анализе коммутирующих устройств с накоплением энергии в элементах, так как не позволяет определить предельные циклы перезаряда коммутирующего конденсатора (в этом случае они стремятся к бесконечности) и характеристики гасящего устройства.

В статье предлагается методика расчета электромагнитных процессов в коммутирующем устройстве, учитывающая изменения динамической петли гистерезиса сердечника и потери в контуре дросселя насыщения. Предложены также расчетные соотношения для характеристик преобразователя, необходимые при проектировании ШИП и инверторов напряжения.

Схема ШИП и основные допущения. Схема реверсивного преобразователя с дросселями насыщения изображена на рис. 1. Гасящие устройства преобразователя представляют собой два идентичных контура $u_{к1}-T_5-ДН_1-C$ и $u_{к2}-T_6-ДН_2-C$, осуществляющих поочередное гашение силовых тиристоров моста T_1, T_4 или T_2, T_3 [Л. 5]. Коммутация силовых тиристоров в квазиустановившемся режиме происходит следующим образом.

Допустим, что тиристоры T_1, T_4 включены. Рабочая точка дросселей насыщения $ДН_1, ДН_2$ смещена током управления I_y в положение e (рис. 2), причем всегда должно выполняться условие $I_y \frac{\omega_y}{\omega_p} \leq I_n \frac{\omega_n}{\omega_p}$. В момент отпирания тиристора T_5

дроссель $ДН_1$ выходит из насыщения и перемагничивается по динамической петле гистерезиса. Конденсатор C перезаряжается по контуру $u_{к1}-T_5-\omega_p-C$ (рис. 1). Импульс напряжения, появившийся на обмотке ω_d , запирает тиристор T_1 (или

определения места $ЧР$. Отношение уровней $ЧР$, измеренных при $U_{пов}$ на линейном конце обмотки и в нейтрали, соответствовало $ЧР$ вблизи линейного конца. При разборке был обнаружен след разряда по перегорке между обмоткой и баком, начинавшийся с линейной части обмотки. Характерным для этого случая является практическое отсутствие значительных $ЧР$ (уровень менее $3 \cdot 10^{-10}$ к) при $U_{н.р.}$, а также при $U_{пов}$ (уровень менее $3 \cdot 10^{-9}$ к).

Выводы. 1. Неизменность уровня частичных разрядов до и после приложения испытательного напряжения является обязательным дополнительным требованием при измерениях, так как позволяет обнаружить дефекты, вызывающие $ЧР$, величина которых не выявляется принятым уровнем чувствительности ввиду наличия явления ослабления в обмотке.

2. В случае обнаружения недопустимых для изоляции частичных разрядов их место в обмотке ориентировочно может быть определено с помощью

составления результатов двух одновременных измерений на концах обмотки.

3. При контрольных испытаниях рекомендуется выдержка повышенным напряжением, следующим сразу за испытательным (без снятия напряжения) в течение 30 мин. При типовых испытаниях длительность следует увеличить до 4—6 ч. Эти испытания должны проводиться после импульсных.

ЛИТЕРАТУРА

1. Панов А. В., Морозова Т. И. Электрические характеристики и методика расчета главной изоляции мощных высоковольтных трансформаторов. Труды ВЭИ, вып. 79. Вопросы трансформаторостроения, с. 12.
2. Дубинин А. М., Еремин В. И. и др. Новые приборы для измерительных устройств — «Вестник электропромышленности», 1962, № 2.
3. Рекомендации по измерениям частичных разрядов в силовых трансформаторах — «Электротехника», 1967, № 9.
4. МЭК. Публикация 270, I издание, 1968 г.

[22.09.1971]



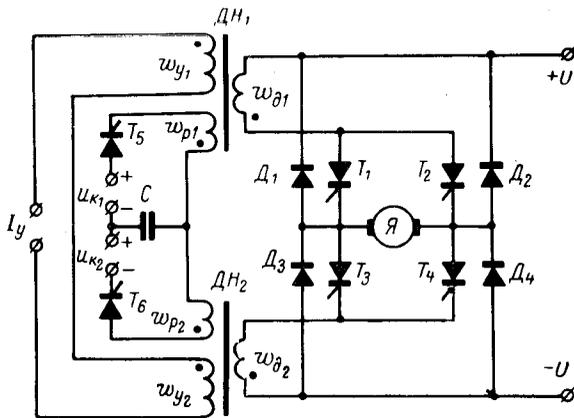


Рис. 1.

T_2), ток якоря замыкается от цепи $T_4-w_{\delta 2}-D_3-Я$. При отпирании тиристора T_6 в следующий период процессы протекают аналогично, но гасится работающий нижний тиристор моста T_4 (или T_3). Осциллограммы электромагнитных процессов в элементах ШИП с ДН изображены на рис. 3.

Так как контуры запираания силовых тиристоров обладают небольшими активным и индуктивным сопротивлениями, по которым в процессе запираания протекает обратный ток, уменьшающий запас энергии в поле конденсатора, то тиристоры в процессе выключения можно представить ключами, имеющими запаздывание $t_3=t_0+t_{в.обр}$ [Л. 2], а в процессе включения — идеальными ключами.

Схема гашения ШИП является нелинейной импульсной цепью из-за нелинейности характеристик ДН и тиристоров. Как известно, на процесс перемагничивания сердечника в общем случае оказывают влияние магнитная вязкость и вихревые токи, обуславливающие дополнительные потери в сердечнике, которые учитываются динамическими приращениями ширины гистерезисной петли $\Delta H_{сд1}$, $\Delta H_{сд2}$ (рис. 2). Динамическую характеристику сердечника с прямоугольной петлей гистерезиса можно представить в виде [Л. 6]:

$$B = -\left(B_s + \frac{2\beta}{\sigma d}\right) + \sqrt{\left(\frac{2\beta}{\sigma d}\right)^2 + \frac{16B_s}{\sigma d^2} \int_0^t [H(t) - H_0] dt}, \quad (1)$$

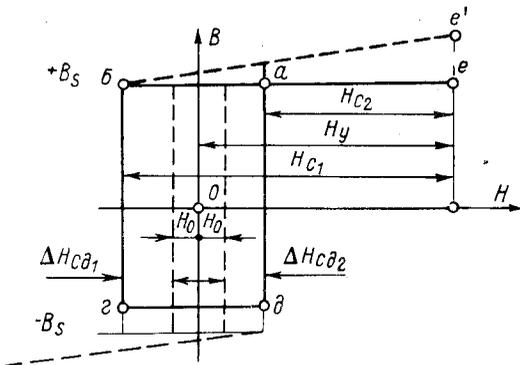


Рис. 2. Динамическая петля гистерезиса ДН.

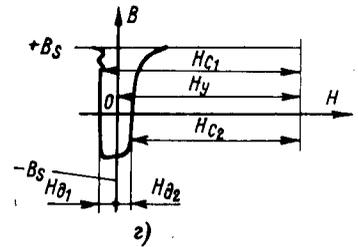
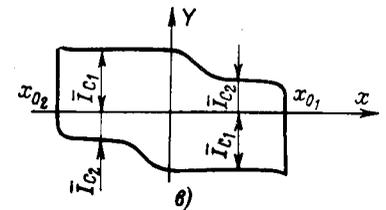
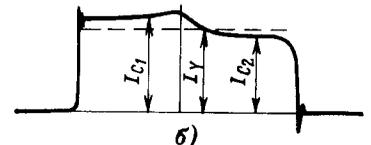
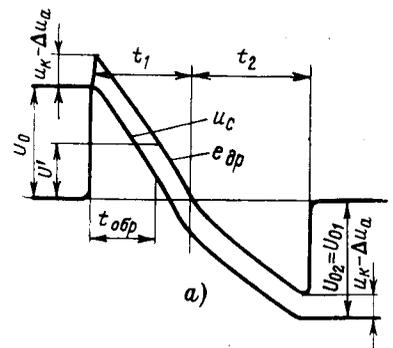


Рис. 3. Осциллограммы электромагнитных процессов.

а — напряжения на конденсаторе u_c и дросселе $e_{др}$; б — ток перезаряда конденсатора; в — фазовый портрет процесса перезаряда конденсатора; г — динамическая петля гистерезиса ДН.

где β — коэффициент вязкого затухания; σ — удельная электропроводность; d — толщина ленты; B_s — индукция насыщения; H_0 — напряженность поля старта; $H(t)$ — напряженность магнитного поля.

Преобразуя (1), получаем:

$$\int_0^t [H(t) - H_0] dt = b^2 s_f + b s_{\beta}, \quad (2)$$

где $s_f = \frac{\sigma d^2}{4} B_s$ — коэффициент переключения сердечника, обусловленный вихревыми токами; $s_{\beta} = \frac{\beta d}{2} B_s$ — коэффициент переключения, обусловленный

магнитной вязкостью; $b = \frac{\Delta B}{2B_s}$ — относительная высота цикла перемагничивания (глубина размагничивания).

Для холоднокатаных стальных и пермалловых сердечников, используемых в силовых преобразователях, можно пренебречь влиянием магнитной вязкости при $d \geq 0,04$ мм [Л. 7—9] и считать, что характер перемагничивания определяется только вихревыми токами:

$$\int_0^t [H(t) - H_0] dt = b^2 s_f. \quad (3)$$

При анализе электромагнитных процессов в цепях гашения приняты следующие допущения:

проводимость тиристоры в запертом состоянии равна нулю;

ДН имеет прямоугольную петлю гистерезиса и работает на интервале коммутации в режиме вынужденного намагничивания ($I_y = \text{const}$);

Индуктивность ДН в насыщенном состоянии равна нулю.

Потери энергии в контуре перезаряда за цикл перемагничивания сердечника учитываются эквивалентным потребителем энергии с напряжением

$$\Delta u_a = \Delta u_0 + r_3 I'_y,$$

где Δu_0 — начальное падение напряжения на тиристоре; $r_3 = r_{\text{т.диф}} + r_{\text{э.р}} + r_{\text{доб}}$ — эквивалентное динамическое сопротивление контура перезаряда (подробнее об определении r_3 см. в приложении);

Сопротивление r_3 включает в себя дифференциальное сопротивление тиристора $r_{\text{т.диф}}$, эквивалентное сопротивление обмотки дросселя насыщения на интервалах перемагничивания $r_{\text{э.р}}$ и сопротивление $r_{\text{доб}}$, учитывающее потери в соединительных проводах, конденсаторе и внутреннее сопротивление коммутирующего источника u_k .

Электромагнитные процессы в гасящих устройствах. Процесс перезаряда конденсатора в контуре с ДН можно разбить на два интервала.

1. Интервал прямого перемагничивания ДН (t_1) по нисходящей ветви петли гистерезиса *бг* (рис. 2). На этом интервале энергия поля конденсатора расходуется на изменение потокосцепления и энергии электромагнитного поля ДН.

В конце интервала индукция становится минимальной, а э. д. с. дросселя $e_{\text{др}} [t_1] = \frac{d\psi}{dt} = 0$. При этом $\Delta\psi = \Delta B \omega_p S = 2\psi_s b$.

2. Интервал обратного перемагничивания (t_2) по восходящей ветви петли гистерезиса *да* (рис. 2), на котором электромагнитная энергия ДН превращается в энергию поля конденсатора. В конце интервала рабочая точка сердечника достигает участка насыщения, и процесс перезаряда конденсатора заканчивается. Результирующее изменение потокосцепления на интервале t_2 : $\Delta\psi = 2\psi_s b$.

При идентичности дросселей ДН₁, ДН₂ и равенстве напряжений $u_{k1} = u_{k2} = u_k$ уравнения напряжений на двух коммутационных интервалах, соответствующих образованию цепей $u_{k1} - C - ДН_1 - T_5$ и $u_{k2} - C - ДН_2 - T_6$, будут одинаковы. Равны будут и начальные запасы энергии в конденсаторе. В квазиустановившемся режиме $CU_{01}^2 = CU_{02}^2$ и $U_{01} = U_{02}$.

Расчетные схемы для первого и второго интервалов изображены на рис. 4, а и б соответственно.

Процесс перемагничивания сердечника на первом интервале описывается системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} u_c(t) + u_{\text{др}}(t) &= -u_k + \Delta u_a; \\ I_y \omega_y - i_c \omega_p &= -H(t) l; \\ \int_0^{t_1} [H(t) - H_0] dt &= b^2 s_f. \end{aligned} \right\} (4)$$

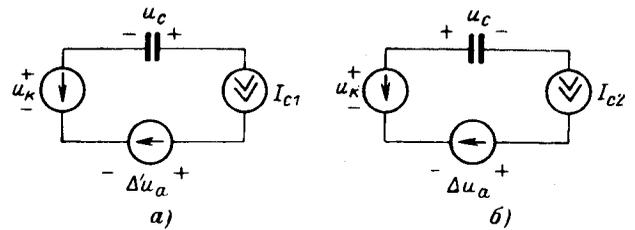


Рис. 4.

Дроссель насыщения работает в режиме вынужденного намагничивания. Если сопротивление цепи перезаряда достаточно мало, можно считать, что процесс перезаряда конденсатора происходит постоянным током $I_{C1} = \text{const}$. Следовательно, $H(t) = H_0 + \Delta H_{CД1} = \text{const}$ (см. осциллограммы рис. 3, в, з).

Интегрируя (4), получаем:

$$H(t) = H_0 + \frac{s_f b^2}{t_1} = \text{const}; \quad (5)$$

$$I_{C1} = I'_y + \frac{l}{\omega_p} \left(H_0 + \frac{b^2 s_f}{t_1} \right) = \text{const}; \quad (6)$$

$$e_{\text{др}} = -\frac{d\psi}{dt} = U_{01} - \frac{I_{C1} t}{C} + u_k - \Delta u_a, \quad (7)$$

где $\psi = \psi_s - (U_{01} + u_k - \Delta u_a) t + \frac{I_{C1} t^2}{2C}$ — потокосцепление на первом интервале; U_{01} — начальное напряжение на конденсаторе. По уравнениям (5) — (7) рассчитаны кривые, приведенные на рис. 5.

В конце интервала t_1 $e_{\text{др}} = 0$. Длительность первого интервала t_1 определяется из (7)

$$t_1 = \frac{C (U_{01} + u_k - \Delta u_a)}{I_{C1}}. \quad (8)$$

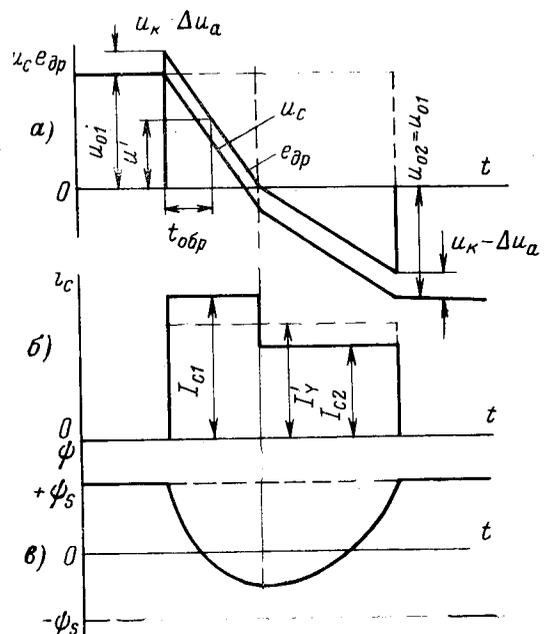


Рис. 5. Расчетные кривые электромагнитных процессов в цепях гашения.

а — напряжения на конденсаторе и ДН; б — ток перезаряда конденсатора; в — потокосцепление.

Изменение потокосцепления за время t_1

$$\Delta\psi = b2\psi_s = (U_{01} + u_k - \Delta u_a) t_1 - \frac{I_{C1} t_1^2}{2C} = \frac{C (U_{01} + u_k - \Delta u_a)^2}{2I_{C1}}, \quad (9)$$

откуда глубина размагничивания

$$b = \frac{C (U_{01} + u_k - \Delta u_a)^2}{4\psi_s I_{C1}}. \quad (10)$$

Подставляя (8) и (10) в (6), найдем значение тока перезаряда конденсатора на первом интервале:

$$I_{C1} = (I'_y + I_0) \left[1 + 0,5 \times \left(\sqrt{1 + k_d \frac{(U_{01} + u_k - \Delta u_a)^2}{(I'_y + I_0)^2}} - 1 \right) \right], \quad (11)$$

где

$$I_0 = \frac{H_0 l}{\omega_p}, \quad k_d = \frac{I_s f C}{\omega_p 4\psi_s^2}.$$

Процесс перемагничивания сердечника на втором интервале описывается аналогичной системой:

$$\left. \begin{aligned} u_c(t) + u_{дп}(t) &= -u_k + \Delta u_a; \\ I_y \omega_y - i_c \omega_p &= H(t) l = (H_0 + \Delta H_{CD2}) l = \text{const}; \\ \int_{t_1}^{t_2} [H(t) - H_0] dt &= b^2 s_f. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Интегрируя (12) с учетом начального условия, получим:

$$I_{C2} = I'_y - \frac{l}{\omega_p} \left(H_0 + \frac{b^2 s_f}{t_2} \right); \quad (13)$$

$$e_{дп} = -\frac{I_{C2} t}{C}. \quad (14)$$

В конце интервала $u_c = U_{02}$ и напряжение на ДН достигнет величины:

$$e_{дп t_2} = -\frac{I_{C2} t_2}{C} = U_{02} - u_k + \Delta u_a. \quad (15)$$

Длительность второго интервала

$$t_2 = \frac{C (U_{02} - u_k + \Delta u_a)}{I_{C2}}. \quad (16)$$

Изменение потокосцепления $\Delta\psi$ за время обратного перемагничивания:

$$\Delta\psi = b2\psi_s = \frac{I_{C2} t_2^2}{2C} = \frac{C (U_{02} - u_k + \Delta u_a)^2}{2I_{C2}}, \quad (17)$$

откуда

$$b = \frac{C (U_{02} - u_k + \Delta u_a)^2}{4\psi_s I_{C2}}. \quad (18)$$

Подставляя (18) и (16) в (13), получим выражение тока перезаряда на втором интервале

$$I_{C2} = (I'_y - I_0) \left[1 - 0,5 \left(1 - \sqrt{1 - k_d \frac{(U_{02} - u_k + \Delta u_a)^2}{(I'_y - I_0)^2}} \right) \right]. \quad (19)$$

Так как изменения потокосцепления в квазиуставившемся режиме на первом и втором интервалах одинаковы и $U_{01} = U_{02}$ (рис. 5,а), то приравняв (9) и (17) или (10) и (18), можно получить уравнение баланса энергии за цикл перемагничивания сердечника в виде:

$$\frac{I_{C1}}{I_{C2}} = \frac{(U_{01} + u_k - \Delta u_a)^2}{(U_{01} - u_k + \Delta u_a)^2}. \quad (20)$$

Для дальнейшего рассмотрения удобно ввести относительные величины напряжений, токов и времени:

$$\bar{u}_c = x = \frac{u_c}{u_k}, \quad \bar{i}_c = y = \frac{i_c \rho_0}{u_k}, \quad \bar{t} = \omega_{03} t.$$

Здесь $\omega_{03} = \frac{1}{\sqrt{L_0 C}}$, $\rho_0 = \sqrt{\frac{L_0}{C}}$ — эквивалентные угловая частота и волновое сопротивление контура разряда конденсатора; $L_0 = \frac{\psi_s}{I_0} = \frac{B_s s \omega_p^2}{H_0 l} = \frac{\mu_0 \omega_p^2 s}{l}$ — эквивалентная индуктивность дросселя с прямоугольной

петлей гистерезиса; $I_0 = \frac{H_0 l}{\omega_p}$ — задерживающий ток, соответствующий H_0 ; $\mu_0 = \frac{B_s}{H_0}$ — эквивалентная магнитная проницаемость сердечника; s — площадь поперечного сечения сердечника.

Заметим, что относительный задерживающий ток

$$\bar{I}_0 = \frac{I_0 \rho_0}{u_k} = \sqrt{\frac{H_0 B_s V_{ст}}{C u_k^2}} = \sqrt{\frac{W_{xp}}{(W_c) u_c = u_k}}, \quad (21)$$

где $V_{ст}$ — объем стали сердечника; характеризует соотношение между максимальной энергией, накапливаемой в поле дросселя, и энергией поля конденсатора при $u_c = u_k$.

Полученные ранее уравнения в системе относительных единиц преобразуются к виду:

$$\Delta \bar{u}_a = \Delta \bar{u}_0 + 2D_0 \bar{I}'_y = \frac{\Delta u_a}{u_k}; \quad (22)$$

$$\frac{\bar{I}_{C1}}{\bar{I}_{C2}} = \frac{\bar{I}'_y + \bar{I}_0}{\bar{I}'_y - \bar{I}_0} \times$$

$$\frac{1 + 0,5 \left(\sqrt{1 + \bar{k}_d \frac{(x_{01} + 1 - \Delta \bar{u}_0 - 2D_0 \bar{I}'_y)^2}{(\bar{I}'_y + \bar{I}_0)^2}} - 1 \right)}{1 - 0,5 \left(1 - \sqrt{1 - \bar{k}_d \frac{(x_{01} - 1 + \Delta \bar{u}_0 + 2D_0 \bar{I}'_y)^2}{(\bar{I}'_y - \bar{I}_0)^2}} \right)}; \quad (23)$$

$$\frac{\bar{I}_{C1}}{\bar{I}_{C2}} = \frac{I_{C1}}{I_{C2}} = \frac{(x_{01} + 1 - \Delta \bar{u}_0 - 2D_0 \bar{I}'_y)^2}{(x_{01} - 1 + \Delta \bar{u}_0 + 2D_0 \bar{I}'_y)^2}, \quad (24)$$

где $\Delta \bar{u}_0 = \frac{\Delta u_0}{u_k}$ — относительное пороговое падение напряжения; $D_0 = \frac{r_0}{2\rho_0}$ — эквивалентный коэффициент затухания контура с ДН;

$\bar{k}_d = \frac{s_f u_k}{4\psi_s H_0} = \frac{s_f u_k}{4B_s s \omega_p H_0}$ — коэффициент динамического расширения гистерезисной петли сердечника НД.

Как указывалось ранее, задержка в процессе запираания силового тиристора приводит к умень-

шению запаса энергии в поле конденсатора, т. е. к уменьшению максимального напряжения на нем, которое можно учесть коэффициентом α_k [Л. 2]. Коммутационная кратность уменьшения напряжения на конденсаторе при запираии тиристора составляет 0,9—0,97.

Для ШИП, в которых величина обратного тока ограничивается элементами коммутирующего контура или специальными дросселями насыщения, $\alpha_k = 0,98 \div 0,99$ [Л. 2].

Уравнение баланса энергии с учетом вышесказанного примет вид:

$$\frac{\bar{I}_{C1}}{\bar{I}_{C2}} = \frac{(x_{01}\alpha_k^\beta + 1 - \Delta\bar{u}_0 - 2D_0\bar{I}'_y)^2}{(x_{01}\alpha_k^\beta - 1 + \Delta\bar{u}_0 + 2D_0\bar{I}'_y)^2}, \quad (24a)$$

где $\beta = 0,98 \div 0,99$ — кратность уменьшения напряжения на конденсаторе, обусловленного влиянием магнитной вязкости материала сердечника.

Длительности интервалов и глубина размагничивания в относительных единицах:

$$\left. \begin{aligned} \bar{t}_1 = \omega_0 t_1 &= \frac{x_{01} + 1 - \Delta\bar{u}_0 - 2D_0\bar{I}'_y}{\bar{I}_{C1}}; \\ \bar{t}_2 = \omega_0 t_2 &= \frac{x_{01} - 1 + \Delta\bar{u}_0 + 2D_0\bar{I}'_y}{\bar{I}_{C2}}; \\ b &= b_\Delta \frac{(x_{01} + 1 - \Delta\bar{u}_0 - 2D_0\bar{I}'_y)^2}{\bar{I}_{C1}} = \\ &= b_\Delta \frac{(x_{01} - 1 + \Delta\bar{u}_0 + 2D_0\bar{I}'_y)}{\bar{I}_{C2}}, \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

где $b_\Delta = \frac{u_k}{4} \sqrt{\frac{C}{B_s H_0 V_{от}}} = \frac{1}{4I_0}$ — коэффициент постоянный для рассматриваемого контура разряда, зависящий от отношения энергий, запасаемых в полях конденсатора при $u_C = u_k$ и дросселя при $B = B_s$ и $H = H_0$.

Характеристики преобразователей с дросселями насыщения. В регулируемых преобразователях с дросселями насыщения ток управления I'_y должен меняться пропорционально току нагрузки

$I'_n = I_n \frac{\omega_d}{\omega_p}$ в момент коммутации. Поэтому основными характеристиками гасящего устройства с ДН следует считать:

1. Характеристики максимальных координат циклов перезаряда конденсатора

$$x_{01} = \bar{U}_{01} = f_1(\bar{I}'_y); \quad \bar{I}_{C1}, \quad \bar{I}_{C2} = f_{2,3}(\bar{I}'_y).$$

2. Характеристику угла действия обратного напряжения на запирающемся тиристоре

$$\theta = t_{обр} \omega_0 = f_4(\bar{I}'_y).$$

3. Характеристику глубины размагничивания сердечника (относительной высоты частного цикла)

$$b = b_\Delta \frac{(x_{01} + 1 - \Delta\bar{u}_0 - 2D_0\bar{I}'_y)^2}{\bar{I}_{C1}}.$$

Знание этих характеристик достаточно для проектирования гасящего устройства преобразователя. Они могут быть рассчитаны совместным решением уравнений (23) и (24), например, графо-аналитическим способом.

Параметры гасящего устройства преобразователя должны быть выбраны так, чтобы глубина размагничивания b сердечника ДН была несколько меньше единицы в рабочем диапазоне тока \bar{I}'_y . Глубина размагничивания сердечника обратно пропорциональна относительному задерживающему току дросселя и тем меньше, чем больше коэффициент динамического расширения петли гистерезиса \bar{k}_d . Учитывая, что \bar{I}_{C1} практически линейно зависит от тока \bar{I}'_y , который, в свою очередь, пропорционален квадрату относительного напряжения $(x_{01} + 1)^2$, на основании (26) можно сделать вывод об относительной слабой зависимости глубины размагничивания сердечника b от величин \bar{I}'_y и $\bar{U}_{01} = x_{01}$.

Если предположить, что все активное сопротивление контура сосредоточено в ветви конденсатора, то время действия обратного напряжения на запирающемся силовом тиристоре равно времени изменения э. д. с. $e_{др}$ от начального значения $e_{др} = U_{01} - \Delta u_a$ до величины приведенного к обмотке ω_d напряжения $u' = u \frac{\omega_p}{\omega_d}$ (рис. 5,а). Время $t_{обр}$ связано с продолжительностью первого интервала соотношением:

$$\begin{aligned} t_{обр} &= t_1 \frac{U_{01} + u_k - \Delta u_a - u'}{U_{01} + u_k - \Delta u_a} = C \frac{U_{01} + u_k - \Delta u_a - u'}{\bar{I}_{C1}} = \\ &= \frac{1}{\omega_0} \frac{x_{01} + 1 - \Delta\bar{u}_0 - 2D_0\bar{I}'_y - k'u}{\bar{I}_{C1}} = k_3 \tau_B, \end{aligned} \quad (27)$$

где $k_3 = (1,2 \div 1,3)$ — коэффициент запаса; τ_B — время восстановления тиристора. Угол действия обратного напряжения

$$\theta = \frac{x_{01} + 1 - \Delta\bar{u}_0 - 2D_0\bar{I}'_y - k'u}{\bar{I}_{C1}} = f_4(\bar{I}'_y) \quad (28)$$

зависит от тока \bar{I}'_y и параметров контура перезаряда \bar{k}_d, D_0 .

Весьма существенно угол θ зависит от выбранного значения коэффициента приведенного напряжения

$$k'u = nk_u = \frac{\omega_p}{\omega_d} \frac{u}{u_k}. \quad (29)$$

На рис. 6 приведены расчетные и экспериментальные характеристики гасящего устройства преобразователя с ДН (экспериментальные точки обозначены кружками). Характеристики построены по

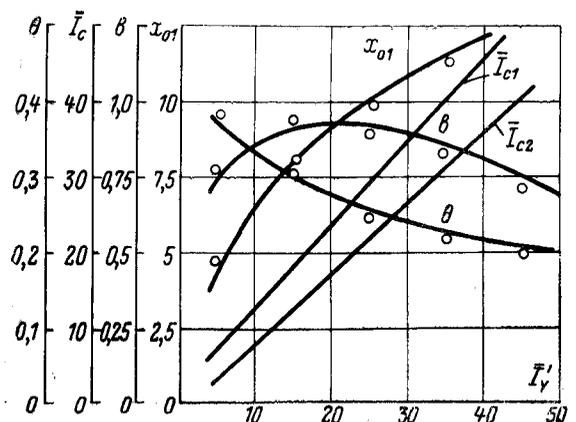


Рис. 6.

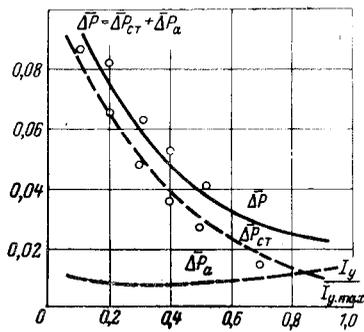


Рис. 7.

уравнениям (23), (24), (26) и (28) для схемы рис. 1, параметры которой: $u=36$ в; $u_k=12$ в; $C=8$ мкф. Параметры ДН: материал — 50 НП; толщина ленты $d=0,1$ мм; $H_0=30$ а/м; $\psi_s=3,06 \cdot 10^{-3}$ вб. Базовые величины относительных единиц: $\rho_a=29,2$ ом; $\omega_{0a}=4,3 \cdot 10^3$ 1/сек; $\Delta \bar{u}_0=0,084$; $D_a=1,7 \cdot 10^{-3}$; $\bar{k}_d=0,27$.

Как видно из рис. 6, время и угол действия обратного напряжения уменьшаются с увеличением тока I'_y . Таким образом в статической перегрузочной способности преобразователя с дросселями насыщения уступают аналогичным преобразователям с линейными коммутирующими дросселями, у которых угол θ с увеличением тока нагрузки может даже возрасти. Объясняется это ослаблением эффекта накопления энергии в элементах коммутирующих цепей из-за потерь в сердечнике ДН.

При выборе параметров дросселя следует иметь в виду, что увеличение коэффициента динамического расширения петли гистерезиса \bar{k}_d и коэффициента затухания контура D_a влечет за собой ослабление эффекта накопления энергии и ухудшение перегрузочной способности преобразователя.

Активные потери в коммутирующем устройстве. Потери в гасящем устройстве восполняются энергией, потребляемой от источников питания:

$$\Delta B(H_{д1} + H_{д2})V_{ст} + \Delta u_a(I_{C1}t_1 + I_{C2}t_2) = u_k(I_{C1}t_1 + I_{C2}t_2). \quad (30)$$

Подставив в (30)

$$\Delta B = \frac{C}{2\omega_{ps}} \frac{(U_{01} + u_k - \Delta u_a)^2}{I_{C1}};$$

$$H_{д1} + H_{д2} = \frac{\omega_p}{I} (I_{C1} - I_{C2}); I_{C1}t_1 = C(U_{01} + u_k - \Delta u_a);$$

$I_{C2}t_2 = C(U_{01} - u_k + \Delta u_a)$, получим выражение потерь энергии в сердечнике ДН за один цикл перемагничивания и в активном сопротивлении контура перезаряда конденсатора:

$$\Delta W_{ст1} = \frac{1}{2} C (U_{01} + u_k - \Delta u_a)^2 \left(1 - \frac{I_{C2}}{I_{C1}}\right);$$

$$\Delta W_{a1} = 2CU_{01}\Delta u_a.$$

Потери мощности в сердечниках двух ДН и активном сопротивлении контуров коммутации

$$\Delta P_{ст} = 2\Delta W_{ст1}f_k = Cu_k^2(x_{01} + 1 - \Delta \bar{u}_0 - 2D_a I'_y) \times \left(1 - \frac{I_{C2}}{I_{C1}}\right) f_k; \quad (31)$$

$$\Delta P_a = 2\Delta W_{a1}f_k = 4Cu_k^2x_{01}(\Delta U_0 + 2D_a I'_y) f_k, \quad (32)$$

где f_k — частота коммутации тиристорных гасящего устройства. Коэффициент полезного действия гасящего устройства преобразователя характеризуется относительными потерями

$$\Delta \bar{P} = \frac{\Delta P_{ст} + \Delta P_a}{uI_n} = \frac{\Delta P}{uk_n I'_y},$$

где $k_n = \frac{I'_n}{I'_y} = \frac{I'_n}{I'_y}$ — коэффициент нагрузки, примерно равный 0,9 — 0,95.

Расчетные и экспериментальные зависимости $\Delta \bar{P} = f\left(\frac{I_y}{I_{y \max}}\right)$ для схемы гашения преобразователя, параметры которого приведены выше, даны на рис. 7. Кривые построены для $f_k=500$ гц; экспериментальные точки обозначены кружками; $I_{y \max}$ — максимальный ток управления, при котором еще возможна коммутация силовых тиристорных мостов.

Приложение. Эквивалентное сопротивление контура перезаряда конденсатора. При рассмотрении предельного цикла перезаряда конденсатора предполагалось, что индуктивность дросселя в насыщенном состоянии $L_s=0$, и ток в рабочей обмотке в начале и конце цикла перемагничивания нарастает и убывает скачком. Это можно было сделать из-за достаточно малой длительности фронтов изменения тока $t'_1 + t'_2 \ll t_1 + t_2$. В действительности длительность нарастания тока в рабочей обмотке t'_1 и длительность заднего фронта t'_2 будут зависеть от индуктивности дросселя в насыщенном состоянии L_s . При определении эквивалентного на участке перемагничивания сопротивления обмотки дросселя $r_{s,p}$ учет интервалов быстрого изменения тока может оказаться целесообразным, так как благодаря эффекту вытеснения тока сопротивление обмотки переменному току L_{\sim} на этих интервалах существенно возрастает [Л. 10]:

$$r_{\sim} = r_0 \left(1 + \frac{r_s}{r_0} + \frac{r_c}{r_0}\right),$$

где r_0 — сопротивление обмотки постоянному току; r_s/r_0 — относительное приращение, обусловленное эффектом вытеснения тока в проводнике; r_c/r_0 — относительное приращение из-за эффекта близости.

Для однослойных распределенных рабочих обмоток дросселей эффект близости можно не учитывать и считать

$$r_{\sim} = r_0 \left(1 + \frac{r_s}{r_0}\right) = r_0 F(z),$$

где z — параметр, зависящий от частоты изменения тока, электрической проводимости и диаметра провода; $F(z)$ — функция, определяемая по кривым [Л. 10]. При $z > 3$ $F(z) \approx \frac{\sqrt{2z+1}}{4}$.

При включении вспомогательного тиристора в течение короткого интервала времени движение рабочей точки сердечника происходит по ветви eb (рис. 2, пунктир), соответствующей насыщенному состоянию сердечника ДН. Закон изменения тока на этом интервале определяется параметрами колебательного контура $L_s C$:

$$i_C = \frac{i_C \rho_s}{u_k} = I_{ms} e^{-D_s t} \sin(t + \alpha) \approx I_{ms} \sin(t + \alpha),$$

где $D_s = \frac{r_{\sim}}{2\rho_s} = \frac{r_{\sim}}{2} \sqrt{\frac{C}{L_s}}$ — приведенный коэффициент затухания контура насыщенного ДН; $t = t\omega_{0s} = \frac{t}{\sqrt{L_s C}}$ — относительное время — угол;

$$I_{ms} = \sqrt{I_n^2 + (1 + x_{01} - D_s I'_n)^2}.$$

Так как обычно $I'_{н} \ll x_{01} + 1$, то $I_{ms} \approx 1 + x_{01}$ и $\alpha = 0$, а длительности фронтов нарастания t'_1 и спада t'_2 тока

$$t'_1 = t'_2 \approx \frac{I'_y}{1 + x_{01}}$$

Потери энергии на интервале t'_1 (t'_2):

$$W_{t'_1} = r \sim \int_0^{t'_1} I_{ms}^2 \sin^2 \omega_{0s} t dt \approx r \sim I_{ms}^2 \frac{\omega_{0s}^2}{3} t'^3_1 = \\ = \frac{r \sim I'^2_y}{3\omega_{0s}} \frac{I'_y}{1 + x_{01}}$$

На интервалах движения точки по вертикальным участкам гистерезисной петли t_1 , t_2 ток в рабочей обмотке почти не меняется и принимается равным I'_y .

Потери энергии в меди ДН за полный цикл перемагничивания

$$W = W_{t_1+t_2} + W_{(t'_1+t'_2)} = I'^2_y \left[r_0 (t_1 + t_2) + \right. \\ \left. + r \sim \frac{2I'_y}{3\omega_{0s}(1+x_{01})} \right] = I'^2_y r_0 \left[1 + \frac{2}{3} \frac{r \sim L_s}{r_0 L_0} \frac{1}{\bar{\epsilon}_1 + \bar{\epsilon}_2} \times \right. \\ \left. \times \frac{I'_y}{1+x_{01}} \right] (t_1 + t_2)$$

Таким образом, эквивалентное сопротивление обмотки ДН на интервале перемагничивания будет:

$$r_{э.р} = r_0 \left[1 + \frac{2}{3} \frac{r \sim L_s}{r_0 L_0} \frac{1}{\bar{\epsilon}_1 + \bar{\epsilon}_2} \frac{I'_y}{1+x_{01}} \right]$$

Так как при достаточно больших значениях I'_y $\bar{\epsilon}_1 + \bar{\epsilon}_2 \approx \frac{2x_{01}}{I'_y}$, то

$$r_{э.р} = r_0 \left[1 + \frac{r \sim L_s}{3r_0 L_0} \frac{I'^2_y}{x_{01}(1+x_{01})} \right],$$

а эквивалентное сопротивление контура на интервале перемагничивания:

$$r_0 = r_0 \left[1 + \frac{r \sim L_s}{3r_0 L_0} \frac{I'^2_y}{x_{01}(1+x_{01})} \right] + r_{т.диф} + r_{доб}$$

Выводы. Применение дросселей насыщения в гасящих устройствах последовательного типа позволяет создавать преобразователи с регулируемым запасом энергии в элементах коммутирующих цепей, что обеспечивает расширение экономичного диапазона нагрузок преобразователя.

Эффект накопления энергии в коммутирующих цепях с дросселями насыщения из-за потерь в стали сердечников ослаблен по сравнению с аналогичными устройствами с линейными коммутирующими дросселями.

Максимальное напряжение на конденсаторе U_{01} растет с увеличением тока управления I'_y .

Высота частного гистерезисного цикла сердечника ДН незначительно зависит от тока управления в достаточном широком диапазоне.

Угол действия обратного напряжения θ с увеличением I'_y уменьшается по закону, близкому к гиперболическому.

Предложенная методика обеспечивает достаточную для инженерной практики точность расчета коммутирующих устройств с последовательными ДН.

ЛИТЕРАТУРА

1. Аранчий Г. В., Жемеров Г. Г., Эпштейн И. И. Тиристорные преобразователи частоты для регулируемых электроприводов. М., «Энергия», 1968.
2. Герман-Галкин С. Г., Глазенко Г. А., Томасов В. С. Анализ электромагнитных процессов и расчет характеристик тиристорных ШИП с последовательным гашением — «Электричество», 1970, № 12.
3. Глазенко Т. А. Тиристорные ШИП для систем электропривода постоянного тока. — ДДНТП, 1968.
4. Толстов Ю. Г., Мосткова Г. П., Ковалев Ф. Н. Трехфазные силовые полупроводниковые выпрямители. — Изд. АН СССР, 1963.
5. Глазенко Т. А. Расчет электромагнитных процессов в реверсивном тиристорном ШИП постоянного напряжения. — Научно-технический сборник «Силовая полупроводниковая техника», 1970, № 13.
6. Goral A., A general frame for displacement model of magnetization in ferromagnetics and some of its consequences, Trans IEEE, 1965, v. Mag.—1, № 2, 84.
7. Дятлов В. Л. Параметры ленточных сердечников с ППГ, при которых необходимо учитывать вязкость. — Изв. вузов «Электромеханика», 1960, № 7.
8. Пирогов А. И., Шамаев Ю. М. Магнитные сердечники в автоматике и вычислительной технике. М., «Энергия», 1967.
9. Розенблат М. А. Магнитные элементы автоматки и вычислительной техники. М., «Наука», 1966.
10. Butterworth S., The high — frequency resistance of toroidal coils, Experimental Wireless and wireless engineer, 1929, v. 6, № 64.

[30.9.1971]



УДК 621.314.572

Расчет характеристик регулируемого прямоугольно-ступенчатого напряжения инверторов

Канд. техн. наук Б. З. КУРЧИК

Ленинград

Низкочастотные тиристорные и транзисторные инверторы с синусоидальной формой кривой напряжения обладают значительными габаритами. Существенная часть их веса и объема приходится на выходные фильтры. Уменьшение мощности фильтров может быть достигнуто, если формировать на выходе инверторов прямоугольно-ступенчатое напряже-

ние, в котором отсутствуют низшие гармонические составляющие. Это позволит повысить собственную частоту выходного LC-фильтра и, следовательно, уменьшить его установившуюся мощность. Так, в [Л. 1] показано, что нейтрализация 3-й гармоники напряжения приводит к снижению мощности выходного фильтра в 2, 3 раза, нейтрализация 3-й и 5-й

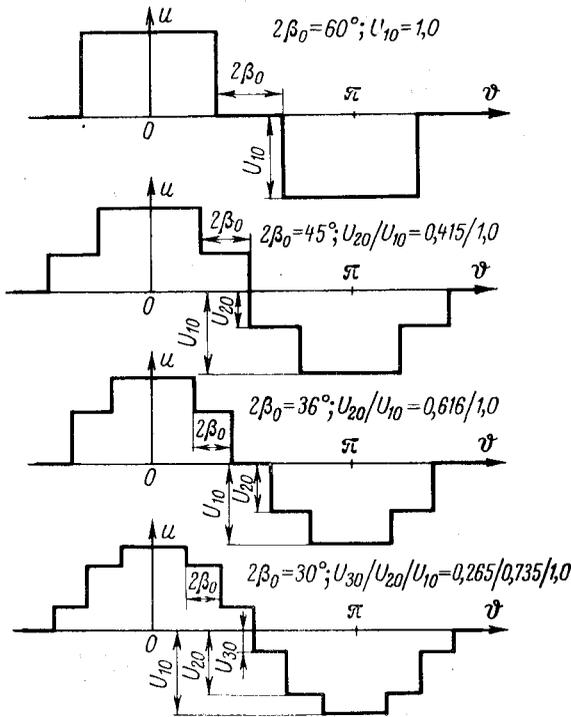


Рис. 1. Нерегулируемое прямоугольно-ступенчатое напряжение инверторов при ширине ступеней 60, 45, 36 и 30°.

гармоник — в 4 раза, 3-й, 5-й и 7-й гармоник — в 6 раз, 3-й, 5-й, 7-й и 9-й гармоник — в 8 раз по сравнению со случаем фильтрации прямоугольного напряжения при условии, что низшая из остающихся гармоник составляет не более 5% основной.

Регулирование и стабилизация выходного прямоугольно-ступенчатого напряжения обычно осуществляются:

- 1) регулированием подводимого к инвертору напряжения;
- 2) изменением ширины одних ступеней по отношению к другим.

Оба эти способа связаны с увеличением габаритов инвертора. Первый — за счет установки добавочного регулятора на входе инвертора, второй — за счет увеличения мощности фильтров, вызванной ухудшением гармонического состава напряжения при регулировании.

В статье рассматривается иной способ регулирования, основанный на одно- или двусторонней широтно-импульсной модуляции ступеней выходного напряжения. Он не связан с установкой добавочных регуляторов на входе или выходе инвертора и не приводит к изменению спектрального состава напряжения. Проведено исследование характеристик прямоугольно-ступенчатого напряжения с широтно-импульсным регулированием каждой ступени. Эти характеристики необходимы для расчета элементов инвертора и переходных процессов в нем.

Прямоугольной m -ступенчатой кривой назовем кривую нерегулируемого выходного напряжения инвертора, у которой от середины положительного до середины отрицательного полупериода насчитывается $m/2$ ступеней (горизонтальных участков, рас-

положенных на разных уровнях) одинаковой длительности $2\beta_0 = \frac{2\pi}{m}$. В середине каждого полупериода две ступени сливаются вместе, а по концам полупериода при нечетном значении $m/2$ образуются ступени нулевой высоты. Высота k -й ступени определяется следующим выражением:

$$U_{k_0} = U_{10} \frac{\cos \beta_0 (2k-1)}{\cos \beta_0}, \quad (1)$$

где U_{10} — амплитуда первой ступени при отсчете от середины положительного полупериода.

Кривые нерегулируемого прямоугольно-ступенчатого напряжения с нейтрализацией низших гармонических изображены на рис. 1. Аналитические исследования спектрального состава и основных характеристик этих кривых проведены в [Л. 1 и 2].

На рис. 2 показаны идеализированные кривые выходного напряжения инвертора с широтно-импульсным регулированием (ШИР) каждой ступени. Реальные кривые мало отличаются от идеализированных при выполнении низкочастотного инвертора на транзисторах или высокочастотных тиристорах.

Гармонический состав прямоугольно-ступенчатого напряжения с ШИР каждой ступени определяется его разложением в ряд Фурье. Коэффициенты ряда Фурье $b_n = a_{2n} = 0$, так как рассматриваемые кривые представляют собой четные функции, обладающие симметрией III рода, а коэффициенты

$$a_n = U_{nm} = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} U_{10} \frac{\cos (2k-1) \beta_0}{\cos \beta_0} \cos n\vartheta d\vartheta =$$

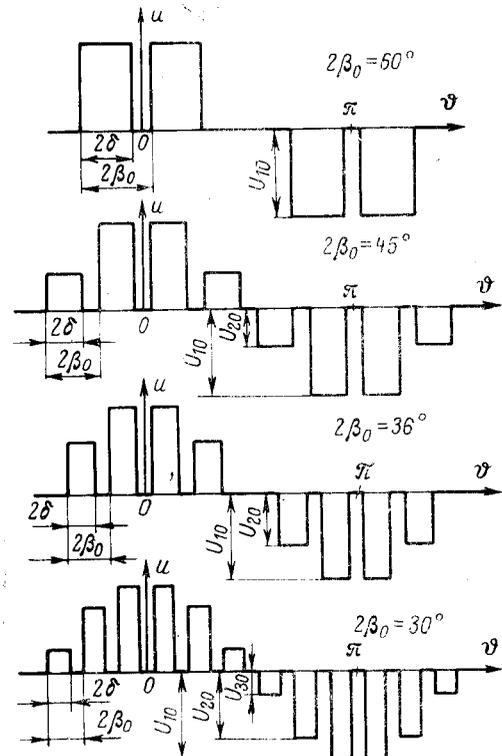


Рис. 2. Регулируемое прямоугольно-ступенчатое напряжение инверторов при максимальной ширине ступеней 60, 45, 36 и 30°.

$$\begin{aligned}
 &= \frac{U_{10}}{\pi \cos \beta_0} \left[\int_{\beta_0-\delta}^{\beta_0+\delta} \cos \beta_0 \cos n\delta d\delta + \right. \\
 &\quad + \int_{3\beta_0-\delta}^{3\beta_0+\delta} \cos 3\beta_0 \cos n\delta d\delta + \dots \\
 &\quad \dots + \left. \int_{(2k-1)\beta_0-\delta}^{(2k-1)\beta_0+\delta} \cos (2k-1)\beta_0 \cos n\delta d\delta \right] = \\
 &= \frac{U_{10}}{\pi \cos \beta_0} \sum_{k=1}^m \cos (2k-1)\beta_0 \int_{(2k-1)\beta_0-\delta}^{(2k-1)\beta_0+\delta} \cos n\delta d\delta, \quad (2)
 \end{aligned}$$

где n — порядок гармоники (любое целое нечетное число).

После интегрирования (2) и несложных преобразований получим:

$$U_{nm} = \frac{U_{10} \sin n\delta}{n\pi \cos \beta_0} \sum_{k=1}^m [\cos (n+1)(2k-1)\beta_0 + \cos (n-1)(2k-1)\beta_0]. \quad (3)$$

Согласно [Л. 3]

$$\begin{aligned}
 &\sum_{k=1}^m \cos (n+1)(2k-1)\beta_0 = \\
 &= \frac{1}{2} \sin 2m(n+1)\beta_0 \operatorname{cosec} (n+1)\beta_0. \quad (4)
 \end{aligned}$$

Входящий в (4) множитель

$$\sin 2m(n+1)\beta_0 = \sin 2\pi(n+1) = 0$$

при любом значении n , а множитель

$$\operatorname{cosec} (n+1)\beta_0 = \frac{1}{\sin \frac{\pi(n+1)}{m}} \rightarrow \infty,$$

если $\frac{n+1}{m} = l$, где l — любое целое положительное число, или иначе, если $n = ml - 1$.

Раскрывая неопределенность типа 0/0 по правилу Лопиталья, имеем:

$$\lim_{n \rightarrow ml-1} \frac{\sin 2m(n+1)\beta_0}{2 \sin (n+1)\beta_0} = m(-1)^l.$$

Отсюда следует, что выражение (4) не равно нулю только при $n = ml - 1$. Аналогично суммы

$$\sum_{k=1}^m \cos (n-1)(2k-1)\beta_0 = m(-1)^l$$

только при $n = ml + 1$, а при всех остальных значениях n равны нулю.

Следовательно, в кривой выходного напряжения инвертора при сколь угодно глубоком регулировании содержатся только гармоники, кратные $ml \pm 1$, амплитуды которых

$$U_{nm} = \frac{U_{10} \sin n\delta}{n\beta_0 \cos \beta_0}. \quad (5)$$

В результате несложных преобразований получены следующие выражения для действующего $U_{ст}$ и среднего $U_{ср}$ значений, коэффициента нелинейных искажений γ и коэффициента формы k_Φ регулируемого прямоугольно-ступенчатого напряжения:

$$U_{ст} = \frac{U_{10}}{\cos \beta_0} \sqrt{\frac{\delta}{2\beta_0}}; \quad (6)$$

$$U_{ср} = \frac{4U_{10}\delta}{\pi \sin 2\beta_0}; \quad (7)$$

$$\gamma = \sqrt{\frac{U_{ст}^2}{U_1^2} - 1} = \sqrt{\frac{\delta\beta_0}{\sin^2 \delta} - 1}; \quad (8)$$

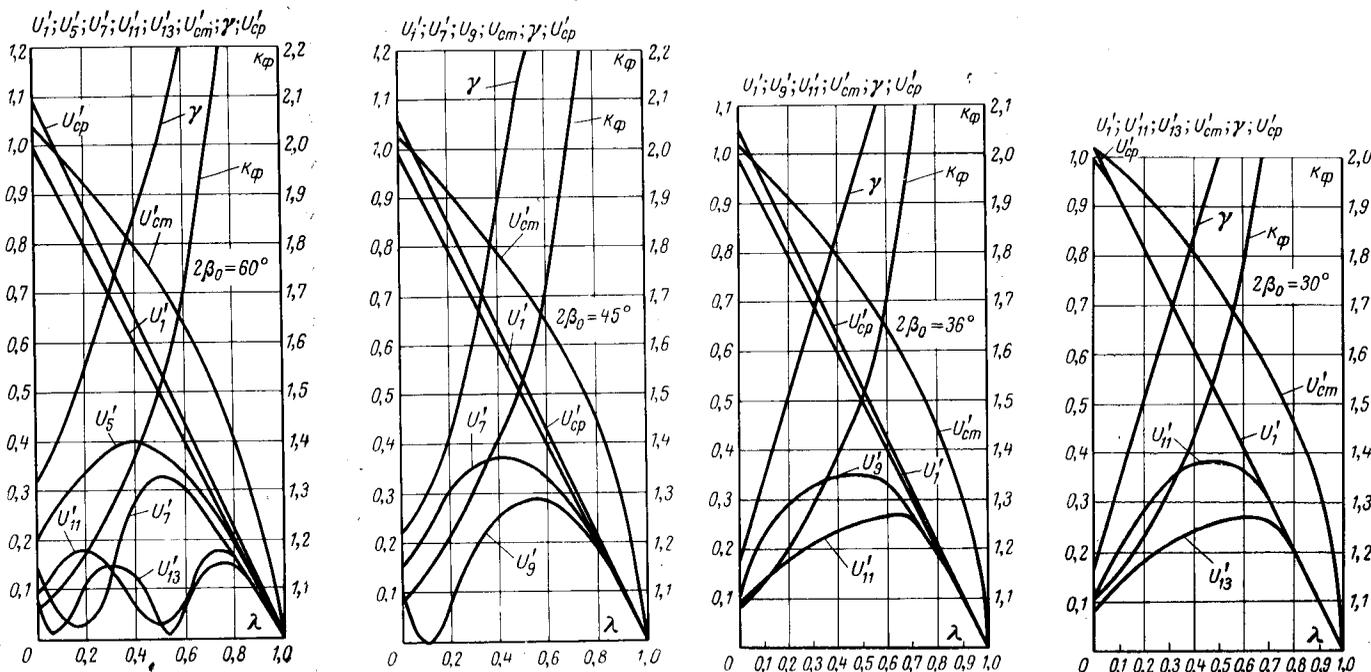


Рис. 3. Характеристики регулируемого прямоугольно-ступенчатого напряжения при максимальной ширине ступеней 60, 45, 36 и 30°.

$$k_{\Phi} = \frac{U_{\text{ср}}}{U_{\text{ср}}} = \frac{\pi \sin \beta_0}{2 \sqrt{2} \delta \beta_0}, \quad (9)$$

где U_1 — действующее значение 1-й гармоники напряжения.

При отсутствии регулирования $\delta = \beta_0$ и формулы (5) — (9) совпадают с ранее полученными в [Л. 1 и 2].

По формулам (5) — (9) рассчитаны и построены в относительных единицах кривые U'_n , $U'_{\text{ср}}$, γ , $U'_{\text{ср}}$ и k_{Φ} в функции скважности импульсов $\lambda = \frac{\beta_0 - \delta}{\beta_0}$,

рис. 3. Действующие значения m -ступенчатого напряжения, основной и высших гармоник приведены к действующему значению основной гармоники, рассчитанной при отсутствии регулирования ($\lambda = 0$) и том же числе ступеней, т. е.

$$U'_n = \frac{U_{nm}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{U_{1m}(\lambda = 0)}{\sqrt{2}}; \quad U'_{\text{ср}} = U_{\text{ср}} \cdot \frac{U_{1m}(\lambda = 0)}{\sqrt{2}}.$$

Среднее значение m -ступенчатого напряжения приведено к среднему значению напряжения основной гармоники, рассчитанной при отсутствии регулирования ($\lambda = 0$) и том же числе ступеней, т. е.

$$U'_{\text{ср}} = U_{\text{ср}} \cdot U_{\text{ср}}(\lambda = 0) = \frac{1,57 \beta_0 U_{\text{ср}}}{U_{10} \operatorname{tg} \beta_0}.$$

Рассмотрение полученных выражений и графиков позволяет сделать следующие выводы.



1. Широтно-импульсное регулирование каждой ступени прямоугольно-ступенчатого напряжения, рассчитанного при отсутствии регулирования на нейтрализацию низших гармонических составляющих, не приводит к изменению спектрального состава этого напряжения при любом числе ступеней и различной глубине регулирования.

2. Основные характеристики прямоугольно-ступенчатого напряжения с широтно-импульсным регулированием каждой ступени и нейтрализацией низших гармонических составляющих описываются полученными общими выражениями.

3. Формирование прямоугольно-ступенчатого напряжения с шириной каждой нерегулируемой ступени меньше $36-30^\circ$ нецелесообразно, так как усложняет построение инвертора и не приводит к существенному улучшению характеристик его выходного напряжения, особенно при глубоком регулировании.

ЛИТЕРАТУРА

1. Курчик Б. З., Исследование автономных тиристорных инверторов с прямоугольно-ступенчатой формой кривой выходного напряжения, Кандидатская диссертация, ЛЭИС, 1965.
2. Курчик Б. З., Расчет ступенчатой формы кривой выходного напряжения инвертора, Вопросы радиоэлектроники, вып. 26, 1964.
3. Градштейн И. С. и Рыжик И. М., Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений, Физматгиз, 1962.

[31.1.1972]

УДК 537.523.3

Затухание коронного разряда между коаксиальными цилиндрами в потоке запыленного газа

Ю. А. ЛЯМИН

Всесоюзный научно-исследовательский институт
новых строительных материалов

Теоретически и экспериментально установлено, что внесение дисперсной фазы в коронирующий промежуток, сопровождающееся ее зарядкой, приводит к изменению структуры электрического поля этого промежутка и уменьшению коронного тока [Л. 1—5]. Происходит так называемое затухание коронного разряда. Исследования затухания коронного разряда проводились для случая неподвижной дисперсной фазы и при условии приобретения частицами предельного заряда. Выведенные в работах выражения для относительного уменьшения разрядного тока могут быть использованы для практических расчетов только в том случае, когда время зарядки частиц до предельного значения мало по сравнению с временем нахождения частиц в разрядном промежутке. В противном случае нужно учитывать кинетику зарядки частиц.

В статье исследуется затухание коронного разряда между коаксиальными цилиндрами в потоке запыленного газа для случая, когда время прохождения частиц через разрядный промежуток сравни-

мо с временем зарядки частиц до предельного значения. Выведенные формулы для относительного уменьшения разрядного тока могут быть применены для качественного и приближенного количественного анализа работы устройств, в которых осаждением частиц можно пренебречь или приняты специальные меры для предотвращения осаждения частиц на некоронирующие электроды (например, устройства для измерения концентрации частиц в проходящем через зону коронного разряда потока аэрозвеси).

Распределение напряженности поля $E(r, t)$ для неподвижной дисперсной фазы в момент времени t можно получить из уравнения Пуассона для двухфазной среды в предположении $\epsilon_0 = \text{const}$. Среда предполагается изотропной, так как объем дисперсной фазы намного меньше объема дисперсионной среды и их диэлектрические постоянные имеют один и тот же порядок. В этих условиях уравнение Пуассона в цилиндрической системе координат имеет вид:

$$\frac{\partial E(r, t)}{\partial r} + \frac{E(r, t)}{r} = \frac{1}{\varepsilon_0} [\theta_i(r, t) + \theta_p(r, t)]; \quad (1)$$

$$\theta_i(r, t) = \frac{i(t)}{2\pi r b_i E(r, t)}; \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \theta_p(r, t) &= \varepsilon_0 p S \xi(r, t) E(r, t) = \varepsilon_0 \sigma \xi E = \\ &= \theta_{p,m}(r, t) \xi(r, t), \end{aligned} \quad (3)$$

где θ_i — объемная плотность заряда ионов; θ_p — объемная плотность заряда частиц; ε_0 — электростатическая постоянная в системе СИ; r — текущая координата; $i(t)$ — ток с единицы длины коронирующего электрода в момент времени t ; b_i — подвижность ионов; $p = \left(1 + 2 \frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon + 2}\right)$ — параметр, зависящий от величины относительной диэлектрической проницаемости ε материала частиц; $S = 4\pi \Sigma a_i^2 n_i$ — суммарная поверхность частиц дисперсной фазы в единице объема (элементарная поверхность), содержащей i фракций с радиусом a_i и концентрацией n_i частиц каждой фракции; $\sigma = pS$ — параметр, зависящий от концентрации, дисперсности и относительной диэлектрической проницаемости частиц дисперсной фазы; $\xi(r, t) = \frac{q(r, t)}{q_m(r, t)}$ — относительный заряд частиц; q — заряд частицы в момент времени t ; q_m — максимальный заряд частицы.

$$q_m(r, t) = 4\pi \varepsilon_0 p E(r, t) a_i^2. \quad (4)$$

С учетом (2) и (3) перепишем (1) в виде:

$$\begin{aligned} \frac{\partial E(r, t)}{\partial r} &= \frac{i(t)}{2\pi r \varepsilon_0 b_i E(r, t)} + \\ &+ \xi(r, t) \sigma E(r, t) - \frac{E(r, t)}{r}. \end{aligned} \quad (5)$$

При $t=0$, $\xi(r, 0) = 0$ (что равносильно случаю незапыленного газа $\sigma=0$) решение (5) имеет вид [Л. 6]:

$$E_0(r) = \sqrt{\frac{i_0}{2\pi \varepsilon_0 b_i} \left[1 - \left(\frac{r_0}{r}\right)^2\right] + E_H^2 \left(\frac{r_0}{r}\right)^2}, \quad (6)$$

где i_0 — разрядный ток в начальный момент времени $t=0$; r_0 — радиус коронирующего электрода; E_H — начальная напряженность поля коронного разряда на поверхности коронирующего электрода.

При $t \rightarrow \infty$ для $\sigma < \sigma_m$ и $\xi(r, t) \rightarrow 1$ решение (5) определяется уравнением:

$$E_\infty(r) = \sqrt{\frac{i_\infty}{\pi \varepsilon_0 b_i} \frac{e^{2\sigma r} - 2\sigma r - 1}{(2\sigma r)^2} + E_H^2 \left(\frac{r_0}{r}\right)^2 e^{2\sigma(r-r_0)}}. \quad (7)$$

При $t \rightarrow \infty$ для $\sigma = \sigma_m$ ток $i_\infty \rightarrow 0$, т. е. происходит полное запираение коронного тока. В этом случае

$$E'_\infty(r) = \frac{E_H r_0}{r} e^{\sigma_m(r-r_0)}. \quad (8)$$

Величина σ_m находится из условия постоянства приложенного напряжения U в процессе заряда частиц дисперсной фазы

$$\int_0^R E(r, t) dr = U = \text{const} \quad (9)$$

путем подстановки в него выражения (8) (здесь R — радиус некоронирующего электрода). Аналогично, путем подстановки (6) в (9), находится соотношение между i_0 и u .

Введем понятие относительной концентрации дисперсной фазы в разрядном промежутке

$$v = \frac{\sigma}{\sigma_m}. \quad (10)$$

С учетом (10) уравнение (5) запишется как

$$\frac{\partial E(r, t)}{\partial r} = \frac{i(t)}{2\pi \varepsilon_0 b_i r E(r, t)} + v \sigma_m \xi(r, t) E(r, t) - \frac{E(r, t)}{r}. \quad (11)$$

В общем случае кинетику ударной зарядки частиц дисперсной фазы с объемной плотностью заряда $\theta_p(r, t) = \theta_{pm}(r, t) \xi(r, t)$ можно записать в виде:

$$\frac{\partial \theta_p(r, t)}{\partial t} = \theta_{pm}(r, t) \frac{\partial \xi(r, t)}{\partial t} + \xi(r, t) \frac{\partial \theta_{pm}(r, t)}{\partial t}. \quad (12)$$

Для случая $E = \text{const}$, $\theta_i = \text{const}$ согласно Потенье [Л. 7] можно записать:

$$\xi = \frac{t}{t + \tau}, \quad (13)$$

где $\tau = \frac{4\varepsilon_0}{b_i \theta_i}$ — постоянная времени зарядки частиц; t — время нахождения частиц в разрядном промежутке.

Запишем (13) в дифференциальной форме:

$$\frac{d\xi}{dt} = \frac{(1 - \xi)^2}{\tau}. \quad (14)$$

При этом (14) для $E = \text{const}$ описывает кинетику зарядки частиц при любой зависимости $\tau = \tau(t)$. В частности, для $\tau = \text{const}$ из нее следует (13). Подставляя $\frac{d\xi}{dt}$ из (14) и θ_p , $\theta_{p,m}$ из (3) в (12), получим:

$$\frac{\partial \xi(r, t) E(r, t)}{\partial t} = E(r, t) \frac{[1 - \xi(r, t)]^2}{\tau(r, t)} + \xi(r, t) \frac{\partial E(r, t)}{\partial t}. \quad (15)$$

Постоянную времени $\tau(r, t)$ представим в виде:

$$\tau(r, t) = \frac{4\varepsilon_0}{b_i \theta_i(r, t)} = \frac{8\pi \varepsilon_0 r E(r, t)}{i(t)}. \quad (16)$$

Подставляя (16) в (15), получим:

$$\frac{\partial \xi(r, t) E(r, t)}{\partial t} = \frac{i(t)}{8\pi \varepsilon_0 r} [1 - \xi(r, t)]^2 + \xi(r, t) \frac{\partial E(r, t)}{\partial t}. \quad (17)$$

Система интегро-дифференциальных уравнений (9), (11) и (17)

$$\left\{ \begin{aligned} \int_{r_0}^R E(r, t) dr &= U = \text{const}; \\ \frac{\partial E(r, t)}{\partial r} &= \frac{i(t)}{2\pi \varepsilon_0 b_i r E(r, t)} + \\ &+ v \sigma_m \xi(r, t) E(r, t) - \frac{E(r, t)}{r}; \\ \frac{\partial \xi(r, t) E(r, t)}{\partial t} &= \frac{i(t)}{8\pi \varepsilon_0 r} \times \\ &\times [1 - \xi(r, t)]^2 + \xi(r, t) \frac{\partial E(r, t)}{\partial t}. \end{aligned} \right.$$

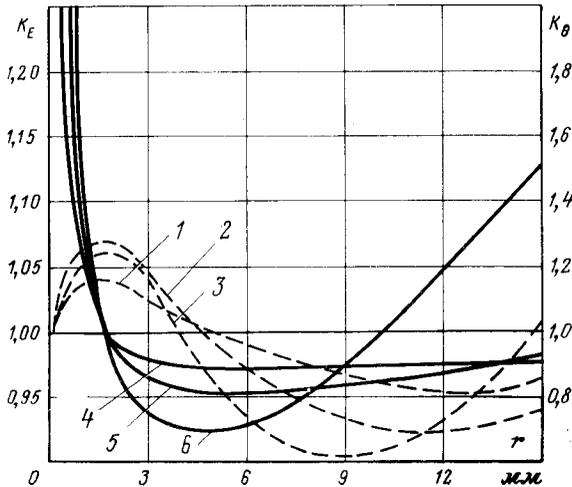


Рис. 1.

полностью описывает процесс зарядки частиц неподвижной дисперсной фазы в разрядном промежутке между коаксиальными цилиндрами.

Систему уравнений (9), (11) и (17) можно решить численным методом по следующей схеме. Задаемся максимальным временем T пребывания частиц дисперсной фазы в разрядном промежутке. Разбиваем весь интервал времени $(0-T)$ на n_1 частей, где n_1 выбирается в зависимости от требуемой точности расчета. Аналогично разбиваем на n_2 частей интервал (r_0-R) . При этом любой момент времени $t_{j+1} = t_j + \Delta t_{j+1}$, а координата $r_{i+1} = r_i + \Delta r_{i+1}$, где j изменяется от 0 до (n_1-1) , а i от 0 до (n_2-1) . Задаемся значениями r_0, R, U, ν и b_i . Начальными условиями при $t=0$ являются $i=i_0, E=E_0(r), \xi_0(r)=0$, а граничным условием $-E(r_0, t) = E_H = \text{const}$.

Функция $\xi(r, t)$ вычисляется из рекуррентного соотношения:

$$\begin{aligned} \xi(r_i, t_{j+1}) &= \xi(r_i, t_j) + \frac{\partial \xi(r_i, t_j)}{\partial t} \Delta t_{j+1} = \\ &= \xi(r_i, t_j) + \left\{ \frac{i_j [1 - \xi(r_i, t_j)]^2}{8\pi\epsilon_0 r_i E(r_i, t_j)} \right\} \Delta t_{j+1}, \end{aligned} \quad (18)$$

а $E(r, t)$ из соотношения:

$$\begin{aligned} E(r_{i+1}, t_{j+1}) &= E(r_i, t_{j+1}) + \frac{\partial E(r_i, t_{j+1})}{\partial r} \Delta r_{i+1} = \\ &= E(r_i, t_{j+1}) + \left[\frac{i_{j+1}}{2\pi\epsilon_0 b_i r_i E(r_i, t_{j+1})} + \right. \\ &\left. + \nu \sigma_m \xi(r_i, t_{j+1}) E(r_i, t_{j+1}) - \frac{E(r_i, t_{j+1})}{r_i} \right] \Delta r_{i+1}. \end{aligned} \quad (19)$$

Величина i_{j+1} находится из выражения:

$$U = \frac{1}{2} \sum_{i=0}^{n_2-1} [E(r_{i+1}, t_{j+1}) + E(r_i, t_{j+1})] \Delta r_{i+1}. \quad (20)$$

Практически (19) приходится вычислять для двух значений i'_{j+1} и i''_{j+1} , причем $i'_{j+1} < i_{j+1} < i''_{j+1}$, так как точное значение i_{j+1} при вычислении (19) неизвестно. Подставляя эти значения в (19) и (20), получаем U' и U'' соответственно, причем также $U' < U < U''$. Отсюда интерполяцией находим значение i_{j+1} , соответствующее U , и, подставляя его в (19), окончательно находим $E(r_{i+1}, t_{j+1})$.

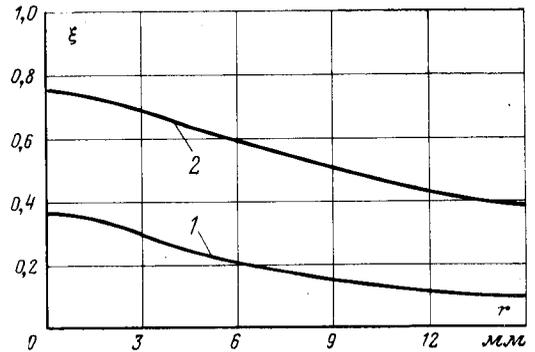


Рис. 2.

Пользуясь приведенной выше схемой, рассчитаем кинетику зарядки неподвижной дисперсной фазы аэрозоля для случая $R=1,5 \text{ см}, r_0=1,5 \cdot 10^{-2} \text{ см}, U=10,2 \text{ кв}, \nu=1, b_i=1,67 \text{ см}^2/\text{в} \cdot \text{сек}$ при положительном потенциале на коронирующем электроде. По формуле Пика находим $E_H=100 \text{ кв/см}$. Из (6) и (9) определяем $E_0(r)$ и $i_0=14,8 \text{ мка/см}$. Из (8) и (9) находим $\sigma_m=0,953 \text{ см}^{-1}$. Относительная погрешность всех вычислений не превышает 5%.

На рис. 1 представлена зависимость коэффициента перераспределения поля $k_E(r, t) = \frac{E(r, t)}{E_0(r)}$, ха-

рактеризующего изменение напряженности поля в данной точке в процессе зарядки дисперсной фазы в различные моменты времени (кривые 1, 2, 3).

На этом же рисунке представлена зависимость коэффициента перераспределения суммарной объемной плотности заряда

$$k_\theta(r, t) = \frac{\theta_i(r, t) + \theta_p(r, t)}{\theta_{i0}(r)}$$

в эти же моменты времени (кривые 4, 5, 6).

Кривые 1 соответствуют моменту времени $t=10^{-4} \text{ сек}$, кривые 2, 5 — $t=8 \cdot 10^{-4} \text{ сек}$, кривые 3, 6 — $t=\infty$.

На рис. 2 представлена зависимость $\xi(r, t)$ для $t=10^{-4} \text{ сек}$ (кривая 1) и $t=8 \cdot 10^{-4} \text{ сек}$ (кривая 2). На рис. 3 представлена зависимость относительного уменьшения зарядного тока от времени зарядки дисперсной фазы.

Анализ графиков (рис. 1) показывает, что в процессе зарядки дисперсной фазы распределение напряженности поля и суммарной объемной плотности заряда в разрядном промежутке существенно меняется. При этом напряженность поля и суммарная плотность заряда у коронирующего и некорони-

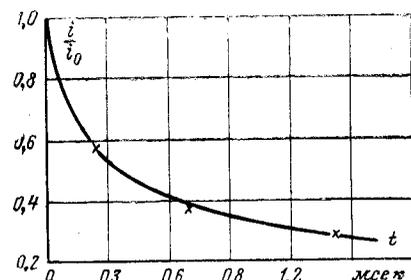


Рис. 3.

рующего электродов увеличивается, а в средней части разрядного промежутка уменьшается. Однако величины k_e и k_0 на поверхности некоронирующего электрода в различные моменты времени (в том числе и при $t \rightarrow \infty$) в зависимости от параметров коронирующей системы, дисперсной фазы могут быть как больше, так и меньше единицы. Следовательно, в некоторые моменты времени (например, кривые 3, 6) в разрядном промежутке могут существовать две точки при $k_e=1$ и две при $k_0=1$, причем при зарядке координаты ближних к электроду точек мало меняются. Это можно использовать для вывода приближенных формул, позволяющих рассчитывать уменьшение разрядного тока в процессе зарядки дисперсной фазы без решения системы уравнений (9), (11) и (17).

В качестве характерной для всего разрядного промежутка точки выберем ближнюю к коронирующему электроду точку с координатой $r=r_1$, в которой $k_0(r_1, t) \approx 1$ (в нашем случае это соотношение выполняется с относительной погрешностью $< 3\%$). Тогда, с учетом (2) и (3), можно записать:

$$k_0(r_1, t) = \frac{i(t)}{i_0 k_e(r_1, t)} + \left(\frac{2\pi\epsilon_0 b_i v \sigma_m}{i_0} \right) r_1 \xi(r_1, t) E_0^2(r_1) k_e(r_1, t) = 1. \quad (21)$$

Пренебрегая изменением напряженности поля в точке $r=r_1$ (в нашем случае $\frac{\Delta E}{E} < 6^\circ/10$), запишем (21) в виде:

$$\frac{i(t)}{i_0} = 1 - v_1 \xi(r_1, t), \quad (22)$$

где

$$v_1 = v \left(\frac{2\pi\epsilon_0 b_i \sigma_m r_1 E_0^2(r_1)}{i_0} \right).$$

Координата точки r_1 находится из соотношения $k_0(r_1, \infty) = 1$ для $i_\infty = 0$, откуда следует, что

$$r_1 = \frac{1}{2\sigma_m} - \sqrt{\frac{1}{4\sigma_m^2} - \frac{2\pi\epsilon_0 b_i E_0^2 r_0^2}{i_0}}. \quad (23)$$

Фактически это соответствует условию $v_1 = v$ при $r=r_1$.

С учетом (22) постоянную времени зарядки частиц дисперсной фазы в точке $r=r_1$ можно представить в виде:

$$\tau(r_1, t) = \frac{\tau_0(r_1)}{1 - v_1 \xi(r_1, t)}. \quad (24)$$

Подставляя (24) в (14), получим:

$$\frac{d\xi(r_1, t)}{dt} = \frac{[1 - \xi^2(r_1, t)] [1 - v_1 \xi(r_1, t)]}{\tau_0(r_1)}. \quad (25)$$

Решение (25) имеет вид [Л. 8]:

$$t = \tau_0(r_1) \left[\frac{\xi(r_1, t)}{[1 - \xi(r_1, t)] (1 - v)} - \frac{v}{(1 - v)^2} \times \times \ln \frac{1 - v_1 \xi(r_1, t)}{1 - \xi(r_1, t)} \right]. \quad (26)$$

В частном случае при $v=1$ зависимость $\xi(r_1, t)$ можно представить в более простом виде. При этом

из (14) и (24) следует, что

$$\frac{d\xi(r_1, t)}{dt} = \frac{[1 - \xi(r_1, t)]^2}{\tau_0(r_1)}, \quad (27)$$

откуда

$$\xi(r_1, t) = 1 - \sqrt{\frac{\tau_0(r_1)}{2t + \tau_0(r_1)}}. \quad (28)$$

При $v \gg 1$ (26) можно представить в виде:

$$\xi(r_1, t) = \frac{1}{v} [1 - e^{-\frac{vt}{\tau_0(r_1)}}]. \quad (29)$$

На рис. 3 точками показаны значения $\frac{i(t)}{i_0}$, вычисленные по (22) с учетом (6), (23) и (28). Отклонения от кривой, представляющей собой решение системы уравнений (9), (11) и (17), не превышают нескольких процентов.

Для нахождения величины разрядного тока I между коаксиальными цилиндрами длиной L в потоке запыленного газа проинтегрируем (22), заменяя t на x/v , где x — текущая координата вдоль оси цилиндров, v — скорость потока. В результате получим:

$$\frac{I}{I_0} = 1 - \frac{v}{L} \int_0^L \xi(r_1, t) dx, \quad (30)$$

где $I_0 = i_0 L$ — разрядный ток в незапыленном газе.

В общем случае (30) наиболее просто вычисляется графическим интегрированием выражения (26). В частных случаях при $v=1$ и $v \gg 1$ (30) имеет аналитические решения. При $v=1$ (30) имеет вид:

$$\frac{I}{I_0} = \frac{v\tau_0(r_1)}{L} \left(\sqrt{\frac{2L}{v\tau_0(r_1)} + 1} - 1 \right). \quad (31)$$

При $\frac{2L}{v\tau_0(r_1)} \ll 1$ (31) можно записать как

$$\frac{I}{I_0} = 1 - \frac{L}{2v\tau_0(r_1)}, \quad (32)$$

а при

$$\frac{2L}{v\tau_0(r_1)} \gg 1$$

$$\frac{I}{I_0} = \sqrt{\frac{2v\tau_0(r_1)}{L}}. \quad (33)$$

При $v \gg 1$ (30) можно представить в виде:

$$\frac{I}{I_0} = \frac{v\tau_0(r_1)}{vL} \left(1 - e^{-\frac{vL}{v\tau_0(r_1)}} \right). \quad (34)$$

При $\frac{vL}{v\tau_0(r_1)} \ll 1$ (34) сводится к уравнению:

$$\frac{I}{I_0} = 1 - \frac{vL}{2v\tau_0(r_1)}, \quad (35)$$

а при

$$\frac{vL}{v\tau_0(r_1)} \gg 1$$

$$\frac{I}{I_0} = \frac{v\tau_0(r_1)}{vL}. \quad (36)$$

Выведенные соотношения (22), (28) — (36) могут быть использованы при расчетах трубчатых электрофильтров.

Метод расчета электрических полей в неоднородных анизотропных средах

А. С. ПРУТКОВСКИЙ, М. А. ПУЗРИН и канд. техн. наук М. З. ФАЙНИЦКИЙ

Ленинград

Введение. Существующие методы расчета электрических полей в неоднородных средах основаны на использовании кусочно-однородной аппроксимации. Проводящую среду разбивают на ряд областей с различными значениями проводимостей [Л. 1]:

$$\gamma = \gamma_k = \text{const.} \quad (1)$$

Методы расчета полей в анизотропных средах рассматривались в [Л. 2], однако тензоры ϵ и γ считались постоянными в каждой точке области. При определении электрических полей в неоднородных анизотропных средах применение существующих методов моделирования, которые основаны на использовании моделей с проводящей средой и электроинтеграторов, становится мало эффективным [Л. 3].

Ниже предлагается метод расчета электрических полей, основанный на использовании статистических моделей. Такой подход вызывает необходимость применения ЦВМ, так как перерабатывается большой объем информации, но при этом имеется широкая возможность использовать численные методы, значительно сокращающие время расчета.

Постановка задачи. Известно, что поле в проводящей неоднородной анизотропной среде характеризуется тензором удельной проводимости [Л. 4]:

$$\gamma = \begin{vmatrix} \gamma_1(x, y, z) & 0 & 0 \\ 0 & \gamma_2(x, y, z) & 0 \\ 0 & 0 & \gamma_3(x, y, z) \end{vmatrix}. \quad (2)$$

Матрица проводимостей имеет диагональный вид, так как предполагается, что в каждой точке рассматриваемой среды оси анизотропии совпадают с выбранной системой координат, и проводимость по каждому из трех направлений характеризуется своей зависящей от рассматриваемой точки величиной.

Пусть \vec{E} — напряженность электрического поля и \vec{j} — плотность тока, тогда

$$\vec{j} = \gamma \vec{E}. \quad (3)$$

Предположим, что

$$\text{div } \vec{j} = 0; \quad (4)$$

$$\vec{E} = -\text{grad } \varphi. \quad (5)$$

Из (4) с учетом (3) и (5) получаем:

$$\text{div} (\gamma \text{grad } \varphi) = 0. \quad (6)$$

Для конкретных значений γ уравнение (6) примет вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\gamma_1 \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\gamma_2 \frac{\partial \varphi}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\gamma_3 \frac{\partial \varphi}{\partial z} \right) = 0. \quad (7)$$

При $\gamma_1(x, y, z) = \gamma_2(x, y, z) = \gamma_3(x, y, z) = \gamma(x, y, z)$, что соответствует наличию неоднородной изотропной среды, выражение примет вид:

$$\text{grad } \gamma \text{grad } \varphi + \gamma \Delta \varphi = 0,$$

где Δ — оператор Лапласа.

В случае однородной анизотропной среды, т. е. $\gamma_i = C_i = \text{const}$, где $i = 1, 2, 3$, получим:

$$\gamma_1 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \gamma_2 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} + \gamma_3 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} = 0.$$

При однородной изотропной среде ($\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma_3 = \text{const}$) поле описывается уравнением Лапласа:

$$\Delta \varphi = 0.$$

Поскольку в большинстве случаев проводимость γ является не только функцией координат, но и ряда физических факторов, которые трудно учесть в (7), то предлагается условие (2) заменить следующим:

$$\gamma = \begin{vmatrix} f_1(\xi) & 0 & 0 \\ 0 & f_2(\xi) & 0 \\ 0 & 0 & f_3(\xi) \end{vmatrix}, \quad (8)$$

где $f_i(\xi)$ — плотность распределения случайной величины ξ ($i = 1, 2, 3$).

Метод расчета. Универсальным методом приближенного решения уравнений в частных производных при граничных условиях первого, второго и третьего рода является метод конечных разностей. Область Ω непрерывного изменения аргументов (x, y, z) заменяется равномерной прямоугольной решеткой, содержащей конечное число узлов.

Сущность предлагаемого метода состоит в том, что значения проводимостей между узлами решетки

ЛИТЕРАТУРА

1. Pauthenier M. et Moreau—Hanot M. Etouffement de la décharge couronne en milieu trouble — «Journ. de Physique», 1935, № 6.
2. Lagarias J. S. Field—Strength measurements in parallel—plate precipitators — «Communication and Electronics», 1959, № 44.
3. Лившиц М. Н., Моисеев В. М. Электрические явления в аэрозолях и их применение. М., «Энергия», 1965.
4. Цатурян А. И. К вопросу о вольт-амперной характеристике коронного разряда в дисперсной среде — Изв. вузов, «Физика», 1969, № 3.

5. Цатурян А. И. К вопросу о поведении дисперсной фазы в электрическом поле коронного разряда — Изв. вузов, «Физика», 1969, № 4.

6. Капцов Н. А. Коронный разряд. М., Гостехиздат, 1947.

7. Pauthenier M., Moreau—Hanot M. La charge des particules spheriques dans un champ ionise — «J. Phys. et Radium», 1932, № 3, 7.

8. Балабанов Е. М. Зарядка частиц в электрическом поле коронного разряда при большой запыленности газа — «Электричество», 1965, № 2.

[3.05.1972]



автоматически генерируются машиной в соответствии с видом функции плотности распределения случайной величины, которая может быть распределена по любому закону [Л. 5]. При этом необходимо задаться интервалом возможных значений проводимостей.

Для решения уравнения (7) при условии (8) построим разностную схему. Введем обозначения:

$$\begin{aligned} \varphi(x_i, y_j, z_k) &\equiv \varphi_{i,j,k}; \\ x_i &= ih, \quad i=0, 1, \dots, m; \\ y_j &= jh, \quad j=0, 1, \dots, n; \\ z_k &= kh, \quad k=0, 1, \dots, p, \end{aligned}$$

где h — шаг решетки; $\gamma_{i,j,k}^{\pm l}$ — значение проводимости между узлами i, j, k :

$$\begin{aligned} (i \pm 1, j, k) &\text{ при } l = \pm 1; \\ (i, j \pm 1, k) &\text{ при } l = \pm 2; \\ (i, j, k \pm 1) &\text{ при } l = \pm 3. \end{aligned}$$

В этих обозначениях разностная схема (рис. 1) для уравнения (7) примет вид:

$$\begin{aligned} &\frac{1}{h} \left[\frac{\gamma_{i,j,k}^{+1} (\varphi_{i+1,j,k} - \varphi_{i,j,k})}{h} - \frac{\gamma_{i,j,k}^{-1} (\varphi_{i,j,k} - \varphi_{i-1,j,k})}{h} \right] + \\ &+ \frac{1}{h} \left[\frac{\gamma_{i,j,k}^{+2} (\varphi_{i,j,k+1} - \varphi_{i,j,k})}{h} - \frac{\gamma_{i,j,k}^{-2} (\varphi_{i,j,k} - \varphi_{i,j,k-1})}{h} \right] + \\ &+ \frac{1}{h} \left[\frac{\gamma_{i,j,k}^{+3} (\varphi_{i,j,k+1} - \varphi_{i,j,k})}{h} - \frac{\gamma_{i,j,k}^{-3} (\varphi_{i,j,k} - \varphi_{i,j,k-1})}{h} \right] = 0. \end{aligned} \quad (9)$$

Умножив (9) на h^2 , получим уравнение, соответствующее закону Кирхгофа для узла (i, j, k) . Следовательно, рассматриваемая разностная схема является консервативной [Л. 6 и 7], т. е. максимум приближенного решения достигается на границе.

Так как в большинстве практических задач граница Γ области Ω является кусочно-гладкой, а функции, задающие решение на границе Γ , ограничены, то такая сеточная задача является корректной [Л. 8], т. е. обеспечивается сходимостью приближенных решений к точному. Применение точных методов решения систем вида (9) считается мало оправданным, так как при $h \rightarrow 0$ число уравнений в системе быстро увеличивается, поэтому предпочтение отдается итерационному методу. Запишем (9) в виде:

$$\begin{aligned} \varphi_{i,j,k}^{s+1} &= (\varphi_{i+1,j,k}^s \gamma_{i,j,k}^{+1} + \varphi_{i-1,j,k}^s \gamma_{i,j,k}^{-1} + \varphi_{i,j,k+1}^s \gamma_{i,j,k}^{+2} + \\ &+ \varphi_{i,j,k-1}^s \gamma_{i,j,k}^{-2} + \varphi_{i,j,k+1}^s \gamma_{i,j,k}^{+3} + \varphi_{i,j,k-1}^s \gamma_{i,j,k}^{-3}) : (\gamma_{i,j,k}^{+1} + \\ &+ \gamma_{i,j,k}^{-1} + \gamma_{i,j,k}^{+2} + \gamma_{i,j,k}^{-2} + \gamma_{i,j,k}^{+3} + \gamma_{i,j,k}^{-3}), \end{aligned} \quad (10)$$

где s — номер итерации.

Формулу (10) можно интерпретировать как случайное блуждание по узлам электрической цепи, считая граничные узлы поглощающими состояниями, определив переходные вероятности следующим образом:

$$p_{i,j,k}^{\pm l} = \frac{\gamma_{i,j,k}^{\pm l}}{\sum_{q=1}^3 (\gamma_{i,j,k}^{+q} + \gamma_{i,j,k}^{-q})} \quad (l = 1, 2, 3),$$

где $p_{i,j,k}^{\pm l}$ — переходные вероятности из точек $(i \pm 1, j, k)$ при $l=1$, $(i, j \pm 1, k)$ при $l=2$, $(i, j, k \pm 1)$ при $l=3$ в точку (i, j, k) .

Таким образом, от системы уравнений (10) мы приходим к системе вида:

$$\begin{aligned} \varphi_{i,j,k}^{s+1} &= \varphi_{i+1,j,k}^s p_{i,j,k}^{+1} + \varphi_{i-1,j,k}^s p_{i,j,k}^{-1} + \varphi_{i,j,k+1}^s p_{i,j,k}^{+2} + \\ &+ \varphi_{i,j,k-1}^s p_{i,j,k}^{-2} + \varphi_{i,j,k+1}^s p_{i,j,k}^{+3} + \varphi_{i,j,k-1}^s p_{i,j,k}^{-3}. \end{aligned} \quad (11)$$

Система (11) представляет собой цепь Маркова с конечным числом состояний.

Вычислив значения потенциалов в узлах решетки t раз, каждый раз генерируя значения проводимостей между узлами, определяем средние значения потенциалов по формуле:

$$\bar{\varphi}_{i,j,k} = \frac{\sum_{r=1}^t \varphi_{i,j,k}^r}{t}, \quad (12)$$

где $\varphi_{i,j,k}^r$ — значение потенциала в узле (i, j, k) при наборе проводимостей r .

В случае однородной изотропной среды уравнение (10) принимает вид обычного приближения оператора Лапласа:

$$\begin{aligned} \varphi_{i,j,k}^{s+1} &= \frac{1}{6} (\varphi_{i+1,j,k}^s + \varphi_{i-1,j,k}^s + \varphi_{i,j,k+1}^s + \varphi_{i,j,k-1}^s + \\ &+ \varphi_{i,j,k+1}^s + \varphi_{i,j,k-1}^s). \end{aligned} \quad (13)$$

В случае плоского поля итерационная формула принимает вид:

$$\varphi_{i,j}^{s+1} = \frac{(\varphi_{i+1,j}^s \gamma_{i,j}^{+1} + \varphi_{i-1,j}^s \gamma_{i,j}^{-1} + \varphi_{i,j+1}^s \gamma_{i,j}^{+2} + \varphi_{i,j-1}^s \gamma_{i,j}^{-2})}{\gamma_{i,j}^{+1} + \gamma_{i,j}^{-1} + \gamma_{i,j}^{+2} + \gamma_{i,j}^{-2}}. \quad (14)$$

Соответственно для случая однородной изотропной среды

$$\varphi_{i,j}^{s+1} = \frac{1}{4} (\varphi_{i+1,j}^s + \varphi_{i-1,j}^s + \varphi_{i,j+1}^s + \varphi_{i,j-1}^s). \quad (15)$$

Очевидно, что к плоскому случаю сводится и задача о расчете электрического поля в области с осевой симметрией.

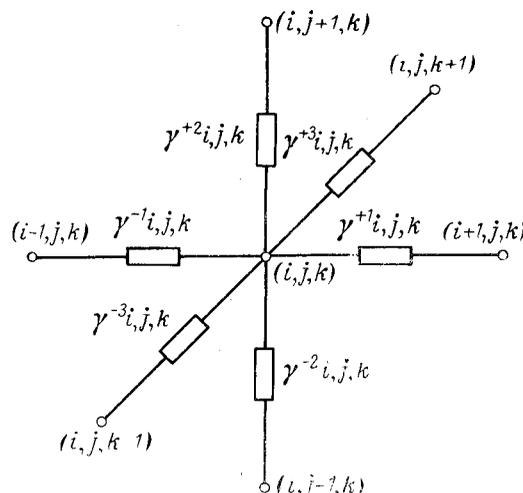


Рис. 1. Разностная схема.

В заключение следует отметить, что

1) изложенный выше метод расчета может быть непосредственно применен при решении неоднородных уравнений вида

$$\sum_{i=1}^3 \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\gamma_i(x_1, x_2, x_3) \frac{\partial \varphi}{\partial x_i} \right) + a(x_1, x_2, x_3) \varphi = F(x_1, x_2, x_3), \quad (16)$$

а также в случае, когда коэффициенты зависят от φ ;

2) если рассматривать электрическое поле в непроводящей среде, то задача решается точно так же, как для проводящей; разница заключается только в том, что роль тензора γ играет ϵ , где

$$\epsilon = \begin{vmatrix} \epsilon_1(x_1, x_2, x_3) & 0 & 0 \\ 0 & \epsilon_2(x_1, x_2, x_3) & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon_3(x_1, x_2, x_3) \end{vmatrix} \quad (17)$$

и уравнение (7) примет вид:

$$\sum_{i=1}^3 \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\epsilon_i(x_1, x_2, x_3) \frac{\partial \varphi}{\partial x_i} \right) = 0; \quad (18)$$

3) указанный прием применим и для решения нестационарных задач, в частности при расчете температурных полей, где роль γ и ϵ играют компоненты тензора теплопроводности λ , а уравнение (16) содержит производную по времени;

4) метод статистических испытаний позволяет решать уравнения, описывающие сложные физические процессы, зная лишь максимальные и минимальные значения, которые могут принимать коэффициенты уравнения.

Пример. Для примера был произведен расчет электрического поля однофазной руднотермической карбидной печи с круглой ванной мощностью 1 Мва. Наиболее трудным при расчете электрического поля карбидных печей является моделирование структуры неоднородности ванны. В карбидной печи имеют место как минимум три зоны неоднородности [Л. 9]:

- зона шихтовых материалов;
- зона жидкого расплава шихты;
- зона продукта.

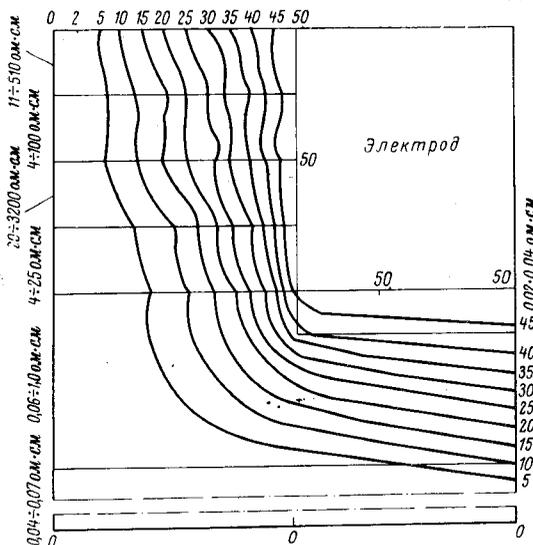


Рис. 2. Эквипотенциальные кривые электрического поля карбидной печи мощностью 1 Мва.

Наиболее неоднородной и различной по своим электрическим характеристикам является зона шихтовых материалов, так как диапазон колебаний удельного сопротивления в зависимости от физического и химического состава шихты, granulometрии, температуры, давления и других факторов достигает величины 10^3 .

Возможный разброс удельного сопротивления в зависимости от температуры представлен ниже.

Температура, °С	Удельное сопротивление, Ом·см
50—150	11—510
600—900	4—100
900—1 200	20—3 200
1 200—1 500	4—25

Учитывая изложенный выше характер неоднородности и различия свойств среды, предполагается, что выражение для γ имеет вид (8).

Так как электрическая среда в ванне руднотермической карбидной печи является проводящей, то при подаче напряжения на электрод, проводимость которого во много раз превосходит проводимость среды, в ванне возникает ток и справедливо уравнение (3).

Внутри рассматриваемой среды нет источников тока, поэтому выполняется условие (4); так как питание осуществляется напряжением промышленной частоты, то справедливо уравнение (5). Следовательно, поле ванны карбидной печи описывается уравнением (7).

Принимая во внимание, что ванна имеет цилиндрическую форму, делалось допущение об осевой симметрии поля и решалась плоская задача. Значения напряжений на границах были заданы исходя из экспериментальных исследований [Л. 10], что приводило к задаче Дирихле. В силу симметрии плоской области относительно вертикальной оси значения напряжений симметричны, поэтому достаточно определить решение в левой полуплоскости Ω . Максимальный размер печи 2,2 м, соответственно выбиралась квадратная сетка с шагом $h=0,05$ м. Значения проводимостей между узлами сетки выбирались по случайному закону по формуле:

$$\gamma = \frac{1}{R_{\min} + (R_{\max} - R_{\min})\xi},$$

где R_{\min} и R_{\max} — соответственно минимальное и максимальное значения сопротивлений; ξ — случайное число.

Генерирование случайных чисел осуществлялось по равномерному закону распределения в интервале (0,1). Любой другой желаемый закон распределения может быть получен из равномерного. Вычисление значений потенциалов во внутренних узлах осуществлялось по формуле (14).

На рис. 2 построены эквипотенциальные линии, полученные на основе усреднения пяти вариантов распределения проводимостей в ванне печи.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лукошков В. С. Моделирование источников поля в электролитической ванне при решении задач математической физики. — В сб.: Электроника, 1958, № 7, 8, с. 34—37.
2. Нетушил А. В. Электрические поля в анизотропных средах — «Электричество», 1950, № 3, с. 9—19.
3. Карплюс У. Моделирующие устройства для решения задач теории поля. М., Изд-во иностр. лит., 1962.
4. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Электродинамика сплошных сред. М., Изд-во технико-теорет. литературы, 1957.
5. Бусленко Н. П., Шрейдер Ю. А. Метод статистических испытаний (Монте-Карло) и его реализация в цифровых машинах. М., Физматгиз, 1961.
6. Тихонов А. Н., Самарский А. А. Уравнения математической физики, М., «Наука», 1966.
7. Самарский А. А. Введение в теорию разностных схем. М., «Наука», 1971.
8. Михлин С. Г., Смолицкий Х. Л. Приближенные методы решения дифференциальных и интегральных уравнений. СМБ. М., «Наука», 1965.
9. Микулинский А. С. Определение параметров руднотермической печи на основе теории подобия. М., «Энергия», 1964.
10. Данцис Я. Б. Методика исследования удельного сопротивления компонентов промежутка «электрод — под» в руднотермических печах. — В сб. трудов Ленингипрохима, вып. 2, 1969.

[14.3.1972]

Электрический контакт двух цилиндров с круглой центральной площадью касания

Л. С. КРОТМАН

Институт автоматики и электрометрии СО АН СССР

Постановка задачи и метод решения. В теориях электрических контактов [Л. 1] и контактного теплообмена [Л. 2] часто приходится решать задачу, которая формулируется следующим образом: найти решение уравнения Лапласа для полуограниченного цилиндра при заданных граничных условиях (рис. 1):

$$U = \text{const} = 0 \text{ при } z = 0 \text{ и } r \leq a; \quad (1)$$

$$\frac{\partial U}{\partial z} = 0 \text{ при } z = 0 \text{ и } r \geq a; \quad (2)$$

$$\frac{\partial U}{\partial r} = 0 \text{ при } r = r_0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial U}{\partial z} = E_0 = \frac{I}{\pi r_0^2 \gamma} \text{ при } z = \infty, \quad (4)$$

где I — ток; γ — проводимость материала цилиндра; r, z — координаты в цилиндрической системе; U — потенциал; r_0 — радиус цилиндра; a — радиус площади касания; E_0 — напряженность невозмущенного поля.

Эта задача может быть сформулирована так же, как задача обтекания диафрагмы ламинарным потоком идеальной жидкости в бесконечно длинной трубе. Известны решения для некоторой интегральной величины, характеризующей эффект стягивания линий тока в месте сужения, полученные применительно к теплопроводности численным методом [Л. 3] и применительно к электропроводности — аналитически в виде ряда [Л. 4]. Сущность последнего решения заключается в следующем. Если из сопротивления отрезка цилиндра от $z = -h$ до $z = h$ (значение h велико) вычесть сопротивление такого же отрезка цилиндра, не имеющего сужения ($a = r_0$), то получим выражение:

$$R = (U_{z=-h} - U_{z=h}) \frac{1}{I} = \frac{2h}{\pi r_0^2 \gamma}$$

Здесь R — дополнительное сопротивление, характеризующее контакт и определяемое рядом, который с достаточной для практики точностью записывается в виде:

$$R = \frac{1}{2a\gamma} \left[1 - 1,41 \frac{a}{r_0} + 0,34 \left(\frac{a}{r_0} \right)^3 + 0,07 \left(\frac{a}{r_0} \right)^5 \right].$$

В статье приведено аналитическое решение для потенциала, при котором дополнительное сопротив-

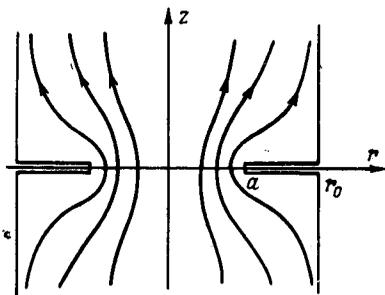


Рис. 1.

ление контакта удалось определить замкнутым выражением.

С математической стороны рассматриваемая граничная задача относится к смешанным (первое граничное условие задает потенциал, а последующие три — его частные производные), и в этом, как известно, заключается ее основная трудность. Представим потенциал суммой:

$$U(r, z) = E_0 z + U_1(r, z) + U_0, \quad (5)$$

где $E_0 z$ — потенциал невозмущенного поля; U_0 — произвольная постоянная.

Для U_1 методом разделения переменных в цилиндрических координатах можно получить хорошо известное решение [Л. 5], которое при граничных условиях (1) — (4) имеет вид:

$$U_1(r, z) = \sum_{n=1}^{\infty} C_n J_0 \left(q_n \frac{r}{r_0} \right) e^{-q_n \frac{z}{r_0}}, \quad (6)$$

где J_0 — функция Бесселя первого рода нулевого порядка; q_n — корни функции Бесселя первого рода первого порядка.

Коэффициенты C_n определяются из граничного условия соответственно для потенциала или его производной:

$$C_n = \frac{2}{r_0^2 J_0^2(q_n)} \int_0^{r_0} U(r, 0) J_0 \left(q_n \frac{r}{r_0} \right) dr; \quad (7)$$

$$C_n = - \frac{2}{r_0 q_n J_0^2(q_n)} \int_0^{r_0} r \frac{\partial U(r, 0)}{\partial z} J_0 \left(q_n \frac{r}{r_0} \right) dr. \quad (8)$$

Однако ни одним из этих двух выражений для C_n нельзя воспользоваться в нашем случае, так как условиями задачи задано $U(r, 0)$ только в круге $0 \leq r \leq a$, а $\frac{\partial U(r, 0)}{\partial z}$ — в кольце $a \leq r \leq r_0$, в то время как требуется интегрировать эти величины по всему сечению $0 \leq r \leq r_0$.

Таким образом, создается порочный круг: для определения потенциала необходимо вычислить коэффициенты разложения C_n , а для этого необходимо знать распределение потенциала или его производной. Выход из этого положения заключается в том, что выражение для потенциала или его производной при $z = 0$ (но не для всей рассматриваемой области) мы можем найти, не прибегая к методу разделения переменных. Воспользуемся тем, что аналогичная задача для плоскопараллельного поля тока в полосе с двумя поперечными разрезами (т. е. в области, образованной меридианым сечением контактуемых цилиндров) решается очень легко с помощью конформного отображения [Л. 6]:

$$\left. \begin{aligned} \sin a_1 \operatorname{ch} \pi u \cos \pi v &= \sin r_1 \operatorname{ch} z_1; \\ \sin a_1 \operatorname{sh} \pi u \sin \pi v &= \cos r_1 \operatorname{sh} z_1. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где $z_1 = \frac{\pi z}{2r_0}$; $r_1 = \frac{\pi r}{2r_0}$; $a_1 = \frac{\pi a}{2r_0}$; u — потенциальная функция; v — функция потока (силовая).

В этом случае размерный коэффициент пропорциональности при u и v опущен. Будем искать потенциал $U(r, z)$ осесимметричного трехмерного поля как функцию u , v , другими словами, перейдем от координат r, z к координатам u, v . В этой системе координат семейство взаимно ортогональных поверхностей образуется вращением эквипотенциальных и силовых линий плоскопараллельного поля вокруг оси z и плоскостями, проходящими через ось вращения. Уравнение Лапласа в такой системе координат с учетом осевой симметрии записывается в виде [Л. 6]:

$$\frac{\partial}{\partial u} \left(r \frac{\partial U}{\partial u} \right) + \frac{\partial}{\partial v} \left(r \frac{\partial U}{\partial v} \right) = 0. \quad (10)$$

Известно, что поле направлений вектора градиента потенциала в трехмерной осесимметричной области пространства вообще не совпадает с полем направлений этого вектора для соответствующей двухмерной области. Однако такое совпадение имеет место на оси симметрии и границах области, и потенциал U будет зависеть здесь только от одной координаты u , т. е. $U = U(u)$. Действительно, ось z является нормалью как для эквипотенциальных линий плоскопараллельного поля, так и для эквипотенциальных поверхностей осесимметричного поля. Поэтому при малых перемещениях с оси по радиусу (т. е. по эквипотенциальной линии $u = \text{const}$) функция потока v изменяется, а потенциал U остается неизменным, так как при этом перемещение происходит по эквипотенциальной поверхности. Аналогично можно доказать, что $U = U(u)$ на поверхностях $z = 0$ и $r = r_0$. Следовательно, $\frac{\partial U}{\partial v} = 0$ и уравнение (10) принимает более простой вид:

$$\frac{\partial}{\partial u} \left(r \frac{\partial U}{\partial u} \right) = 0,$$

отсюда

$$\frac{\partial U}{\partial u} = \frac{f(v)}{r}, \quad (11)$$

где $f(v)$ — произвольная функция v .

Соображения, приведенные выше, в обоснование того, что на оси и границах области потенциал U не зависит от v , носят качественный характер и не могут рассматриваться как строгое доказательство справедливости уравнения (11). Такое обоснование можно провести и совершенно строго, но это не является необходимым. Действительно, можно делать любые предположения относительно искомого решения $U(r, z)$, лишь бы полученное выражение удовлетворяло уравнению Лапласа и граничным условиям задачи. Подставим равенство (11) в уравнение Лапласа в цилиндрических координатах для осесимметричного поля:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial U}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} = 0.$$

Учитывая, что

$$\frac{\partial U}{\partial r} = \frac{\partial U}{\partial u} \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \frac{\partial U}{\partial z} = \frac{\partial U}{\partial u} \frac{\partial u}{\partial z}; \quad \frac{\partial f(v)}{\partial r} =$$

$$= \frac{\partial f}{\partial v} \frac{\partial v}{\partial r}; \quad \frac{\partial f}{\partial z} = \frac{\partial f}{\partial v} \frac{\partial v}{\partial z};$$

получим:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} f(v) + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \frac{\partial f}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial z} \frac{\partial f}{\partial z} + \frac{1}{r} \times \\ \times \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} f = 0.$$

Здесь первый и последний члены в сумме равны нулю в силу уравнения Лапласа для плоскопараллельного поля:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = 0.$$

Средние члены приводятся к выражению:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial f}{\partial v} \left(\frac{\partial u}{\partial r} \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \frac{\partial v}{\partial z} \right),$$

которое равно нулю в силу уравнений Коши — Римана:

$$\frac{\partial u}{\partial r} = \frac{\partial v}{\partial z}; \quad \frac{\partial u}{\partial z} = - \frac{\partial v}{\partial r}.$$

Таким образом, выражение (11) действительно удовлетворяет уравнению Лапласа и может быть использовано для вычисления градиента потенциала $\frac{\partial U(r, 0)}{\partial z}$.

Определение градиента потенциала внутри площади касания цилиндров. Внутри площади касания $u = 0$, поэтому $r = r(v)$, и уравнение Лапласа (11) примет вид:

$$\frac{\partial U}{\partial u} = \frac{f(v)}{r(v)}.$$

Производная $\frac{\partial U}{\partial u}$ есть функция только u , поэтому необходимо положить:

$$\frac{\partial U}{\partial u} = \frac{f(v)}{r(v)} = c, \quad r \leq a.$$

В пределах площади касания $z = 0$, $r \leq a$ потенциал плоскопараллельного поля u не зависит от координаты r , но изменяется с координатой z , т. е. $u = u(z)$. Рассматривая потенциал осесимметричного поля U как сложную функцию $U = U(u)$, $u = u(z)$, $z = 0$, $r \leq a$, для искомой производной можем записать:

$$\frac{\partial U}{\partial z} = \frac{\partial U}{\partial u} \frac{\partial u}{\partial z} = c \frac{\partial u}{\partial z}, \quad z = 0, \quad r \leq a.$$

Исключая из (9) величину v и переходя к пределу при $z = 0$, определяем производную и градиент потенциала соответственно:

$$\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{1}{2r_0} \frac{\cos r_1}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}}, \quad z = 0, \quad r \leq a;$$

$$\frac{\partial U}{\partial z} = \frac{c}{r_0} \frac{\cos r_1}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}}, \quad z = 0, \quad r \leq a.$$

Из условия

$$\int_0^a \gamma \frac{\partial U}{\partial z} \Big|_{z=0} 2\pi r dr = I$$

определяется постоянная

$$c = \frac{I\pi}{8r_0\gamma} \frac{1}{a_1} \frac{1}{\int_0^a \frac{r_1 \cos r_1 dr_1}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}}}.$$

Интеграл в знаменателе последнего выражения вычислим с помощью подстановки

$$y = \arcsin \frac{\sin r_1}{\sin a_1};$$

$$i = \int_0^{a_1} \frac{r_1 \cos r_1 dr_1}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}} \int_0^{\pi/2} \arcsin(\sin a_1 \sin y) dy$$

и разложения \arcsin в ряд

$$i = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(2n-1)!!}{2n!!} \frac{(\sin a_1)^{2n+1}}{2n+1} \int_0^{\pi/2} (\sin y)^{2n+1} dy.$$

Вычислив интеграл в этом выражении

$$\int_0^{\pi/2} (\sin y)^{2n+1} dy = \frac{2n!!}{(2n+1)!!},$$

находим i в виде ряда:

$$i = \int_0^{a_1} \frac{r_1 \cos r_1 dr_1}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}} = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(\sin a_1)^{2n+1}}{(2n+1)^2},$$

который сходится очень быстро. На рис. 2 приведена зависимость $i \left(\frac{a}{r_0} \right)$.

Для градиента потенциала внутри площади касания имеем:

$$E(r, 0) = \frac{\partial U}{\partial z} = \frac{I\pi}{8r_0^2 \gamma i} \frac{\cos r_1}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}}, \quad z=0, r \leq a. \quad (12)$$

Интересно сопоставить этот результат с соответствующим выражением, полученным в [Л. 7] для полупространства:

$$E(r, 0) = \frac{I}{2\pi\gamma a} \frac{1}{\sqrt{a^2 - r^2}}, \quad 0 \leq r \leq a.$$

В пределе при $\frac{a}{r_0} \rightarrow 0$ имеем: $\sin a_1 \rightarrow \frac{\pi a}{2r_0}$; $\sin r_1 \rightarrow \frac{\pi r}{2r_0}$, т. е. (12) совпадает с этим выражением.

При конечных значениях $\frac{a}{r_0}$ в табл. 1 приведено сравнение для относительной плотности тока

$$\frac{\delta}{\delta_{\text{ср}}} = \frac{\gamma E(r, 0)}{I/\pi a^2}.$$

Пользуясь (12), можно определить в соответствии с равенством (8) коэффициенты C_n и получить, таким образом, решение для U_1 в виде ряда (6). Однако уравнение (11) для оси и границ полуцилиндра позволяет непосредственно определить по-

тенциал и представить его в замкнутом виде. Проведем эти вычисления, прежде чем перейти к определению коэффициентов C_n .

Определение потенциала на оси цилиндра. Для параксиальной области

$$r \ll r_0, \cos \pi v \approx \approx \left(\frac{1}{2} - v \right) \pi \ll 1,$$

решая равенства (9) относительно r , находим:

$$r \approx r_0 (1 - 2v) \frac{\sin a_1 \operatorname{ch} \pi u}{\sqrt{1 + \sin^2 a_1 \operatorname{sh}^2 \pi u}}.$$

Подставляя это выражение в (11) и учитывая что $\frac{\partial U}{\partial u}$ есть функция только u , получим:

$$f(v) = c(1 - 2v);$$

$$\frac{\partial U}{\partial u} = c \frac{\sqrt{1 + \sin^2 a_1 \operatorname{sh}^2 \pi u}}{\operatorname{ch} \pi u},$$

где c — некоторая постоянная. Для интегрирования последнего равенства удобно перейти к цилиндрическим координатам. При $r=0$ из (9) находим:

$$\operatorname{sh}^2 \pi u = \frac{\operatorname{sh}^2 z_1}{\sin^2 a_1}.$$

С учетом последнего соотношения для потенциала на оси получаем:

$$U(0, z) = C_1 \int \frac{\operatorname{ch}^2 z_1}{\operatorname{sh}^2 z_1 + \sin^2 a_1} dz + C_2 = C_1 z_1 + C_1 \cos^2 a_1 \int \frac{dz_1}{\operatorname{sh}^2 z_1 + \sin^2 a_1} + C_2.$$

Определяя из [Л. 8] последний интеграл, имеем:

$$U(0, z) = C_1 z_1 + C_1 \operatorname{ctg} a_1 \operatorname{arctg} (\operatorname{ctg} a_1 \operatorname{th} z_1) + C_2.$$

Поскольку линейная функция $C_2 z$ есть тоже решение уравнения Лапласа, то можно сложить ее с полученным результатом, т. е. записать решение в виде:

$$U(0, z) = B z_1 + C_1 \operatorname{ctg} a_1 \operatorname{arctg} (\operatorname{ctg} a_1 \operatorname{th} z_1) + C_2.$$

Из условия $U(0, 0) = 0$ определяем $C_2 = 0$; из условия

$$\left. \frac{\partial U}{\partial z} \right|_{z \rightarrow \infty} = E_0$$

находим:

$$B = E_0 \frac{2r_0}{\pi}.$$

При $r_0 \rightarrow \infty$ должны получить известное решение для двух полупространств с круглой площадью касания [Л. 5]:

$$U(0, z) \rightarrow \frac{I}{2\pi\gamma a} \operatorname{arctg} \frac{z}{a}.$$

Отсюда определяем:

$$C_1 = \frac{I}{4r_0 \gamma}$$

и для потенциала на оси окончательно запишем:

$$U(0, z) = I \left[\frac{z}{\pi r_0^2 \gamma} + \frac{1}{4r_0 \gamma} \operatorname{ctg} \frac{\pi a}{2r_0} \operatorname{arctg} \times \times \left(\operatorname{ctg} \frac{\pi a}{2r_0} \operatorname{th} \frac{\pi z}{2r_0} \right) \right]. \quad (13)$$

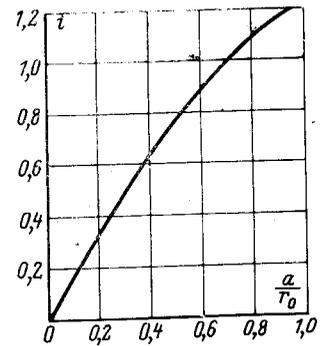


Рис. 2.

Таблица 1

$\frac{r}{a}$	a/r_0				
	(полупространство)	0,2	0,4	0,6	0,8
0	0,500	0,512	0,544	0,620	0,746
0,2	0,510	0,520	0,553	0,625	0,748
0,4	0,545	0,554	0,582	0,644	0,759
0,6	0,625	0,634	0,650	0,702	0,783
0,8	0,833	0,824	0,821	0,850	0,871
0,9	1,15	1,14	1,10	1,10	1,04
0,95	5,78	2,04	1,48	1,475	1,42
1,0	∞	∞	∞	∞	∞

Определение потенциала на боковой поверхности цилиндра. Для боковой поверхности $r=r_0$ уравнение (11) принимает вид:

$$\frac{\partial U}{\partial u} = \frac{f(v)}{r_0}.$$

Необходимо положить $f(v) = \text{const}$, после чего найдем:

$$U(r_0, z) = k_1 u(r_0, z) + k_2.$$

Из условия $\left. \frac{\partial V}{\partial z} \right|_{z \rightarrow \infty} = E_0$ получим $k_1 = \frac{2I}{\pi r_0 \gamma}$.

Определив из (9) $u(r_0, z)$, имеем:

$$U(r_0, z) = \frac{2I}{\pi^2 r_0 \gamma} \text{Arch} \frac{\text{ch } z_1}{\sin a_1} + k_2.$$

Из условия $U(r_0, z) \xrightarrow{z \rightarrow \infty} U(0, z)$ найдем:

$$k_2 = \frac{I}{4r_0 \gamma} \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{a}{r_0}\right) + \frac{2I}{\pi^2 r_0 \gamma} \ln \sin a_1.$$

Наконец, переходя от Arch к логарифму, окончательно получим:

$$U(r_0, z) = I \left[\frac{z}{\pi r_0^2 \gamma} + \frac{2}{\pi^2 r_0 \gamma} \ln \frac{1 + e^{-2z_1}}{2} \left(1 + \sqrt{1 - \frac{\sin^2 a_1}{\text{ch}^2 z_1}}\right) + \frac{1}{4r_0 \gamma} \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{a}{r_0}\right) + \frac{\pi a}{2r_0} \right]. \quad (14)$$

Первый член в квадратных скобках есть сопротивление сплошного отрезка цилиндра длиной z (невозмущенная составляющая), третий член не зависит от z и равен половине полного сопротивления стягивания, второй член есть затухающая в направлении z функция. При $z=r_0$ логарифм во втором слагаемом мало отличается от нуля (он равен приблизительно 0,04). Это означает, что падение напряжения между точками (r_0, h) и $(r_0, -h)$, где $h \geq r_0$ практически не отличается от полного напряжения стягивания. Поэтому для определения полного сопротивления стягивания контакта двух цилиндров достаточно измерить падение напряжения между двумя точками боковой поверхности, расположенными симметрично относительно площади касания и отстоящими от нее на расстоянии $h=r_0$, разделить измеренную величину на ток и из результата вычесть сопротивление $\frac{2}{\pi h \gamma}$ отрезка цилиндра длиной $2h$.

Определение потенциала в произвольной точке. Подставляя $\frac{\partial U(r, 0)}{\partial z}$ из (12) в (8), получаем:

$$C_n = - \frac{I \pi}{4r_0^3 \gamma i q_n J_0^2(q_n)} \int_0^a \frac{r \cos r_1 J_0\left(q_n \frac{r}{r_0}\right)}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}} dr.$$

Произведение $q_n J_0^2(q_n)$ с ростом n асимптотически приближается к значению $2/\pi$, т. е. можно положить $q_n J_0^2(q_n) \approx 2/\pi$ с погрешностью 2% для $n=1$ и менее 1% для $2 \leq n < \infty$.

Таблица 2

$\frac{a}{r_0}$	i_1	i_2	i_3	i_4	i_5	i_6
0	0	0	0	0	0	0
0,2	0,2829	0,2199	0,1380	0,05477	-0,01334	-0,05511
0,4	0,4040	0,08037	-0,1129	-0,09176	0,02478	0,07466
0,6	0,3143	-0,1582	-0,03205	0,09870	-0,03190	-0,04933
0,8	0,1151	-0,1196	0,1025	-0,06960	0,03037	0,005177
1,0	0	0	0	0	0	0

Переходя под интегралом к переменной r_1 , получим:

$$C_n = - \frac{I}{2r_0 \gamma i} \int_0^{a_1} \frac{r_1 \cos r_1 J_0\left(\frac{2}{\pi} q_n r_1\right)}{\sqrt{\sin^2 a_1 - \sin^2 r_1}} dr_1.$$

Этот интеграл в известных функциях не выражается и должен быть вычислен численным методом. В табл. 2 приведены значения интеграла, вычисленные на ЦВМ при различных значениях a/r_0 и $n=1, 2, \dots, 6$.

Для потенциала в произвольной точке ранее имели равенство (5)

$$U(r, z) = E_0 z + \sum_{n=1}^{\infty} C_n J_0\left(q_n \frac{r}{r_0}\right) e^{-q_n \frac{z}{r_0}} + U_0.$$

Определим постоянную U_0 так, чтобы $U(r, z) = 0$ при $z=0, r \leq a$:

$$U_0 = - \sum_{n=1}^{\infty} C_n J_0\left(q_n \frac{r}{r_0}\right), \quad r \leq a.$$

Умножая обе части последнего равенства на r и интегрируя по r от нуля до a , находим:

$$U_0 = - 2 \sum_{n=1}^{\infty} C_n \frac{J_1\left(q_n \frac{a}{r_0}\right)}{q_n \frac{a}{r_0}};$$

$$U(r, z) = I \frac{z}{\pi r_0^2 \gamma} + I \sum_{n=1}^{\infty} \frac{i_n}{2r_0 \gamma i} \times$$

$$\times \left[2 \frac{J_1\left(q_n \frac{a}{r_0}\right)}{q_n \frac{a}{r_0}} - J_0\left(q_n \frac{r}{r_0}\right) e^{-q_n \frac{z}{r_0}} \right]. \quad (15)$$

Бесконечный ряд в этом выражении дает сопротивление стягивания в общем случае.

Полное сопротивление стягивания контакта. Разность падений напряжения между двумя симметричными точками (r, z) и $(r, -z)$ и той же величиной для невозмущенного поля есть напряжение стягивания, а та же величина, деленная на ток, — сопротивление стягивания, которое является функцией координат r и z . При бесконечном удалении от площади касания (т. е. при $z \rightarrow \infty$) сопротивление стягивания стремится к некоторому пределу, не зависящему от r и определяемому только величиной площади касания. Этот предел называется полным сопротивлением стягивания контакта (13):

$$R_K = \lim_{z \rightarrow \infty} \frac{2}{I} [U(r, z) - U(r, 0) - E_0 z].$$

Удобно сравнивать R_k с сопротивлением $\frac{4}{\pi r_0 \gamma}$ отрезка цилиндра длиной $4r_0$. Отношение

$$\bar{R}_k = \frac{R_k}{4/\pi r_0 \gamma}$$

будем называть относительным сопротивлением стягивания контакта. Из [Л. 4] имеем:

$$\bar{R}_k = \frac{\pi}{8} \frac{1}{a/r_0} \left[1 - 1,41 \frac{a}{r_0} + 0,34 \left(\frac{a}{r_0} \right)^2 + 0,07 \left(\frac{a}{r_0} \right)^5 \right], \quad (16)$$

а из (13) для потенциала на оси

$$\bar{R}_k = \frac{\pi^2}{16} \frac{1 - \frac{a}{r_0}}{\operatorname{tg} \frac{\pi a}{2r_0}}. \quad (17)$$

При малых $\frac{a}{r_0} \rightarrow 0$ эти равенства совпадают:

$$\bar{R}_k \approx \frac{\pi r_0}{8a}, \quad \frac{a}{r_0} \ll 1.$$

На рис. 3 приведены кривые \bar{R}_k в функции a/r_0 , построенные по приближенному (16) и точному (17) решениям (соответственно кривые 1 и 2). Максимальное расхождение кривых соответствует $a/r_0 = 0,6$ и составляет 17%.

Полное сопротивление стягивания контакта двух полупространств с круглой площадью касания определяется известным выражением [Л. 1]:

$$R = \frac{1}{2a\gamma}.$$

На рис. 4 приведена зависимость отношения полных сопротивлений стягивания контакта двух цилиндров и двух полупространств в зависимости от a/r_0 :

$$\frac{R_k}{R} = \frac{\frac{\pi a}{2r_0}}{\operatorname{tg} \frac{\pi a}{2r_0}} \left(1 - \frac{a}{r_0} \right).$$

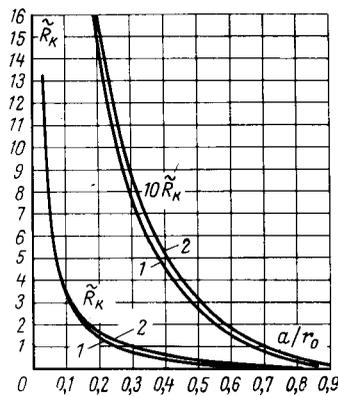


Рис. 3.

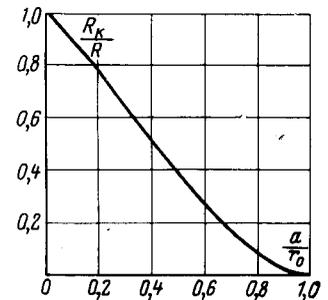


Рис. 4.

В заключение автор выражает свою глубокую признательность проф. Н. Е. Лысову, по инициативе которого написана эта статья.

ЛИТЕРАТУРА

1. Хольм Р. Электрические контакты. М., Изд-во иностр. лит., 1961.
2. Шлыков Ю. П., Ганин Е. Л. Контактный теплообмен. М., Госэнергоиздат, 1963.
3. Cetinkale T. H. a. Fischenden M., Thermal conductance of metal surfaces in contact. Proc. of the general discussion on heat transfer, 1951.
4. Фок В. А. Теоретическое исследование проводимости круглого отверстия в перегородке, поставленной поперек трубы. ДАН 1941, т. XXXXI, № 9.
5. Смайт В. Электростатика и электродинамика. М., Изд-во иностр. лит., 1954.
6. Кротман Л. С. Сопротивление проводящей полосы при нарушении сплошности ее поперечного сечения — «Электричество», 1968, № 4, с. 61—65.
7. Лысов Н. Е. Об установившемся нагреве и сопротивлении замкнутых электрических контактов — Изв. вузов, «Электромеханика», 1963, № 6.
8. Рыжик И. М., Градштейн И. С. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. Физматгиз, 1962.

[29.3.1972]

УДК 621.316.542:621.3.066.6

Применение меди в качестве материала контактных систем вакуумных дугогасительных камер

Г. С. БЕЛКИН, С. Н. ВОСКРЕСЕНСКИЙ, В. И. ЕРМАКОВ, В. Я. КИСЕЛЕВ и И. А. ЛУКАЦКАЯ

Всесоюзный электротехнический институт

Введение. В последнем десятилетии в СССР и за рубежом получило развитие новое направление в высоковольтном аппаратостроении — вакуумные выключатели. Вакуумные выключатели обладают целым рядом достоинств, к которым относятся: малые габариты; быстродействие; большой срок службы; взрыво- и пожаробезопасность; небольшие расходы на ревизию и ремонт. Благодаря своим достоинствам, вакуумные выключатели находят широкое применение в качестве оперативных и защитных выключателей, контакторов, дугогасящих контактов в устройствах переключения трансформаторов под нагрузкой.

Характеристики вакуумных выключателей (отключающая и включающая способности, номинальный ток, срок службы, величина тока среза) существенно зависят от материала контактов, к которым предъявляется целый комплекс во многом противоречивых требований. Поэтому контактные системы мощных вакуумных выключателей, как правило, состоят из двух частей: контактирующей и дугогасящей.

Общие требования к обеим частям контактной системы следующие:

- высокая электро- и теплопроводность;
- высокая дугоустойчивость;

низкое газосодержание;
высокая электропрочность вакуумных промежутков.

К контактирующей части предъявляются дополнительные требования:

малая прочность сварки при включении и пропуске токов короткого замыкания;

малый ток среза, для чего в материал контактов должны быть введены специальные добавки.

Одним из наиболее распространенных электротехнических материалов, удовлетворяющих первому требованию, является, как известно, медь.

Требования к газосодержанию меди. При отключении тока поверхность электродов под действием дуги оплавляется и испаряется. При этом выделяются растворенные в металле электродов газы. Наряду с этим пары электродов, осаждающиеся на стенках, окружающих дуговой промежуток, некоторое количество газа поглощают [Л. 1]. Если выделение газа превышает поглощение, давление в вакуумной дугогасительной камере повышается на некоторую величину Δp . Давление около 10^{-4} мм рт. ст. является наибольшим, при котором еще возможно отключение тока в вакууме. Примем максимально допустимым давление $5 \cdot 10^{-4}$ мм рт. ст. При этом условии отключения будет определяться неравенством:

$$\Delta p \leq 10^{-4} \text{ мм рт. ст.} \quad (1)$$

Попытаемся выяснить, при каком газосодержании меди после многократных отключений тока выполняется условие (1). При этом предположим, что поглощение газа в камере отсутствует и подавляющее количество газа выделяется при испарении электродов.

Число атомов газа n , выделяющихся из электродов под действием дуги, можно оценить по выражению:

$$n = \frac{\alpha M q N}{100 m}, \quad (2)$$

где α — газосодержание меди в весовых процентах; M — эрозия электродов в виде пара, г/кул (согласно [Л. 2] $M_{Cu} \approx 5 \cdot 10^{-4}$ г/кул); m — масса атома, растворенного газа; $q = \frac{I_m}{\pi f}$ — количество электричества, протекшее в дуге за один полупериод тока; I_m и f — соответственно амплитуда и частота тока.

Как будет показано ниже, основным компоненту растворенных в меди газов составляет кислород. Поэтому примем $m = 2,67 \cdot 10^{-23}$ г, что соответствует массе атома кислорода.

Примем эффективное значение отключаемого переменного тока промышленной частоты равным 10 ка. Такой ток отключения имеют маломощные силовые выключатели. Число отключений N можно принять равным 20.

Выражение для Δp можно записать в виде:

$$\Delta p = \frac{n}{2 \nu n_0}, \quad (3)$$

где ν — объем вакуумной дугогасительной камеры, который можно принять равным примерно 5 л; $n_0 = 3,56 \cdot 10^{16}$ см⁻³ — число молекул газа в 1 см³ при давлении 1 мм рт. ст. Коэффициентом 2 в знаменателе учитывается то обстоятельство, что газы

растворены в металле в атомарном состоянии, а после их выделения образуются, как правило, двухатомные молекулы. При совместном решении неравенства (1) и уравнений (2) и (3) получим:

$$\alpha \leq \frac{2 \cdot 10^{-2} \nu n_0}{M q N}.$$

После подстановки в (4) численных значений имеем $\alpha \leq 5 \cdot 10^{-4}$ %. Можно ожидать, что с увеличением отключаемого тока потребуются меньшее значение α , так как при этом увеличивается эрозия электродов.

Технология получения меди с низким газосодержанием. Получение меди, не содержащей газовых (H_2 ; O_2) и вредных летучих примесей (Bi, Sb, As, Pb, Sn, Zn), пока остается до конца не решенной задачей, хотя за последнее десятилетие в Советском Союзе и за рубежом выполнено большое количество научно-исследовательских работ по дегазации металла при плавке в вакууме. Существующие способы получения вакуум-плавленной меди с низким газосодержанием (индукционный и электронно-лучевой) резко отличаются друг от друга с точки зрения процессов дегазации. Наиболее перспективный метод получения меди высокой чистоты, удовлетворяющей требованиям радиоэлектроники и электротехники, — электронно-лучевая плавка, имеющая ряд преимуществ перед индукционной вакуумной плавкой:

возможность плавного изменения температуры переплавляемой меди в широком диапазоне от комнатной до расплавления и значительного перегрева; возможность более полного удаления примесей с большей упругостью паров;

отсутствие источников загрязнения переплавляемой меди;

сочетание процесса рафинирования стекающей струйки меди расплавленного электрода с капельным и рафинирование расплавленной жидкой ванны дают возможность максимально очистить медь от газовых и летучих примесей с получением плотного слитка;

отсутствие дефектов усадочного происхождения.

Плавка меди проводилась в электронно-лучевой печи. Рабочий вакуум в плавильной камере поддерживался приблизительно равным $1 \cdot 10^{-5}$ мм рт. ст.

В качестве исходного материала использовались листы катодной меди марки МОА.

Листы нарезаются на полосы и собираются в электроды. Электроды подаются под электронный луч непрерывно. Расплавленная медь попадает в графитовый кристаллизатор с водоохлаждаемой рубашкой. Для получения надежных условий раскисления меди и дегазации сконструирован специальный реактор.

Особенностью электронно-лучевой плавки меди является отсутствие в теле слитка включений окиси меди (Cu_2O), а также неметаллических включений, иногда встречающихся при вакуумной индукционной плавке.

В табл. 1 приводятся данные в весовых процентах по содержанию газов и примесей исходной катодной меди и меди после переплава в электронно-

Таблица 1

Вид плавки	Химические элементы												
	Bi	Sb	As	Fe	Ni	Pb	Sn	S	Zn	P	O ₂	H ₂	N ₂
Катодная медь	0,0005	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,002	0,001	0,001	0,02	0,000296	0,00045
Электронно-лучевая плавка	<0,0002	Следы	<0,0005	<0,0005	<0,0007	<0,0002	<0,0002	<0,001	<0,0008	<0,0005	0,0003	0,00002	Не обнаружено
Электронно-лучевая плавка меди с присадкой бора 4·10 ⁻³ %	<0,0002	Следы	<0,0005	<0,0005	<0,0007	<0,0002	<0,0002	<0,001	<0,0008	<0,0005	0,0003	0,00004	Не обнаружено
Индукционная плавка	<0,001	Следы	<0,001	0,001	0,0005	0,0004	<0,0002	<0,002	<0,001	<0,002	0,00049	0,00003	Не обнаружено

лучевой печи, а также сравнительные данные по меди индукционного переплава.

Химический состав исходной меди и полученной в результате вакуумного переплава определялся спектральным методом.

Газосодержание определялось на установке С-911 методом вакуумной экстракции.

Плавка меди в электронно-лучевых печах дает весьма высокую степень рафинирования металла от газов, неметаллических включений и вредных примесей металлов с низкой упругостью пара. Газосодержание меди удовлетворяет условию (4).

Результаты испытания меди в качестве материала дугогасящей части контактных систем. Исследовались торцевые контакты двух видов: цилиндрические диаметром 28 мм и специальной формы, обеспечивающей вращение дуги при больших токах под действием собственного магнитного поля тока. Цилиндрические контакты испытывались на электроизнос, отключающую способность и поглощение газа при коммутации тока. Материалом контактов служила медь электронно-лучевой и в ряде случаев для сравнения другие материалы.

При испытании на электроизнос и отключающую способность источником тока служила конденсаторная батарея, заряжавшаяся до напряжения 2,2 кв. Батарея разряжалась на вакуумную дугогасительную камеру с испытуемыми контактами. Разряд был колебательным. Опыты проводились при амплитуде тока 4,67 ка. Эрозия определялась по убыли веса контактов. Отключающая способность оценивалась по относительному числу опытов, при котором дуга гасла при первом переходе тока через нуль.

Результаты испытаний приведены в табл. 2, из которой видно, что медь значительно уступает железу по электроизносу, однако по отключающей спо-

собности медь с добавкой бора превосходит железо.

Исследование поглощения газа при коммутации тока производилось следующим образом. В камеру с испытуемыми контактами напускался воздух до заданного давления, после чего откачка прекращалась. Затем выполнялись 10 коммутаций переменного тока 500 а. По разности начального и конечного давлений определялось изменение количества газа в камере. Результаты испытания трех видов меди и вольфрама приведены в табл. 3, из которой следует, что медь электронно-лучевой плавки по количеству поглощенного газа при коммутации тока превосходит другие виды меди и приближается по этому параметру к вольфраму. Вследствие поглощения газа при коммутации тока вакуум в дугогасительной камере не снижается, в результате чего становится возможным многократное отключение тока.

Контакты из меди электронно-лучевой плавки, на которых дуга вращалась под действием магнитного поля тока, испытывались на отключающую способность. Испытания проводились на ударных генераторах ТИ-12 и ТИ-100 при токах 8—18 ка и возвращающемся напряжении 10—13 кв. Отключаемый ток был практически симметричным.

Успешными считались отключения при длительности горения меньше 20 мсек. В ряде опытов через несколько полупериодов после отключения имели место пробои в камере. Результаты испытаний приведены в табл. 4.

Из табл. 4 следует, что при первых нескольких отключениях тока 8—13 ка через несколько полупериодов после отключения происходят пробои. В дальнейшем контакты из меди электронно-лучевой плавки способны многократно отключать ток, равный 10—12 ка. Возможной причиной пробоев при первых отключениях тока является наличие поверхностных загрязнений и адсорбированных газов на контактах.

Таблица 2

Материал	Амплитуда тока, ка	Электроизнос m , г/к	Общее число отключений	Количество отключений при первом переходе тока дуги через нуль, %
Медь (электронно-лучевая плавка)	4,67	1,06	22	36
Медь с добавкой бора 4·10 ⁻³ весовых процентов (электронно-лучевая плавка)	4,67	1,9	22	55
Железо армо	4,67	0,09	22	36

Таблица 3

Материал контактов	Изменение количества газа в камере (ммк) при начальных давлениях (мм рт. ст.)				
	10 ⁻⁵ ÷ 10 ⁻⁴	10 ⁻³	5·10 ⁻³	10 ⁻²	5·10 ⁻²
Вольфрам	-0,5	-2	-10	-20	—
Медь электронно-лучевой плавки	+1	-2,1	-5,2	-8,5	-35
Медь индукционной вакуумной плавки	+0,2	-1,7	-2,5	-3,5	-10,5
Медь бескислородная	+0,3	-0,9	—	-3,5	-7

Таблица 4

Эффективное значение возвращающегося напряжения, <i>кв</i>	Эффективное значение отключаемого тока, <i>ка</i>	Число отключений			Примечание
		успешных	с пробами	отказы	
1-й вид контактов					
10—12	9—13	16	2	—	Пробой во втором и третьем опытах
11—12	16—17	7	—	—	
12,5	18	—	1	—	
2-й вид контактов					
10—12	10—13	17	1	—	Пробой произошел во втором опыте

Проведенные испытания показали, что медь электронно-лучевой плавки может применяться в качестве материала дугогасящей части контактных систем. По газоотделению она превосходит другие виды меди: медь индукционной вакуумной плавки и медь бескислородную.

Результаты испытания контактов из меди. Исследовались торцевые контакты цилиндрической и специальной формы, изготовленные из меди: переходное сопротивление, ток среза, свариваемость контактов при пропускании сквозных токов.

Переходное сопротивление измерялось по методу амперметра — вольтметра на постоянном токе 10—200 *а*. Результаты измерений приведены в табл. 5.

Из табл. 5 видно, что медные контакты имеют переходное сопротивление на порядок меньшее, чем вольфрамовые.

Ток среза измерялся при отключении переменного тока 15 *а*, возвращающемся напряжении 220 *в* и активной нагрузке во внешней цепи. Ход контактов составлял 1,5 *мм*, а скорость хода 50 *см/сек*. Определялось среднее арифметическое значение тока среза из 40—60 опытов. Измерения показали, что медные контакты независимо от газосодержания и конфигурации дают среднее значение тока среза 8—10 *а*, что близко по величине к току среза вольфрамовых контактов.

Исследование сваривания производилось на контактах специальной формы путем пропускания через них тока с эффективным значением 5—26 *ка* в течение 0,3—4 *сек* при коэффициенте содержания аperiodической составляющей в амплитуде тока 0—100%. Сила контактного нажатия составляла 20—145 *кгс*. При токах 1—2 *ка* длительность протекания

Таблица 5

Вид контактов	Материал контактов	Контактное нажатие, <i>кгс</i>	Переходное сопротивление, <i>ом</i>
Цилиндрические с диаметром 28 <i>мм</i>	Вольфрам	10 70	$2,7 \cdot 10^{-4}$ $2 \cdot 10^{-4}$
	Медь электронно-лучевой плавки	20	$1,1 \cdot 10^{-5}$
Специальные	Медь электронно-лучевой плавки	80	$1,0 \cdot 10^{-5}$



тока составляла 3 *ч*, величина контактного нажатия 35—85 *кгс*. После каждого опыта измерялась сила отрыва контактов.

В тех случаях, когда сила электродинамического отталкивания контактов превышала силу контактного нажатия, наблюдался отброс контактов, между ними в течение нескольких миллисекунд горела дуга, затем контакты снова замыкались.

Испытания показали следующее.

1. Контакты из меди различных марок в вакууме подвержены сварке, которая наблюдается при наличии и отсутствии отбросов.

2. При отсутствии отбросов сила, необходимая для разрушения места сварки контактов, изменялась в пределах 0—170 *кгс*. В этом случае наблюдается тенденция увеличения силы разрушения места сварки контактов с ростом контактного нажатия, уменьшением числа касания и ростом тока. Сила разрушения места сварки медных контактов в несколько раз больше, чем вольфрамовых.

3. Сила разрушения сварки медных контактов сильно возрастает, превышая 500 *кгс* при наличии отброса. В то же время эта сила для вольфрамовых контактов практически не зависит от того, был отброс контактов или нет.

Так как при замыкании тока между контактами возникает дуга, следует ожидать, что при больших токах будем иметь такую же сильную сварку при замыкании контактов, как и при протекании сквозных токов в случае отбросов.

Таким образом, испытания меди в качестве материала контактирующей части контактных систем показали, что медь обеспечивает низкое переходное контактное сопротивление, но вместе с тем имеет такие отрицательные характеристики, как большой ток среза и прочная сварка. Последнее качество делает медь непригодной и для контактирующей части контактных систем вакуумных выключателей.

Выводы. 1. Исследования показали, что для успешного отключения токов короткого замыкания около 10 *ка* газосодержание меди не должно превышать $5 \cdot 10^{-4}$ весовых процентов.

2. Разработанная технология очистки меди методом электронно-лучевой плавки в вакууме позволяет получить медь с указанным газосодержанием.

3. Испытания контактов из меди показали, что медь электронно-лучевой плавки может применяться в качестве материала дугогасящей части контактных систем, рассчитанных на токи около 10 *ка*;

медь (любая) не может использоваться в качестве материала контактирующей части контактных систем главным образом из-за прочной сварки, образующейся при замыкании контактов.

ЛИТЕРАТУРА

- Лукацкая И. А., Воскресенский С. Н. Поглощение газа в вакуумном выключателе при коммутации тока. — «Электротехника», 1970, № 5.
- Mitchell G. R. The high current vacuum arc. Part I — An experimental study. Proc. IEE (London), v. 177, p. 2315—2316, Dec. 1970.

О выборе оптимального напряжения для линий скоростного трамвая

И. С. ЕФРЕМОВ, К. Г. МОСЯГИН и В. Е. РОЗЕНФЕЛЬД

Москва

В последние годы как в Советском Союзе, так и за рубежом ставится вопрос о широком применении скоростных трамваев, и в некоторых городах уже начато строительство скоростных трамвайных линий. В связи с этим возникает проблема выбора оптимального напряжения для этого вида городского транспорта. Применяемое до сих пор напряжение 550 в, которое было введено еще в конце прошлого столетия, становится явно недостаточным для питания мощных поездов скоростного трамвая. Оно недостаточно и для обычного современного трамвая, мощность двигателя которого уже сейчас достигает 200 квт. Столь низкое напряжение неэкономично для системы электроснабжения, так как требует сооружения большого количества тяговых подстанций и значительных затрат цветного металла в различных элементах тяговой сети. При низком напряжении трудно обеспечить достаточно стабильное напряжение на токоприемниках поездов и приемлемый к. п. д. тяговой сети.

До последнего времени попытки повышения напряжения на городском электрическом транспорте не приводили к успешным результатам, так как увеличение напряжения вызывало усложнение, удорожание и понижение надежности электрооборудования подвижного состава. Однако современные успехи в области полупроводниковой техники открыли новые пути для коренного усовершенствования подвижного состава постоянного тока и повышения его напряжения.

На базе управляемых полупроводниковых вентилях — тиристоров созданы импульсные системы управления электрическим подвижным составом, в частности, подвижным составом городского транспорта [Л. 1 и 2]. Как известно, при импульсном управлении осуществляется плавный безреостатный пуск, рекуперативное торможение в широком диапазоне скоростей и плавное регулирование скорости подвижного состава постоянного тока. Расчеты показали, что в условиях трамвая импульсное тиристорное управление дает до 30% экономии электрической энергии на движение поезда по сравнению с существующим контакторно-реостатным управлением при одновременном значительном улучшении динамики трамвайных вагонов. Возможность регулирования напряжения на тяговых двигателях независимо от напряжения в контактной сети создает предпосылки для повышения напряжения в сети без заметного усложнения подвижного состава, и дает возможность выбирать оптимальное напряжение при сохранении существующего напряжения на тяговых двигателях.

Что касается системы электроснабжения, то перевод ее на повышенное напряжение не встречает серьезных технических затруднений. Если в период, когда выбиралось напряжение для первых трамвайных линий, создание подстанционных агрегатов на напряжения, больше 600 в, было крайне затруднительно, то в настоящее время повышение напряжения приводит лишь к применению агрегатов

с большим количеством последовательно включенных вентилях при соответствующем уменьшении числа параллельных цепей.

Таким образом, не требуется увеличения общего количества вентилях, и стоимость подстанции практически не зависит от напряжения постоянного тока. Повышение напряжения в контактной сети до 1100—1500 в также не вызовет заметного увеличения ее стоимости. Хотя существующая контактная сеть обладает большим запасом по изоляции, при повышении напряжения целесообразно добавить еще одну ступень изоляции. Это не приведет к сколь-нибудь значительному удорожанию сети, особенно для скоростного трамвая, для которого будет применяться цепная подвеска.

Сложнее обстоит дело с питающей кабельной сетью. В настоящее время для кабельных сетей трамвая применяются кабели АСБ на номинальное напряжение 1000 в. При напряжениях в контактной сети до 750 в напряжение в кабельной сети не превышает 1000 в. Дальнейшее повышение напряжения в контактной сети вызовет необходимость перехода на питающие кабели более высокого напряжения, т. е. на следующие по сортаменту кабели СБГ напряжением 3000 в.

Таким образом, можно прийти к выводу, что повышение напряжения в системе электроснабжения трамвая вполне осуществимо и не вызывает заметного ее усложнения. Точно также при импульсном тиристорном управлении не встречается технических затруднений повышение напряжения электрооборудования подвижного состава. Поэтому вопрос о выборе напряжения для скоростного трамвая должен решаться на основе экономических соображений с учетом, конечно, условий безопасности.

При проведении экономического исследования необходимо установить предварительно зависимость стоимости, массы и к. п. д. подвижного состава от напряжения. Для повышения напряжения трамвайных вагонов возможны два пути: применение тяговых двигателей на более высокое напряжение; сохранение существующего напряжения тяговых двигателей и применение постоянно включенного импульсного преобразователя, преобразующего напряжение контактной сети в напряжение, на которое рассчитаны тяговые двигатели.

Как показал анализ, второй путь целесообразнее тем более, что он позволяет сохранить выпускаемые в настоящее время типы двигателей. Кроме того, при этом облегчается переоборудование существующих вагонов на более высокое напряжение, а главное, обеспечивается возможность эксплуатации подвижного состава как при новом, так и при старом напряжении. Естественно, с повышением напряжения увеличивается стоимость подвижного состава, так как с увеличением отношения первичного напряжения ко вторичному возрастает стоимость большинства элементов импульсного преобразователя [Л. 3].

В Советском Союзе и за рубежом предложено много систем импульсного тиристорного управления электрическим подвижным составом. Поскольку эти системы основаны на одних и тех же физических принципах, следует полагать, что влияние напряжения на массу и оборудование импульсного преобразователя будет приблизительно одинаковым для всех систем.

В качестве одного из возможных вариантов рассмотрим это влияние применительно к простейшей схеме четырехфазного частотно-импульсного тиристорного преобразователя [Л. 3]. Схема одной фазы такого преобразователя показана на рис. 1, где C_ϕ , L_ϕ — соответственно конденсаторы и дроссель фильтра; L_k — насыщающийся коммутирующий дроссель, L_c — сглаживающий дроссель; C_k — коммутирующие конденсаторы; T — тиристоры; ОД, РД — соответственно обратные и разделяющие диоды.

Рассмотрим, как влияет отношение напряжения в контактной сети к напряжению тяговых двигателей на параметры перечисленных элементов силовой схемы преобразователя. Параметры фильтрового устройства можно принять независимыми от напряжения, так как при данном количестве фильтровых конденсаторов и размерах фильтрового дросселя пропорционально квадрату напряжения уменьшится емкость C_ϕ и увеличится индуктивность дросселя L_ϕ , а произведение их, характеризующее степень сглаживания пульсаций тока, останется неизменным. Необходимая мощность, а следовательно, и масса, и стоимость коммутирующих конденсаторов C_k также практически не зависят от первичного напряжения при заданном вторичном. Эта мощность равна $2\pi f U^2 C$, где U — первичное напряжение; f — частота тока преобразователя. Поскольку в частотно-импульсном преобразователе частота обратно пропорциональна отношению первичного напряжения ко вторичному, а коммутирующая емкость обратно пропорциональна первичному напряжению, произведение $U^2 C_k f$ не зависит от напряжения. Мало зависит от напряжения и типовая мощность коммутирующих дросселей, приблизительно пропорциональная произведению $I^2 L_k k^2 f$,

где I — первичный ток фазы; k_0 — коэффициент эффективности этого тока.

Действительно, ток I и частота f обратно пропорциональны, а квадрат коэффициента эффективности k^2 и индуктивность L_k прямо пропорциональны напряжению. Таким образом, удорожание и увеличение массы импульсного преобразователя при повышении напряжения происходит в основном за счет вентиля и сглаживающих дросселей.

Так как по условиям сглаживания пульсаций число фаз одинаково при всех напряжениях, то ко-

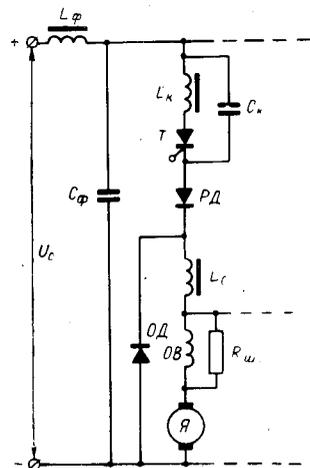


Рис. 1. Схема одной фазы тиристорного частотно-импульсного преобразователя.

Таблица 1

Показатели элементов силовой схемы	Напряжение сети, в			
	550	750	1 100	1 500
Максимальный (пусковой) первичный ток, а	630	470	320	240
Номинальный ток тиристоров, а	200	160	100	100
Класс тиристоров и диодов	8	10	8	10
Количество последовательно соединенных тиристоров и разделяющих диодов	2	2	3	3
Количество последовательно соединенных обратных диодов	3	3	5	5
Общее количество тиристоров	8	8	12	12
Общее количество диодов	20	20	32	32

Таблица 2

Элементы силовой схемы	Стоимость (руб.) и масса (кг) при напряжениях сети (в)							
	550		750		1 100		1 500	
	Масса	Стоимость	Масса	Стоимость	Масса	Стоимость	Масса	Стоимость
Тиристоры	24	480	24	480	36	480	36	600
Диоды	60	400	60	500	96	640	96	800
Сглаживающие дроссели	220	440	300	600	440	880	600	1 200
Итого	304	1 320	384	1 580	572	2 000	732	2 600

личество (или класс) тиристоров растет с повышением напряжения, но минимальный ток каждого тиристора может быть уменьшен за счет снижения величины первичного тока. Количество (или класс) обратных и разделяющих диодов также увеличивается с повышением напряжения; номинальный же ток диодов одинаков при любом первичном напряжении. Необходимая индуктивность сглаживающих дросселей пропорциональна первичному напряжению, поэтому масса и стоимость этих дросселей могут быть приняты пропорциональными напряжению.

С учетом этих соображений рассчитаны параметры зависящих от напряжения элементов импульсного преобразователя применительно к моторному вагону скоростного трамвая мощностью 200 квт. При этом масса каждого вентиля с усиленным радиатором, обеспечивающим возможность работы при естественном охлаждении, защитными цепочками и соответствующим креплением принята равной 3 кг, а стоимость их взята по прейскуранту 1971 г. с добавлением стоимости RC-цепочек. Масса сглаживающих дросселей на весь вагон принята равной 300 кг при напряжении 750 в, а при других напряжениях масса изменена пропорционально напряжению. Стоимость дросселей можно оценить в 2 руб. на 1 кг их массы.

Расчеты проведены для напряжений сети 550, 750, 1 100 и 1 500 в при часовой мощности вагона 200 квт и общем напряжении на двигателях 550 в. Часовой ток всех двигателей равен 400 а, а пусковой ток в 1,5 раза больше, т. е. 600 а. В табл. 1 приведены параметры вентиля, а в табл. 2 — зна-

чения массы и стоимости элементов силовой схемы импульсного преобразователя моторного вагона, зависящие от напряжения.

На рис. 2 нанесены крестиками значения масс G_{II} и точками — стоимостей C_{II} элементов импульсного преобразователя в функции напряжения контактной сети U . Как видно из рисунка, интересующие нас зависимости могут быть приняты линейными и выражены формулами:

$$G_{II} = 300 + (U - 550) 0,4, \text{ кг/ваг}; \quad (1)$$

$$C_{II} = 1\,300 + (U - 550) 1,25 \text{ руб/ваг}. \quad (2)$$

При массе вагона 25 т увеличение его массы на каждые 1 000 в повышения напряжения составит $0,4 \cdot 1000 \cdot 100 / 25\,000\%$, т. е. 1,6%, а увеличение стоимости вагона будет равно $0,8 \cdot 1000 = 800$ руб. Что касается роста потерь энергии в преобразователе, вызванных увеличением количества последовательно включенных диодов, большей длительностью протекания тока по обратным диодам и увеличением индуктивности сглаживающих дросселей, то он составляет 1,0—1,5% на каждые 1 000 в повышения напряжения. Следовательно, расход энергии на движение поезда, пропорциональный отношению массы вагона к к. п. д. преобразователя, будет возрастать примерно на 3% на каждые 1 000 в повышения напряжения.

Установив зависимость стоимости вагона и расхода энергии на его движение от напряжения в контактной сети, можно приступить к анализу расходов, зависящих от этого напряжения. В качестве измерителя удобно принять отнесенные к одному километру линии суммарные расходы ΣC за срок окупаемости $T_{ок}$:

$$\Sigma C = \Sigma K + T_{ок} \Sigma \mathcal{E}, \quad (3)$$

где ΣK — сумма капитальных затрат; $\Sigma \mathcal{E}$ — сумма годовых эксплуатационных расходов.

Рассмотрим протяженную линию скоростного трамвая, на которой эксплуатируются поезда массой G_T , состоящие из m_v моторных вагонов каждый, движущихся с эксплуатационной скоростью v км/ч, удельным расходом электрической энергии q вт·ч/т·км при интенсивности движения N пар поездов в час. Тогда в соответствии с (1) и (2) зависящие от напряжения расходы $C_{II,c}$ по подвижному составу за срок окупаемости определяются следующим выражением:

$$C_{II,c} = \frac{2Nm_v k_{II} (1 + a_{II,c} T_{ок})}{v} \cdot 1,25U \text{ руб/км}, \quad (4)$$

а зависящая от напряжения часть стоимости C_3 электрической энергии, расходуемой на движение поезда будет равна:

$$C_3 = \frac{2NGqT_{ок} T_{ок} m_3}{1\,000} \frac{0,03}{1\,000} U, \text{ руб/км}, \quad (5)$$

где $a_{II,c}$ — годовая доля амортизационных отчислений по подвижному составу; k_{II} — отношение инвентарного количества вагонов к количеству вагонов в движении; $T_{ок}$ — годовое количество часов работы линии; m_3 — стоимость электрической энергии постоянного тока, руб/квт·ч.

От напряжения зависит также количество избыточной энергии рекуперации. Это особенно важно, поскольку импульсное управление подвижным со-

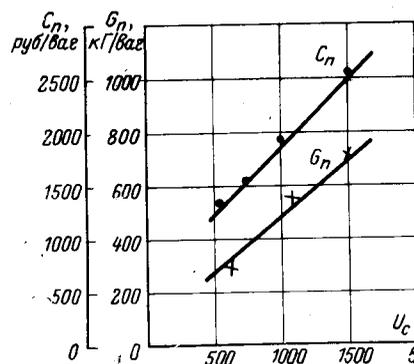


Рис. 2. Зависимость массы и стоимости тиристорного частотно-импульсного преобразователя на один вагон от напряжения тяговой сети.

ставом дает возможность осуществить эффективную рекуперацию, доля которой достигает на трамвае 20—30% всего расхода энергии.

Для обеспечения надежного торможения необходимо устанавливать на тяговых подстанциях либо инверторы, передающие избыточную энергию рекуперации в первичную сеть, либо устройства, поглощающие эту энергию. В условиях интенсивного движения, характерного для скоростного трамвая, при сравнительно большом количестве поездов на линии обе эти системы являются приблизительно эквивалентными в экономическом отношении, следовательно, для экономического анализа можно принять любую из них. Проще вести такой анализ применительно к поглощающим устройствам, в которых теряется часть рекуперированной энергии, тем большая, чем меньше поездов $n_{полг}$ находится в районе действия данного поглощающего устройства. Отношение потерянной в нем энергии ко всей энергии на движение поезда может быть приближенно выражено простой эмпирической формулой:

$$k_{полг} = \frac{k_{рек}}{n}, \quad (6)$$

где $k_{рек}$ — отношение количества рекуперированной энергии ко всей энергии, расходуемой на движение поезда.

Поглощающие устройства (или инверторные агрегаты) целесообразно устанавливать через одну тяговую подстанцию, поэтому зона их действия может быть принята равной удвоенному расстоянию L между тяговыми подстанциями. На таком участке находится, очевидно, $2N \cdot 2L$ поездов, следовательно, $k_{полг} = vk_{рек} : 4NL$. Общая же стоимость энергии, потерянной в поглощающем устройстве за срок окупаемости, равна:

$$C_{полг} = \frac{k_{рек} v G q T_{ок} T_{ок} m_3}{2L \cdot 1000}, \text{ руб/км}. \quad (7)$$

Поскольку расстояние L между тяговыми подстанциями, естественно, увеличивается с повышением напряжения, стоимость энергии, потерянной в поглощающих устройствах, будет тем меньше, чем выше напряжение.

Перейдем теперь к рассмотрению зависимости расходов, непосредственно связанных с системой электроснабжения, от напряжения.

Экономика системы электроснабжения скоростного трамвая в значительной мере отличается от экономики обычного трамвая. Более высокие скорость и масса поездов при весьма интенсивном

движении приводят к резкому увеличению мощностей, потребляемых как отдельными поездами, так и на всей линии. В отличие от обычного внутригородского трамвая характерными для скоростного трамвая являются не разветвленные транспортные сети, а отдельные магистральные изолированные линии большого протяжения. Благодаря обособленному полотну можно допускать большие падения напряжения в рельсах, что, как правило, дает возможность ограничиваться одними лишь непосредственными отсасывающими пунктами. Из-за этих особенностей представляется необходимым применить для анализа системы электроснабжения скоростного трамвая специальную методику. Для этого следует прежде всего выразить в функции напряжения расходы по основным элементам системы электроснабжения.

Стоимость тяговых подстанций на 1 км линии может быть представлена в виде дробной:

$$C_{п} = \frac{A_{п}}{L} + \frac{B_{п}}{L} P_{п.уст}, \quad (8)$$

где $A_{п}$ — не зависящая от мощности часть стоимости подстанции, руб; $B_{п}P_{п.уст}$ — пропорциональная мощности часть стоимости подстанции, руб; $P_{п.уст}$ — установленная мощность подстанции, квт.

При параллельной работе тяговых подстанций необходимая установленная мощность одной подстанции может быть выражена формулой [Л. 4]:

$$P_{п.уст} = P_{м}n \sqrt{1 + \frac{1,33k_{э}^2 - 1}{2n}} + 1,5P_{ар}, \quad \text{квт}, \quad (9)$$

где $P_{м}$ — средняя мощность, потребляемая одним поездом, равная $Gqv/1000$, квт; n — среднее количество поездов на участке между двумя смежными подстанциями, равное $2NL/v$; $k_{э}$ — отношение эффективной нагрузки одного поезда к средней; $P_{ар}$ — мощность одного (резервного) агрегата, квт.

Так как второй член выражения под корнем в (9) намного меньше единицы, можно заменить радикал первыми двумя членами разложения его в ряд Маклорена. Произведя эту замену и подставив значения $P_{м}$ и n , получим следующее выражение:

$$P_{п.уст} = \frac{2GNLq}{1000} + P_{м} \frac{1,33k_{э}^2 - 1}{4} + 1,5P_{ар}, \quad \text{квт}. \quad (10)$$

Следовательно, стоимость подстанции на 1 км будет равна:

$$C_{п} = \frac{A_{п}}{L} + \frac{B_{п}}{L} \left(\frac{2GNLq}{1000} + P_{м} \frac{1,33k_{э}^2 - 1}{4} + 1,5P_{ар} \right), \quad \text{руб/км}. \quad (11)$$

Зависящие от расстояния между подстанциями, а следовательно, и от напряжения расходы $C_{п}$ по подстанциям за срок окупаемости выразятся, очевидно, формулой:

$$C_{п} = \frac{1}{L} \left[\left(A_{п} + P_{м}B_{п} \frac{1,33k_{э}^2 - 1}{4} + 1,5P_{ар}B_{п} \right) (1 + a_{п}T_{ок}) + a_{э}T_{ок} \right], \quad (12)$$

где $a_{п}$ — доля ежегодных амортизационных отчислений по подстанции; $a_{э}$ — ежегодные расходы по содержанию одной подстанции.

Расходы $C_{пр}$ по проводам контактной сети и потерянной в них энергии за срок окупаемости выражаются формулой [Л. 4]:

$$C_{пр} = (A_{к} + 2B_{к}S)(1 + a_{к}T_{ок}) + \frac{10^6 P_{м}n \left(1 + \frac{2k_{э}^2 - 1}{n} \right) m_{э}T_{э}T_{ок}}{12k \cdot 0,875 \cdot 2SU^2}, \quad \text{руб/км}, \quad (13)$$

где S — сечение проводов контактной сети на один путь, мм²; k — удельная проводимость материала провода; $T_{э}$ — годовое число часов потерь; $A_{к}$ — не зависящая от сечения проводов часть стоимости одного километра контактной сети, руб/км; $2B_{к}S$ — пропорциональная сечению часть стоимости одного километра контактной сети, руб/км; $0,875$ — коэффициент для учета износа контактной сети.

Продифференцировав выражение (13) по S и приравняв производную нулю, найдем следующие выражения соответственно для оптимального сечения и для расходов по проводам при оптимальном сечении:

$$S = \frac{10^3 P_{м}n}{2U} \sqrt{1 + \frac{2k_{э}^2 - 1}{n}} \times \sqrt{\frac{m_{э}T_{э}T_{ок}}{12k \cdot 0,875B_{к}(1 + a_{к}T_{ок})}}, \quad \text{мм}^2; \quad (14)$$

$$C_{пр} = \frac{2 \cdot 10^3 P_{м}nB_{к}}{U} \sqrt{1 + \frac{2k_{э}^2 - 1}{n}} \times \sqrt{\frac{m_{э}T_{э}T_{ок}}{12k \cdot 0,875B_{к}(1 + a_{к}T_{ок})}}, \quad \text{руб/км}. \quad (15)$$

Величину $\sqrt{1 + \frac{2k_{э}^2 - 1}{n}}$ разложим в ряд Мак-

лорена. Поскольку второй член под корнем может оказаться в некоторых случаях не намного меньше единицы, примем во внимание первые три члена разложения, а остальные учтем путем некоторого уменьшения третьего члена, т. е. примем:

$$\sqrt{1 + \frac{2k_{э}^2 - 1}{n}} = 1 + \frac{2k_{э}^2 - 1}{2n} - \frac{(2k_{э}^2 - 1)^2}{10n^2}. \quad (16)$$

Произведя в (15) эту замену и подставив в нее значения $P_{м}$ и n , получаем:

$$C_{пр} = \sqrt{\frac{m_{э}T_{э}T_{ок}(1 + a_{к}T_{ок})}{12k \cdot 0,875}} \times \left[\frac{4GNLq}{U} - \frac{Gqv(2k_{э}^2 - 1)}{U} - \frac{Gqv^2(2k_{э}^2 - 1)^2}{10UNL} \right], \quad \text{руб/км}. \quad (17)$$

Стоимость потерь энергии в рельсах за срок окупаемости на 1 км

$$C_{э.р} = \frac{\Delta U_{р} P_{м} n m_{э} T_{э} T_{ок}}{UL}, \quad \text{руб/км}, \quad (18)$$

где $\Delta U_{р}$ — среднее падение напряжения в рельсах, равное при наличии одних лишь непосредственных отсасывающих пунктов:

$$\Delta U_{р} = \frac{10^3 P_{м} n r_{р} L}{12U} = \frac{r_{р} Gq}{6} \frac{NL}{U}, \quad \text{в}, \quad (19)$$

где r_p — сопротивление 1 км рельсового пути, ом/км.

Наивыгоднейшее расстояние между тяговыми подстанциями приблизительно пропорционально корню квадратному из тока на единицу длины линии, а этот ток пропорционален N/U [Л. 4], следовательно, в соответствии с (19) падение напряжения в рельсах при наивыгоднейшем расстоянии между тяговыми подстанциями будет практически одним и тем же при всех напряжениях контактной сети и различных размерах движения.

Как будет показано ниже (рис. 4), значение ΔU_p может быть принято при всех напряжениях равным 6 в. При этом максимальные падения напряжения в рельсах не превышают допустимых для трамвайных линий с отдельным полотном [Л. 5], что позволяет обойтись одними лишь ближайшими к тяговому подстанциям отсасывающими пунктами.

Подставляя ΔU_p , P_m и n в (18) получим:

$$C_{э.р} = \frac{12GNqT_эT_{ок}m_э}{1000U}, \text{ руб./км.} \quad (20)$$

Для современного скоростного трамвая, особенно при повышенном напряжении, благодаря возможности применения проводов контактной сети оптимального сечения, целесообразно ограничиться лишь ближайшими к подстанциям питающими пунктами. Учитывая также отсутствие протяженных отсасывающих кабельных линий, можно принять, что стоимость кабельной сети и потери энергии в ней будут невелики и не повлияют на выбор оптимального напряжения.

Таким образом, суммарные расходы за срок окупаемости, зависящие от напряжения $C = C_{п.с} + C_э + C_{погл} + C_{п.т} + C_{э.р}$ могут быть выражены формулой следующего вида:

$$\sum C = \frac{\alpha}{L} + \beta \frac{L}{U} + \frac{\gamma}{U} - \frac{\delta}{LU} + \epsilon U, \quad (21)$$

в которую для краткости введены обозначения:

$$\alpha = (1 + a_{п.т}T_{ок}) \left[A_{п.т} + B_{п.т} \left(P_m \frac{1,33k_э^2 - 1}{4} + 1,5P_{ар} \right) \right] + a_эT_{ок} + \frac{k_{рек}vGqT_{р}T_{ок}m_э}{2000}; \quad (22)$$

$$\beta = 4GNq \sqrt{\frac{m_эT_эT_{ок}(1 + a_{к}T_{ок})B_{к}}{12k0,875}}; \quad (23)$$

$$\gamma = (2k_э^2 - 1)Gqv \sqrt{\frac{m_эT_эT_{ок}(1 + a_{к}T_{ок})B_{к}}{12k0,875}} + \frac{12GNqT_эT_{ок}m_э}{1000}; \quad (24)$$

$$\delta = \frac{(2k_э^2 - 1)Gqv}{10N} \sqrt{\frac{m_эT_эT_{ок}(1 + a_{к}T_{ок})B_{к}}{12k0,875}}; \quad (25)$$

$$\epsilon = \frac{7,4Nk_{и}(1 + a_{п.с}T_{ок})}{v} + 0,06NGqT_{р}T_{ок}m_э10^{-6}. \quad (26)$$

Дифференцируя (21) по L и приравнявая производную нулю, находим зависимость оптимального расстояния между подстанциями от напряжения:

$$L = \sqrt{\frac{\alpha U - \delta}{\beta}}, \text{ км.} \quad (27)$$

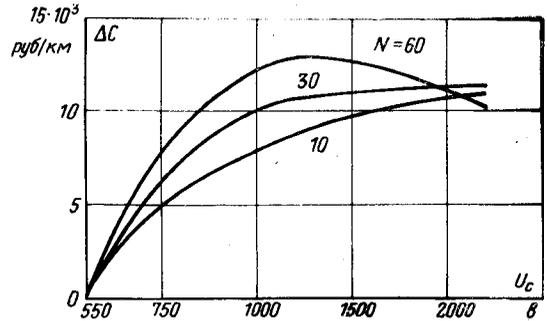


Рис. 3. Зависимость снижения суммарных расходов от напряжения в сети.

Подставив это расстояние между тяговыми подстанциями в (21), получим следующую зависимость расходов от напряжения контактной сети:

$$\sum C = \frac{\gamma + 2\sqrt{\beta(\alpha U - \delta)}}{U} + \epsilon U, \text{ руб./км.} \quad (28)$$

На основании этой формулы с учетом (22) — (26) рассчитаны суммарные, зависящие от напряжения, расходы за срок окупаемости при различных напряжениях. При этих расчетах приняты следующие значения входящих в формулы величин:

$m_э=3$; $q=50$ вт·ч/т·км; $A_{п.т}=40 \cdot 10^3$ руб.; $B_{п.т}=35$ руб/квт; $P_{ар}=600$ квт; $k_{рек}=0,25$; $G=3 \times 25$ т; $v=30$ км/ч; $T_{ок}=8$ лет; $T_э=5500$ ч; $T_{р}=5000$ ч; $B_{к}=40$; $m_э=0,01$ руб/квт·ч; $a_{п.т}=0,05$; $a_{к}=0,05$; $a_{п.с}=0,05$; $a_э=3 \cdot 10^3$ руб.; $k_{и}=1,25$; $k_э^2=3,5$; $k=55$ м/мм²·ом.

Результаты расчетов расходов в функции напряжения для трех интенсивностей движения $N=10, 30$ и 60 пар поездов в час представлены на рис. 3, причем по оси ординат отложены не абсолютные значения расходов, а разности расходов при напряжении 550 в и различных более высоких напряжениях.

Из кривых рис. 3 следует, что с увеличением напряжения контактной сети суммарные расходы сначала снижаются быстро, а затем все менее интен-

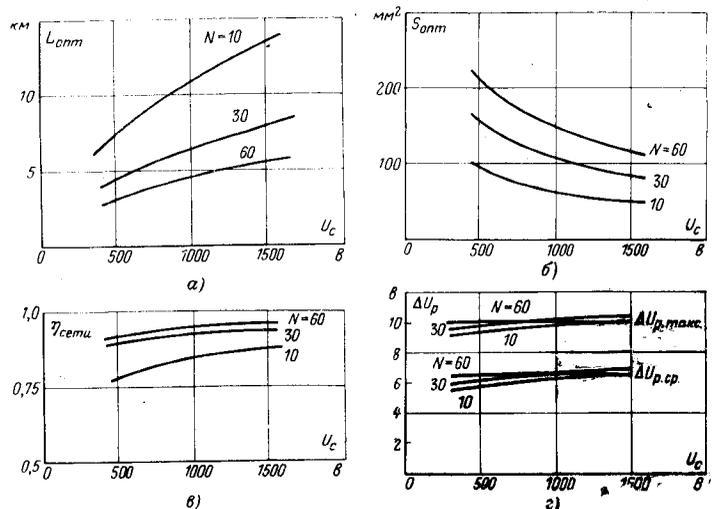


Рис. 4. Зависимость от величины питающего напряжения. а — оптимального расстояния между подстанциями; б — оптимального сечения контактной сети; в — к. п. д. тяговой сети; г — среднего и максимального значений падений напряжения в рельсах.

сивно. При 60 парах поездов в час и напряжении, большем 1 200 в, расходы снова начинают расти. При 30 парах поездов в час и напряжениях выше 1 200 в расходы остаются почти неизменными.

На рис. 4 показаны зависимость от напряжения оптимальных расстояний между подстанциями, к. п. д. тяговой сети, оптимальных сечений проводов контактной сети, средних и максимальных падений напряжения в рельсах.

Выводы. 1. Оптимальным для скоростного трамвая следует признать напряжение 1 100 в. Дальнейшее повышение напряжения не дает заметного экономического эффекта и нежелательно с точки зрения безопасности. При напряжении 1 100 в облегчается переоборудование существующих тяговых подстанций на повышенное напряжение за счет перехода на мостовую схему или схему проф. В. П. Вологодина.

2. Приблизительно пропорционально корню квадратному из напряжения, увеличиваются оптимальные расстояния между тяговыми подстанциями, уменьшаются потери в тяговой сети и снижается оптимальное сечение проводов контактной сети.

3. Падение напряжения в рельсах при оптимальных параметрах практически не зависит от разме-

ров движения и напряжения. Во всех случаях максимальное падение напряжения в рельсах не превосходит допустимой по нормам средне-суточной величины при одних лишь расположенных непосредственно у подстанций отсасывающих лунках.

4. С повышением напряжения несколько увеличиваются масса и стоимость моторных вагонов скоростного трамвая.

ЛИТЕРАТУРА

1. Применение тиристорно-импульсного регулирования на электроподвижном составе городского транспорта — «Электричество», 1971, № 6, с. 11—17. Авт.: Ефремов И. С., Косарев Г. В., Коськин О. А., Стратий В. И.

2. Исследование тиристорно-импульсной системы регулирования с общим узлом коммутации для трамвайного вагона. — Труды МЭИ, 1971, вып. 88. Авт.: Ефремов И. С., Косарев Г. В., Коськин О. А. и др.

3. Тиристорное управление подвижным составом постоянного тока. М., «Транспорт», 1970. Авт.: Розенфельд В. Е., Шевченко В. В., Майбога В. А., Долаберидзе Г. П.

4. Розенфельд В. Е., Рывкин Ю. Е., Лакштовский И. А. Электрическая тяга поездов. М., Транжелдориздат, 1940.

5. Чеботарев Е. В. Основы электрической тяги. М., Госэнергоиздат, 1963.

[22.3.1972]



К СВЕДЕНИЮ ЧИТАТЕЛЕЙ

С 1 по 3 ноября 1972 г. в павильоне «Электрификация СССР» ВДНХ проводится 1 Всесоюзное научно-техническое совещание «Применение тиристорных преобразователей в электроэнергетике».

Будут работать следующие секции: «Тиристорный частотный электропривод на базе автономных инверторов»; «Стабилизированные источники питания на тиристорах»; «Полупроводниковые приборы и тиристорные блоки для высоковольтных преобразователей».

Председатель оргкомитета д. т. н., проф. Толстов Ю. Г., ученый секретарь инж. Борисова Л. П. (т. 260-01-68).

Об учете размагничивающей н. с. в цепях с постоянными магнитами

Кандидаты техн. наук И. Е. ОВЧИННИКОВ, В. А. ПРОЗОРОВ
и инж. В. С. РОГАЧЕВСКИЙ

Ленинград

При расчете магнитных систем с постоянными магнитами широко применяется графо-аналитический метод учета размагничивающей н. с., сущность которого заключается в том [Л. 1 и 2], что точка отхода прямой возврата определяется пересечением основной кривой размагничивания с прямой O_1K , параллельной прямой проводимости холостого хода G_0 (рис. 1). При этом точка O_1 отстоит от начала координат на расстоянии OO_1 , равном величине непосредственно приложенной к магниту размагничивающей н. с. (н. с. реакции якоря), выражаемой в масштабе н. с. магнита. В соответствии с вышеуказанным имеем:

$$\alpha_1 = \alpha_0. \quad (1)$$

Следует, однако, указать, что при более точном рассмотрении конкретных магнитных систем соотношение (1) оказывается справедливым не во всех случаях. Для доказательства прием во внимание, что большинство конкретных магнитных систем может быть при расчете представлено схемой замещения, показанной на рис. 2. В этой схеме замещения приняты следующие обозначения: R_δ — магнитное сопротивление рабочего зазора; R_M — магнитное сопротивление постоянного магнита; R_P — магнитное сопротивление рассеяния системы с учетом рассеяния самого магнита; F'_c — фиктивная н. с. постоянного магнита; F_{ad} — приведенная размагничивающая н. с.

В соответствии с представленной схемой замещения результирующая н. с. на концах магнита будет равна:

$$F = F_{M0} + F_{P.я}, \quad (2)$$

где F_{M0} — н. с. магнита при отсутствии размагничивания; $F_{P.я}$ — размагничивающая н. с., приложенная непосредственно к магниту.

Намагничивающим силам F_{M0} и $F_{P.я}$ соответствуют магнитные потоки в нейтральном сечении магнита, которые определяются из соотношений:

$$\Phi_{M0} = \frac{R_P + R_\delta}{R_P R_\delta} F_{M0}; \quad (3)$$

$$\Phi_{P.я} = \frac{F_{P.я}}{R_M} = \frac{F_{ad}}{R_M + R_\delta \left(1 + \frac{R_M}{R_P}\right)}. \quad (4)$$

Для результирующего потока в нейтральном сечении магнита на основании (2) — (4) получим:

$$\Phi_M = \Phi_{M0} - \Phi_{P.я} = F_{M0} \frac{R_P + R_\delta}{R_P R_\delta} - F_{ad} \frac{R_P}{R_P R_M + R_\delta (R_P + R_M)}. \quad (5)$$

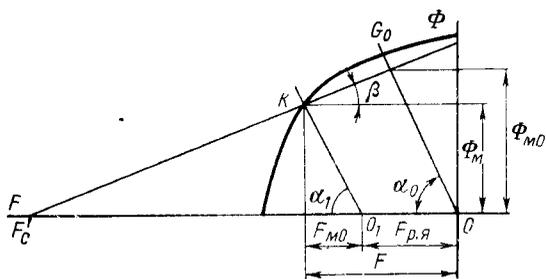


Рис. 1.

На основании (5) угол наклона прямой O_1K к оси абсцисс на диаграмме размагничивания магнита (рис. 1) может быть определен по соотношению:

$$\alpha_1 = \arctg \frac{\Phi_M}{F_{M0}} = \arctg \left[\frac{R_P + R_\delta}{R_P R_\delta} - \frac{R_P}{R_P R_M + R_\delta (R_P + R_M)} \frac{F_{ad}}{F_{M0}} \right], \quad (6)$$

откуда, учитывая, что угол наклона прямой проводимости холостого хода

$$\alpha_0 = \arctg \frac{R_P + R_\delta}{R_P R_\delta}, \quad (7)$$

получим

$$\alpha_1 \neq \alpha_0. \quad (8)$$

Видно, что для рассматриваемого случая соотношение (1) не выполняется. При этом погрешность, возникающая при использовании этого соотношения, как следует из (6) и (7), зависит от величины размагничивающей н. с. и параметров схемы замещения магнитной цепи. При заданном значении размагничивающей н. с. основное влияние оказывает величина магнитного сопротивления магнита R_M . Расчеты показывают, что при расположении точки отхода прямой возврата в верхней части кривой размагничивания и отношении $\frac{R_M}{R_\delta} \geq 10$

погрешность в определении этой точки мала и в соотношении (6) можно пренебречь вычитаемым, стоящим в квадратных скобках. Однако при меньших значениях отношения $\frac{R_M}{R_\delta}$ и значительных размагничивающих н. с. угол α_1 может существенно отличаться от угла α_0 и учет этого обстоятельства приводит к заметной ошибке в расчетах.

Анализ соотношения (6) также показывает, что угол наклона прямой O_1K (угол α_1) оказывается зависимым от значения коэффициента возврата (угол β), поскольку в функции последнего изменяется величина R_M . Следует, однако, указать, что при значительных размагничивающих н. с. точка отхода прямой возврата лежит в нижней части кривой размагничивания магнита, т. е. в той области, где изменения коэффициента возврата для большинства используемых в настоящее время и перспективных магнитных сплавов незначительны.

При наличии заметного влияния величины магнитной индукции на коэффициент возврата можно вначале определить линию возврата с помощью многоступенчатого графического построения известным методом [Л. 3] или использовать такой порядок расчета, при котором на первом этапе искомой является величина размагничивающей н. с. для заданной пря-

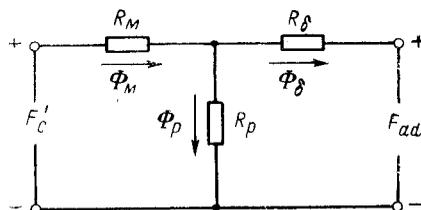


Рис. 2.

Оптимальное значение магнитной индукции в ферромагнитном сердечнике

А. И. МАКСИМОВ

Ленинград

Катушка с ферромагнитным сердечником является одним из основных элементов большинства электротехнических изделий. Поэтому улучшение их технико-экономических показателей даже на несколько процентов дает большой экономический эффект.

Размеры и вес катушки определяются сечением ферромагнитного сердечника и заданной н. с. Сечение же сердечника при заданном магнитном потоке зависит только от величины магнитной индукции в нем. Магнитная индукция в сердечнике выбирается на основании опыта, накопленного в течение длительного времени изготовления и эксплуатации всевозможных электромагнитных устройств. Например, магнитную индукцию в сердечнике реле рекомендуется принимать равной 1—1,2 тл [Л. 1]. Если же необходимо получить реле, потребляющее как можно меньшую мощность, то магнитная индукция в сердечнике должна приниматься равной 0,4—0,7 тл [Л. 2]. Как показал анализ, рекомендованные значения магнитной индукции не всегда позволяют получить минимальный объем катушки. Что же касается получения катушки, потребляющей минимальную мощность, то, как будет показано ниже, уменьшение магнитной индукции до 0,4—0,7 тл приводит не к уменьшению, а наоборот, к увеличению потребляемой катушкой мощности.

Определим влияние величины магнитной индукции в сердечнике на объем катушки, на объем обмоточного провода и на потребляемую катушкой мощность.

Примем следующие допущения: кривая намагничивания материала однозначна (явление гистерезиса не учитывается); в любом сечении сердечника магнитный поток имеет одинаковую и заданную величину; сердечник имеет круглое поперечное сечение; магнитная цепь имеет воздушные зазоры, магнитная проводимость которых известна.

Намагничивающую силу, создаваемую обмоткой, представим в виде:

$$F_k = F_\delta + F_\pi + F_c, \quad (1)$$

где F_k — н. с. катушки; F_δ — н. с., необходимая для проведения магнитного потока через рабочий воздушный зазор и паразитные зазоры; F_π — н. с., необходимая для проведения магнитного потока через сталь яра; F_c — н. с., необходимая для проведения магнитного потока через сталь сердечника.

С изменением величины магнитной индукции в сердечнике длина яра, а следовательно, и F_π будут изменяться. Однако в силу своей относительной малости н. с. F_π не может существенно изменить значение F_k . Поэтому можно считать, что

$$F_\delta + F_\pi = F \approx \text{const}. \quad (2)$$

Намагничивающая сила, необходимая для проведения заданного магнитного потока через сталь сердечника, определяется выражением:

$$F_c = L_n H, \quad (3)$$

где L_n — длина сердечника, которая в данном случае является и длиной намотки; H — напряженность магнитного поля в стали сердечника.

Длину намотки находим из выражения [Л. 3]:

$$L_n = \frac{2F_k}{j\bar{f}(D-d)}, \quad (4)$$

где j — плотность тока в обмотке; \bar{f} — коэффициент заполнения обмоточного пространства; D — наружный диаметр катушки; d — диаметр сердечника.

С учетом (1)—(3) выражение (4) примет вид:

$$L_n = \frac{2F}{j\bar{f}(D-d) - 2H}. \quad (4a)$$

Выражение для объема катушки имеет вид:

$$V = \frac{\pi D^2}{4} L_n = \frac{\pi F D^2}{2j\bar{f}(D-d) - 4H}. \quad (5)$$

Упростим выражение (5), для чего наружный диаметр катушки выразим через диаметр сердечника:

$$D = kd, \quad (6)$$

где $k > 1$.

Сечение сердечника

$$S = \frac{\pi d^2}{4}. \quad (7)$$

Сечение сердечника можно выразить также через магнитный поток и магнитную индукцию в сердечнике:

$$S = \frac{\Phi}{B}. \quad (8)$$

Здесь Φ — максимальный магнитный поток в сердечнике, состоящий из рабочего потока и потоков рассеяния; B — магнитная индукция в сердечнике.

Приравняв (7) и (8) и решая полученное уравнение относительно d , получим:

$$d = \sqrt{\frac{4\Phi}{\pi B}}. \quad (9)$$

С учетом (6) и (9) выражение (5) примет вид:

$$V = \frac{k^2 \pi F}{2j\bar{f}(k-1)} \cdot \frac{\frac{4\Phi}{\pi B}}{\sqrt{\frac{4\Phi}{\pi B} - \frac{2H}{j\bar{f}(k-1)}}}. \quad (10)$$

Задача определения оптимального значения магнитной индукции в сердечнике может быть сведена к нахождению экстремума (в данном случае минимума) функции, заданной уравнением (10). Найти точное аналитическое решение поставленной задачи не представляется возможным в силу отсутствия точной аналитической формулы, выражающей кривую намагничивания материала магнитопровода.

мой возврата. Для расчета может быть использовано соотношение:

$$F_{ad} = (\Phi_{M0} - \Phi_M) \left[R_M + R_\delta \left(1 + \frac{R_M}{R_p} \right) \right]. \quad (9)$$

Имея зависимость $F_{ad} = f(\Phi_M)$, учитывающую изменение коэффициента возврата, можно определить с ее помощью величину магнитного потока Φ_M , соответствующую заданному значению размагничивающей н. с., и тем самым получить более точные соотношения при расчете.

В заключение отметим, что рассмотренное выше уточнение нет необходимости применять к расчету магнитных систем с последовательным включением источников н. с. К таким системам, например, относятся магнитные цепи возбуждения магнитоэлектрических генераторов с обмотками подмагничива-

ния, а также цепи магнитных преобразователей, в которых используются постоянные магниты [Л. 4].

ЛИТЕРАТУРА

1. Арнольд Р. Р. Расчет и проектирование магнитных систем с постоянными магнитами. М., «Наука», 1969.
2. Под редакцией Лодочникова Э. А. и Юферова Ф. М. Микроэлектродвигатели для систем автоматики (технический справочник). М., «Энергия», 1969.
3. Балагуров В. А. и др. Электрические машины с постоянными магнитами. М., «Энергия», 1964.
4. Сили С. Электромеханическое преобразование энергии. М., «Энергия», 1968.

[5.5.1971]

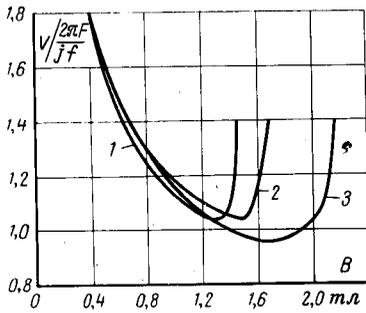


Рис. 1. Зависимость объема катушки от величины магнитной индукции в сердечнике.
1 — сердечник из пермаллоя марки 50Н; 2 — сердечник из стали Э; 3 — сердечник из пермендора.

Для определения оптимального значения магнитной индукции в сердечнике будем пользоваться графо-аналитическим методом, который широко применяется при расчете магнитных цепей. Данный метод предусматривает задание кривой намагничивания материала либо в виде таблицы, либо в виде графика.

В (10) подставляются известные величины (Φ , j , f , k) и при изменении значения магнитной индукции находится минимальный объем катушки. При этом для каждого значения B в (10) подставляется соответствующее значение H , взятое из кривой намагничивания материала. Значение магнитной индукции, при котором объем катушки минимален, является оптимальным.

На рис. 1 для различных магнитомягких материалов приведены качественные зависимости объема катушки от величины магнитной индукции в сердечнике. Значения j , f , k , Φ , принятые при расчете этих кривых, близки к соответствующим значениям, обычно принимаемым при расчете электромагнитных реле ($j=5 \cdot 10^6$ а/м²; $f=0,4$; $k=2$; $\Phi=10^{-4}$ вб). Магнитные характеристики материалов взяты из [Л. 4].

Из кривых рис. 1 следует, что минимальный объем катушки с сердечником из углеродистой стали марки Э получается при магнитной индукции в сердечнике 1,45 тл. Объем катушки при $B=1,45$ тл на 15% меньше, чем при $B=1$ тл и на 74% меньше, чем при $B=0,4$ тл.

Катушка с сердечником из пермаллоя марки 50Н (ГОСТ 10160-62 рекомендует применять эту марку пермаллоя для изготовления сердечников реле) имеет минимальный объем при $B=1,3$ тл, который соответствует объему катушки с сердечником из стали Э при $B=1,45$ тл.

Минимальный объем катушки с сердечником из пермендора получился при магнитной индукции в сердечнике 1,7 тл. В отличие от пермаллоя применение пермендора в рассматриваемом случае позволило уменьшить по сравнению со сталью Э минимальный объем катушки на 9%. С увеличением магнитного потока в сердечнике эффективность от применения пермендора несколько увеличивается. Так, при магнитном потоке 0,1 вб, т. е. в 1000 раз большем, чем в сердечнике реле, применение пермендора даст уменьшение объема катушки приблизительно на 13% по сравнению со сталью Э. Как видно, применение пермендора для изготовления сердечников не дает значительного уменьшения объема катушки.

При $jf=2 \cdot 10^6$ а/м² и $k=2$ для сердечника из стали Э рассчитана зависимость оптимального значения магнитной индукции от величины магнитного потока. Эта зависимость приведена на рис. 2, из которого следует, что оптимальное значение магнитной индукции в сердечнике возрастает с увеличением магнитного потока. Аналогичная зависимость может быть построена для любого магнитного материала.

Анализ показал, что с увеличением отношения $D/d=k$ оптимальное значение магнитной индукции в сердечнике увеличивается. На рис. 3 даны зависимости оптимального значения магнитной индукции от отношения диаметров катушки. Эти кривые рассчитаны при $jf=2 \cdot 10^6$ а/м² и $\Phi=10^{-4}$ вб. Из кривых рис. 3 следует, что оптимальное значение магнитной индукции в сердечнике при изменении величины k от 1,5 до 4,0 принимает следующие значения: для стали марки Э от 1,3 до 1,5 тл, для пермаллоя марки 50Н от 1,25 до 1,4 тл и для пермендора от 1,5 до 2,0 тл. Следует заметить, что изменение величины магнитной индукции в сердечнике в указанных пределах приводит к незначительному изменению объема катушки (см. рис. 1).

Определим влияние величины магнитной индукции в сердечнике на объем обмоточного провода.

Сечение окна под обмотку и сечение обмоточного провода соответственно получим из выражений:

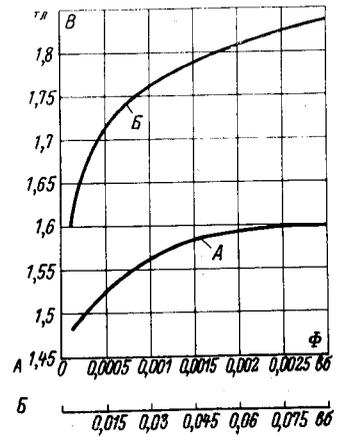


Рис. 2. Зависимость оптимальной величины магнитной индукции в сердечнике из стали Э от величины магнитного потока.

$$S_0 = \frac{D-d}{2} L_{\text{ш}}, \quad (11)$$

$$S_{\text{ш}} = S_0 f = \frac{D-d}{2} L_{\text{ш}} f. \quad (12)$$

Длина среднего витка обмотки

$$L_{\text{ср}} = \frac{\pi}{2} (D+d). \quad (13)$$

Объем обмоточного провода определяется из выражения:

$$V_{\text{ш}} = S_{\text{ш}} L_{\text{ср}} = \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) L_{\text{ш}} f. \quad (14)$$

С учетом (4а), (6) и (9) выражение (14) примет вид:

$$V_{\text{ш}} = \frac{\pi E (k+1)}{2j} \frac{\frac{4\Phi}{\pi B}}{\sqrt{\frac{4\Phi}{\pi B} - \frac{2H}{jf(k-1)}}}. \quad (14a)$$

Выражение (14а) отличается от (10) только коэффициентом. Следовательно, качественная зависимость объема обмоточного провода от величины магнитной индукции в сердечнике выражается кривыми, изображенными на рис. 1.

Определим влияние величины магнитной индукции в сердечнике на потребляемую катушкой мощность [Л. 3]:

$$P = \rho j L_{\text{ср}} F_{\text{к}}, \quad (15)$$

где ρ — удельное сопротивление обмоточного провода.

Для н. с. катушки с учетом (1) — (3) и (4а) получим:

$$F_{\text{к}} = \frac{jfF(D-d)}{jf(D-d) - 2H}. \quad (16)$$

С учетом (6), (9), (13), (15) и (16) выражение для мощности, потребляемой катушкой, имеет вид:

$$P = \frac{\pi \rho j F (k+1)}{2} \frac{\frac{4\Phi}{\pi B}}{\sqrt{\frac{4\Phi}{\pi B} - \frac{2H}{jf(k-1)}}}. \quad (17)$$

Выражение (17) также отличается от (10) только коэффициентом. Таким образом, объем катушки, объем обмоточного провода и потребляемая катушкой мощность имеют одинако-

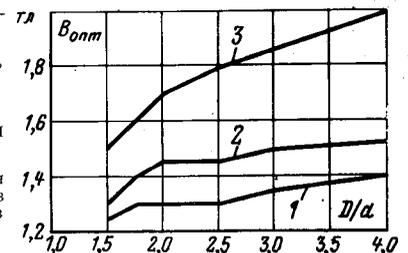


Рис. 3. Зависимость оптимальной величины магнитной индукции в сердечнике от отношения диаметров катушки.
1 — сердечник из пермаллоя марки 50Н; 2 — сердечник из стали Э; 3 — сердечник из пермендора.

бую качественную зависимость от величины магнитной индукции в сердечнике, т. е. оптимальное значение магнитной индукции, соответствующее минимальному объему катушки, является также оптимальной и с точки зрения получения минимального объема обмоточного провода, и с точки зрения получения катушки, потребляющей минимальную мощность.

Из сказанного следует, что применение пермаллоя для изготовления сердечников реле не приводит к уменьшению объема катушки и увеличению чувствительности реле. Положительным качеством пермаллоя является его малая коэрцитивная сила. Что же касается недостатков, то их у пермаллоя в рассматриваемом случае значительно больше, чем достоинств, а именно: высокая стоимость, необходимость проведения сложного отжига после механической обработки, сильная зависимость магнитных свойств от механических воздействий и температуры. Поэтому вопрос о применении пермаллоя для изготовления сердечников реле должен решаться в каждом конкретном случае с учетом как его достоинств, так и недостатков.

Вид кривых, изображенных на рис. 1, объясняется следующим образом: при индукциях больше оптимальной функция возрастает, так как увеличение магнитного сопротивления сердечника преобладает над уменьшением длины среднего витка обмотки; при индукциях меньше оптимальной функция также возрастает, но в этом случае возрастание происходит из-за преобладающего увеличения длины среднего витка обмотки над уменьшением магнитного сопротивления сердечника.

Допущение о том, что магнитный поток имеет одинаковую величину в любом сечении сердечника, дает несколько заниженные оптимальные значения магнитной индукции в сердечнике. При точном учете распределения магнитного потока вдоль сердечника минимумы кривых на рис. 1 несколько сдвинуты вправо, т. е. оптимальные значения магнитной индукции в сердечнике определены с некоторым запасом, что при наличии значительного разброса магнитных характеристик ферромагнитных материалов является оправданным.

Вывод. Для каждого конкретного случая имеется одно значение магнитной индукции в магнитопроводе сердечника, при котором объем катушки, объем обмоточного провода и мощность, потребляемая катушкой, минимальны.

ЛИТЕРАТУРА

1. Витенберг М. И., Расчет электромагнитных реле. М., Госэнергоиздат, 1961.
2. Ступель Ф. А. Электромеханические реле. Изд. Харьковского государственного университета, 1956.
3. Максимов А. И. Оптимальные размеры цилиндрических катушек для электромагнитов постоянного тока — «Электротехника», 1968, № 4.
4. Гордон А. В., Сливинская А. Г. Электромагниты постоянного тока. М., Госэнергоиздат, 1960.

[8.2.1972]



УДК 621.313.333.001.24

Алгоритм решения дифференциальных уравнений асинхронного двигателя

Инж. В. Ю. РЕЗНИЧЕНКО

Московский энергетический институт

Поведение асинхронного двигателя в динамике описывается системой дифференциальных уравнений, состоящей из четырех уравнений Кирхгофа (двух для статорных цепей и двух для цепей ротора) и уравнения движения:

$$\left. \begin{aligned} U_{s\alpha} &= E_{s\alpha} + i_{s\alpha} R_s; \\ U_{s\beta} &= E_{s\beta} + i_{s\beta} R_s; \\ 0 &= E_{r\alpha} + i_{r\alpha} R_r + E_{вр\alpha}; \\ 0 &= E_{r\beta} + i_{r\beta} R_r + E_{вр\beta}; \\ J \frac{dv}{dt} &= M_0 - M_c. \end{aligned} \right\} (1)$$

где $U_{s\alpha}$, $U_{s\beta}$ — напряжения, приложенные к обмоткам статора; $i_{s\alpha}$, $i_{s\beta}$ ($i_{r\alpha}$), $i_{r\beta}$ — токи статора (ротора) по осям α и β ; $E_{s\alpha}$, $E_{s\beta}$ ($E_{r\alpha}$, $E_{r\beta}$) — э. д. с. самоиндукции в обмотках статора (ротора) по осям α и β ; $E_{вр\alpha}$, $E_{вр\beta}$ — э. д. с. вращения ротора по осям α и β ; J — момент инерции; M_0 (M_c) — электромагнитный (статический) момент; v — скорость вращения ротора.

В практических расчетах обычно э. д. с. токи и электромагнитный момент выражают через потокосцепления [Л. 1], тогда уравнения системы (1) принимают вид:

$$\left. \begin{aligned} \dot{\psi}_1 &= a_1 \psi_1 + a_2 \psi_3 + \cos t; \\ \dot{\psi}_2 &= a_1 \psi_2 + a_2 \psi_4 + \sin t; \\ \dot{\psi}_3 &= a_3 \psi_3 + a_4 \psi_1 - \psi_4 \psi_5; \\ \dot{\psi}_4 &= a_3 \psi_4 + a_4 \psi_2 + \psi_3 \psi_5; \\ \dot{\psi}_5 &= a_5 (\psi_3 \psi_2 - \psi_1 \psi_4). \end{aligned} \right\} (2)$$

где ψ_1 , ψ_2 — потокосцепления обмотки статора по осям α и β ; ψ_3 , ψ_4 — потокосцепления обмотки ротора по осям α и β ; ψ_5 — скорость вращения ротора; a_i — коэффициенты, определяемые параметрами двигателя.

При использовании для интегрирования системы (2) ЦВМ, как правило, пользуются стандартной программой Рунге — Кутты, имеющейся в библиотеках практически всех ЦВМ. В тех случаях, когда система (2) решается однократно в пределах одной программы, метод Рунге — Кутты вполне удовлетворителен. Однако существует ряд задач, например задачи оптимизации, в которых в пределах одной программы систему (2) приходится решать многократно, до нескольких десятков раз. В таких задачах, кроме обычного требования высокой точности, возникает необходимость построения алгоритма решения уравнений, предельно экономичного в отношении машинного времени. Некоторую экономию машинного времени удается получить путем отказа от использования стандартных программ и перехода к автономному программированию. Однако это не является кардинальным решением вопроса.

Трудоёмкость метода Рунге — Кутты объясняется тем, что на каждом шаге интегрирования приходится четырежды вычислять правые части уравнений с различными значениями аргументов. В правые части двух первых уравнений системы (2) входят тригонометрические функции времени $\sin t$, $\cos t$. На их вычисление в основном и расходуется машинное время. Предпочтительнее был бы алгоритм, который, обладая точностью по крайней мере не ниже чем точность метода Рунге — Кутты, требовал бы только однократного вычисления тригонометрических функций в правых частях уравнений (1) на каждом шаге интегрирования. Такими свойствами обладают разностные экстраполяционные методы, но для их использования требуется предварительно вычислить «точные» значения фазовых координат в первых четырех точках разбиения интервала $[0; T]$. Это, в свою очередь, приводит к необходимости применения

метода Рунге — Кутта или ему подобных для начала счета. В результате программа оказывается весьма сложной в составлении и отладке.

Уравнения системы (2) обладают той особенностью, что переменные входят в их правые части линейно и в виде парных произведений. Это открывает возможности построения простого и точного алгоритма их решения, основанного на разложении Тэйлора.

Перепишем систему (2) в виде:

$$\left. \begin{aligned} \dot{\psi}_1 &= f_1(\psi_1, \dots, \psi_5, U_{s\alpha}) = f_1; \\ \dot{\psi}_2 &= f_2(\psi_1, \dots, \psi_5, U_{s\beta}) = f_2; \\ \dot{\psi}_3 &= f_3(\psi_1, \dots, \psi_5) = f_3; \\ \dot{\psi}_4 &= f_4(\psi_1, \dots, \psi_5) = f_4; \\ \dot{\psi}_5 &= f_5(\psi_1, \dots, \psi_5) = f_5. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Предположим, что правые части уравнений системы (2) имеют непрерывные частные производные до порядка n , тогда искомое решение будет иметь непрерывные производные до порядка $(n+1)$, и мы можем записать для $\Delta\psi_j^{(k)}$:

$$\Delta\psi_j^{(k)} = \dot{\psi}_j^{(k-1)}h + \frac{\ddot{\psi}_j^{(k-1)}}{2}h^2 + \dots + \frac{\psi_j^{(n)}(k-1)}{n!}h^n, \quad (4)$$

где $\Delta\psi_j^{(k)}$ — приращение ψ_j на k -м шаге; h — шаг интегрирования.

Очевидно

$$\dot{\psi}_j = f_j, \dots, \psi_j^{(n)} = f_j^{(n-1)}. \quad (5)$$

Если однажды на k -м шаге вычислены правые части уравнений системы (2) или, что то же самое, первые производные фазовых координат, то легко могут быть вычислены и вторые производные:

$$\left. \begin{aligned} \dot{\psi}_1 &= a_1\dot{\psi}_1 + a_2\dot{\psi}_3 + \dot{U}_{s\alpha}; \\ \dot{\psi}_2 &= a_1\dot{\psi}_2 + a_2\dot{\psi}_4 + \dot{U}_{s\beta}; \\ \dot{\psi}_3 &= a_3\dot{\psi}_3 + a_4\dot{\psi}_1 - \dot{\psi}_4\dot{\psi}_5 - \dot{\psi}_4\dot{\psi}_5; \\ \dot{\psi}_4 &= a_3\dot{\psi}_4 + a_4\dot{\psi}_2 + \dot{\psi}_3\dot{\psi}_5 + \dot{\psi}_3\dot{\psi}_5; \\ \dot{\psi}_5 &= a_5(\dot{\psi}_3\dot{\psi}_2 + \dot{\psi}_3\dot{\psi}_2 - \dot{\psi}_1\dot{\psi}_4 - \dot{\psi}_1\dot{\psi}_4). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

При этом

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{s\alpha} &= -\sin(t) = -\sin(kh) = -U_{s\beta}; \\ \dot{U}_{s\beta} &= \cos(t) = \cos(kh) = U_{s\alpha}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Таким образом, если в памяти хранить значения $\sin(k, h)$, $\cos(k, h)$, то вычисление вторых производных сводится к суммированию ранее вычисленных значений. Аналогично вычисляются и любые производные m по известным производным $m-1$. При этом совершенно очевидно тригонометрические функции на каждом шаге интегрирования вычисляются однократно, что дает большую экономию машинного времени. При реализации предлагаемого алгоритма требуется в 3—3,5 раза меньше машинного времени, чем в случае применения метода Рунге — Кутта.

Подобная оценка точности предлагаемого алгоритма не проводилась. Тем не менее можно утверждать, что при одинаковой величине шага интегрирования и одинаковом числе слагаемых в выражении для $\Delta\psi_j$ предлагаемый алгоритм обладает несколько большей точностью, чем метод Рунге — Кутта. Это объясняется тем, что коэффициенты $h^{(i)}$ в слагаемых Рунге — Кутта есть не что иное, как приближение оценки коэффициентов при тех же степенях h ряда Тэйлора.

ЛИТЕРАТУРА

1. Копылов И. П., Мамедов Ф. А. и Беспалов В. Я., Математическое моделирование асинхронных машин, изд-во «Энергия», 1969.
2. Березин И. С. и Житков Н. П., Методы вычислений, т. 2, Физматгиз, 1960.

[30.3.1972]



НОВЫЕ КНИГИ

Артамонов Г. Т. Анализ производительности ЦВМ методами теории массового обслуживания. «Энергия», 1972. 176 с. 46 к.

Глозман И. А. Пьезокерамика. Изд. 2-е, перераб. «Энергия», 1972. 288 с. 98 к.

Данилин Б. С. Вакуумная техника в производстве интегральных схем. Под ред. Р. А. Нилендера. «Энергия», 1972. 256 с. 89 к.

Константинов В. Г. Многофазные преобразователи на транзисторах. «Энергия», 1972. 96 с. (Б-ка по автоматике. Вып. 466). 36 к.

Луберг Э. О. и Здрок А. Г. Расчет схем методами линейного программирования. 1972. «Энергия», 80 с. (Б-ка по радиоэлектронике. Вып. 35). 21 к.

Пролейко В. М. и Чекмаров А. А. Качество, надежность и долговечность электронных приборов. «Энергия», 1972. 224 с. 79 к.

Соколов М. М. и Данилов П. Е. Асинхронный электропривод с импульсным управлением в цепи выпрямленного тока ротора. «Энергия», 1972. 72 с. 21 к.

Стабилизированные автономные инверторы с синусоидальным выходным напряжением. «Энергия», 1972. 152 с. 41 к.



ВОПРОСЫ ОПТИМИЗАЦИИ ХАРАКТЕРИСТИК ЛИНЕЙНОЙ ИЗОЛЯЦИИ И ЗАЩИТНЫХ УСТРОЙСТВ ОТ КОММУТАЦИОННЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

(Статьи Д. В. Разевига и Л. Ф. Дмоховской «Ударные коэффициенты при включении холостой линии» и Д. Е. Артемьева, Н. Н. Тиходеева и С. С. Шура «О прогнозировании характеристик коммутационных перенапряжений», «Электричество», 1969, № 11)

К. П. КАДОМСКАЯ

Новосибирск

Изоляция линий электропередачи и подстанционного оборудования, а также меры защиты от перенапряжений должны выбираться на основе технико-экономического рассмотрения с учетом статистического характера как воздействий на изоляцию, так и поведения изоляции при воздействии перенапряжений. Оптимальным параметрам изоляции и комплекса защитных мероприятий при этом будет отвечать минимум приведенных затрат с учетом ущербов, обусловленных ненадежностью изоляции и защитных устройств. Таким образом, конечной целью исследования перенапряжений и свойств изоляции является выбор изоляции на основе технико-экономических принципов. Исходя из этого основного положения и надлежит при исследовании внутренних перенапряжений решать вопрос о возможности усреднения параметров законов распределения ударных коэффициентов ($k_{уд}$) или коэффициентов перенапряжений (k_n), полученных для различных по своей структуре схем. Такое усреднение может расширить понятие статистической инвариантности $k_{уд}$ или k_n по отношению к параметрам электрической системы, т. е. решить вопрос о применимости этого принципа к сетям различной структуры.

Решение частной задачи об оптимизации изоляции линии и параметров защитных устройств при рассмотрении только коммутационных перенапряжений разбивается на ряд этапов: определение статистических характеристик перенапряжений, возникающих при коммутациях различного вида, а также определение статистических характеристик основных параметров, определяющих работу защитных устройств (например, токовых нагрузок рабочих сопротивлений разрядников);

определение вероятности перекрытия изоляции линии при различных коммутациях в рассматриваемых вариантах схем, отличающихся комплексом защитных мероприятий, а также определение сроков службы элементов электропередачи;

определение минимума математического ожидания приведенных затрат для каждого рассмотренного варианта, отвечающего оптимальным характеристикам изоляции и защитных устройств.

Если зависимость средних приведенных затрат от оптимизируемых параметров будет иметь «плоский» минимум, то неточности в исходной информации, а именно в статистических характеристиках перенапряжений и воздействий на защитные устройства, неизбежные при принятии гипотезы об усреднении статистических характеристик ударного коэффициента для схем различной структуры, не будут иметь существенного значения. Для проверки этого положения было произведено определение оптимальных длин изоляционных промежутков и сроков смены разрядников применительно к ВЛ 750 кв. Расчеты производились для схемы с напряжением на конце разомкнутой линии $U_{вын} = 1,4U_{ф}$. При этом рассматривались два варианта схемы: схема № 1 — без шунтирующего реактора ($l = 400$ км) и схема с шунтирующим реактором $Q_p = 300$ Мва ($l = 600$ км).

Формула средних приведенных затрат записывалась в виде:

$$Z = (p_n + p_{a.из} + p_{и.из}) K_{из} + (p_n + \bar{p}_{a.p} + p_{и.p}) K_p + \bar{Y}_{разр.p} + \bar{Y}_{пер.из}, \quad (1)$$

где $K_{из}$, K_p — стоимости изоляции линии и комплектов разрядников, устанавливаемых по концам линии; $\bar{Y}_{разр.p}$, $\bar{Y}_{пер.из}$ — средние значения ущербов из-за разрушения разрядников и перекрытия изоляции, связанные с нарушениями энергоснабжения; p_n — нормативный коэффициент эффективности капиталовложений, 1/год; $p_{a.из} = \frac{1}{T_{н.из}}$ — коэффициенты,

учитывающие амортизационные исчисления на линейную изоляцию и разрядники (в последнем случае среднее значение коэффициента), 1/год; $p_{и.из} = p_{и.p} = 0,02$ — коэффициенты, учитывающие издержки производства на эксплуатацию и капитальный ремонт изоляции линии и разрядника в 1/год; $T_{н.из} = 20$ лет — среднее значение нормативного срока службы линейной изоляции.

В (1) средние затраты зависят от двух независимых параметров: от длины гирлянды l_r ($K_{из}$ и $\bar{Y}_{пер.из}$) и от планового срока между заменами разрядников $t_{пл}$ ($\bar{p}_{a.p}$ и $\bar{Y}_{разр.p}$). Последний параметр $t_{пл}$ обусловлен тем, что элементы разрядника представляют собой стареющие элементы, т. е. разрядник характеризуется функцией распределения его срока службы $F_{T_p}(t)$ и, как для всякого стареющего элемента, для него существует оптимальная стратегия эксплуатации, включающая в себя замену разрядников через некоторые заранее определенные сроки $t_{пл}$.

Анализ выражения (1) показывает, что средние затраты разбиваются на две составляющие, каждая из которых зависит лишь от одного от оптимизируемых параметров:

$$\bar{Z}(l_r, t_{пл}) = \bar{Z}_1(l_r) + \bar{Z}_2(t_{пл}), \quad (2)$$

где

$$\begin{aligned} \bar{Z}_1(l_r) &= (p_n + p_{a.из} + p_{и.из}) K_{из}(l_r) + \bar{Y}_{пер.из}(l_r); \\ \bar{Z}_2(t_{пл}) &= [p_n + \bar{p}_{a.p}(l_r) + p_{и.p}] K_p + \bar{Y}_{разр.p}(l_r). \end{aligned}$$

Следовательно, условие минимума функции \bar{Z} распадается на два условия:

$$\frac{d\bar{Z}_1(l_r)}{dl_r} = 0, \quad \frac{d\bar{Z}_2(t_{пл})}{dt_{пл}} = 0. \quad (3)$$

Входящие в (2) составляющие затрат на 1 км линии определены следующим образом [Л. 1]:

$$K_{из}(l_r) = K_{оп}(l_r) + K_r(l_r) = 1,667(a + bl_r). \quad (4)$$

Здесь $a = 38 \cdot 10^3$ руб/км, $b = 0,0107 \cdot 10^3$ руб/км. см;

$$\bar{Y}_{пер.из}(l_r) = \frac{\lambda_0}{l_n} \bar{Y}_0 P_{п.уАПВ} P_{пер.п.уАПВ} + \frac{1}{l_n} \bar{Y}_{выкл}, \quad (5)$$

где $\bar{Y}_0 = \bar{c}_y \Delta t_{пер} k_d \bar{S}$ — единичный ущерб, тыс. руб.; \bar{c}_y — средняя стоимость потерянного киловатт-часа энергии, руб/квт. ч; $\Delta t_{пер}$ — среднее время перерыва в энергоснабжении, ч; k_d — коэффициент дефицита мощности; \bar{S} — передаваемая мощность, квт; $P_{п.уАПВ}$ — вероятность потенциально успешного АПВ, т. е. такого АПВ, которое, если бы не было перекрытия изоляции при включении в цикле АПВ, было бы успешным; $P_{пер.п.уАПВ}$ — вероятность перекрытия изоляции при потенциально успешном АПВ; λ_0 — интенсивность эквивалентного потока коммутаций АПВ, 1/год; $\bar{Y}_{выкл}$ — ущерб из-за сокращения срока между ремонтами выключателей вследствие отключения коротких замыканий, обусловленных перекрытием изоляции;

$$\begin{aligned} \bar{p}_{a.p}(t_{пл}) &= \frac{p_n}{e^{p_n t_{пл}} - 1} [1 - F_{T_p}(t_{пл})] + \\ &+ \int_0^{t_{пл}} \frac{p_n}{e^{p_n t} - 1} f_{T_p}(t) dt, \end{aligned} \quad (6)$$

$$\bar{V}_{\text{Разр.р}}(t_{\text{пл}}) = \bar{V}_0 \bar{N}_{\text{Разр.р}} \quad (7)$$

$\bar{N}_{\text{Разр.р}} = \frac{\lambda_3}{2} \int_0^{t_{\text{пл}}} \frac{1}{t} f_{\text{Тр}}(t) dt$ — среднее число разрушений разрядника в год.

С учетом приведенных выше соотношений расчетные формулы для составляющих приведенных затрат принимают вид:

$$\bar{Z}_1(t_r) = 12,6 + 0,0033 + \frac{\lambda_3}{I_{\text{н}}} 0,8 \bar{V}_0 P_{\text{пер.п.у.АПВ}} + \bar{V}_{\text{выкл}} \frac{1}{I_{\text{н}}}; \quad (8)$$

$$\bar{Z}_2(t_{\text{пл}}) = 3 \left[2(p_{\text{н}} + p_{\text{н.р}}) + 2\bar{F}_{\text{а.р}} \left(\frac{\lambda_3}{2} \right) \right] K_{\text{р}} + 2\bar{N}_{\text{Разр.р}} \left(\frac{\lambda_3}{2} \right) \bar{V}_0 \quad (9)$$

Входящие в (8) и (9) величины $P_{\text{пер.п.у.АПВ}}$, $\bar{V}_{\text{выкл}}$, $\bar{F}_{\text{а.р}}$ и $\bar{N}_{\text{Разр.р}}$ определяются на основе первых двух этапов исследования.

Следует отметить, что составляющая $\bar{V}_{\text{выкл}}$ составляет лишь единицы процентов от $0,8\bar{V}_0 P_{\text{пер.п.у.АПВ}}$ и поэтому может не учитываться при решении поставленной задачи.

В расчетах единичный ущерб изменялся в широких пределах ($\bar{V}_0 = 300-2000$ руб.), так как его величина различна для различных электропередач. Если принять $\bar{c}_y = 0,6$ руб/квт, $\Delta I_{\text{пер}} = 2$ ч, $k_{\text{д}} = 0,4$, $S = P_{\text{нат}} = 2250$ Мвт, то $\bar{V}_0 = 1080$ тыс. руб. Гирлянды предполагались составленными из изоляторов типа ЛПС-30.

Вероятности перекрытия изоляции линии рассчитывались с помощью специально разработанной программы, исходной информацией для которой являлось распределение напряжения вдоль линии при ее включении в цикле АПВ, полученное также на ЦВМ с помощью программы для расчета коммутационных перенапряжений. Для каждой схемы с помощью метода статистических испытаний рассчитывалось 12 трехфазных коммутаций.

При проведении этих расчетов случайными величинами были фазы включения э. д. с. источников питания и начальные напряжения на фазах линии. Фазы включения э. д. с. были распределены по законам равномерной плотности в диапазонах, характерных для выключателей типа ВВБ [Л. 2].

Закон распределения начальных напряжений на линии также принимался согласно [Л. 3] равномерным. Разрядники типа РВМК—750П были установлены на концах линии.

При проведении расчетов фиксировалось напряжение в трех точках: начале, середине и конце линии. Поэтому вероятность перекрытия изоляции определялась при замене непрерывного распределения напряжения по линии во время коммутации трехступенчатым. При таком распределении напряжения вероятность перекрытия линейной изоляции определялась по выражению:

$$P_{\text{пер.п.у.АПВ } j} = 1 - \bar{P}_{aj} \bar{P}_{bj} \bar{P}_{cj}$$

Здесь $\bar{P}_{\gamma j} = \prod_{x=1}^m \bar{\Psi}_{\gamma x j}^n$ — вероятность неперекрывания изоляции фазы γ ($\gamma = a, b, c$) при осуществлении j -й коммутации, где m — число изоляционных промежутков на участке разбиения,

$$\bar{\Psi}_{\gamma x j} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{1}{\Phi_0(3)} \Phi_0 \left(\frac{U_{\text{тл}xj} - U_{50\%}}{\tau} \right) \right]$$

— вероятность неперекрывания единичного изоляционного промежутка фазы γ на x -м участке разбиения во время j -й коммутации при максимальном напряжении на нем $U_{\text{тл}xj}$.

Безусловная вероятность перекрытия изоляции линии при осуществлении единичной коммутации в данной схеме определялась как

$$P_{\text{пер.п.у.АПВ}} = \frac{1}{\eta} \sum_{j=1}^n P_{\text{пер.п.у.АПВ } j}$$

где η — число статистических испытаний.

Результаты расчетов вероятности перекрытия изоляции линии при потенциально успешном АПВ приведены в табл. 1.

Таблица 1

$n_{\text{из}}$	20	23	26	28	31	33
$I_{\text{р}}, \text{ см}$	430	490	550	600	650	700
$U_{50\%}, \text{ кв}$	1890	2030	2160	2270	2360	2420
Схема № 1	0,3470	0,1281	0,0225	0,0052	0,0009	0,0004
Схема № 2	0,3232	0,0593	0,0068	0,0014	0,0002	0,0001

Средний ресурс \bar{A} , расходуемый в рабочих сопротивлениях разрядника во время единичной коммутации АПВ, определенный при применении метода статистических испытаний как

$$\bar{A} = \frac{1}{3\gamma} \sum_{j=1}^{\eta} \left(\sum_{q_a=1}^5 i_{q_a a j}^5 + \sum_{q_b=1}^5 i_{q_b b j}^5 + \sum_{q_c=0}^5 i_{q_c c j}^5 \right),$$

где $i_{q_{\gamma} \gamma j}$ — максимальное значение тока в относительных единицах через разрядник фазы γ при q_{γ} -м срабатывании во время j -го испытания (для схемы № 1 $\bar{A} = 0,5852$, для схемы № 2 $\bar{A} = 0,3111$).

Анализ приведенных результатов показывает, что условия работы изоляции и разрядника в схеме № 1 без реактора тяжелее, чем в схеме № 2. Вероятность перекрытия изоляции и ресурсы, расходуемые во время единичной коммутации, будут больше в схеме № 1. Однако ответа на вопрос о существенности этих различий, обусловленных более высоким уровнем перенапряжений в схеме без реактора (при одинаковых значениях $U_{\text{вын}}$) с точки зрения величин оптимальной длины гирлянды и времени $t_{\text{пл}}$, приведенные данные дать не могут. Ответ на этот вопрос, как уже указывалось выше, может быть дан лишь после анализа приведенных затрат. На рис. 1 приведены зависимости затрат Z от длины гирлянды для различных значений ущербов \bar{V}_0 . В табл. 2 приведены значения оптимальных длин гирлянд $l_{\text{р.опт}}$ и приведенных затрат, соответствующих $l_{\text{р.опт}}$.

Таблица 2

\bar{V}_0 , тыс. руб.	$l_{\text{р.опт}}$, см; $\bar{Z}_{1\text{min}}$, тыс. руб/км			
	Схема № 1	Схема № 2	Схема № 1	Схема № 2
300	540	515	14,68	14,58
600	555	530	14,75	14,63
950	565	545	14,83	14,69
1250	575	550	14,88	14,72
1550	585	555	14,90	14,75
1900	600	560	14,92	14,77

Задавшись значением $\bar{V}_0 = 950$ тыс. руб., проанализируем изменение затрат ΔZ_1 при отклонении длины гирлянды от оптимальной (Δl_r). Соответствующие зависимости для схем

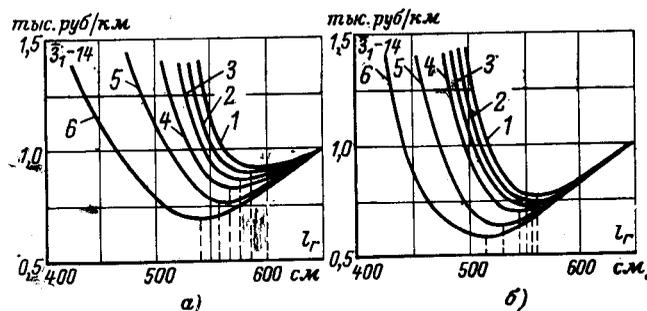


Рис. 1. Зависимость составляющей приведенных затрат Z_1 от длины гирлянды l_r в схеме № 1 (а) и в схеме № 2 (б).

1 — $V_0 = 300$ тыс. руб.; 2 — $V_0 = 600$ тыс. руб.; 3 — $V_0 = 950$ тыс. руб.; 4 — $V_0 = 1250$ тыс. руб.; 5 — $V_0 = 1550$ тыс. руб.; 6 — $V_0 = 1900$ тыс. руб.

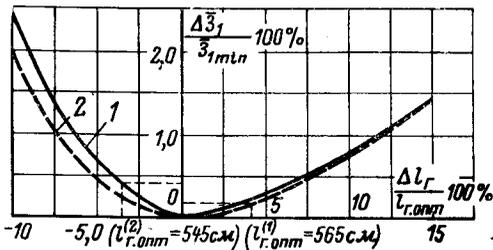


Рис. 2. Зависимость отклонения приведенных затрат \bar{Z}_1 от Z_{1min} при отклонении длины гирлянды l_r от $l_{r,opt}$ ($V_0 = 950$ тыс. руб.).

1 — для схемы № 1; 2 — для схемы № 2.

№ 1 и № 2 приведены на рис. 2. Если в схеме № 1 выбрать гирлянду, оптимальную для схемы № 2 ($l_r = 545$ см), то ΔZ_1 составит около 0,5% от Z_{1min} . Аналогичная цифра будет и для обратного случая. Таким образом, анализ результатов показывает, что в области возможных различий в оптимальных длинах гирлянд для схем, отличающихся параметрами, но с одинаковыми значениями $U_{вып}$, изменение затрат не превышает двух процентов.

Далее результаты расчетов показывают, что влияние величины единичного ущерба на оптимальную длину гирлянды также оказывается сравнительно невелико. Так например, если вариации ущерба лежат в широком диапазоне $\bar{V}_0 = 600 - 1550$ тыс. руб., то изменение минимальных затрат для схем № 1 и № 2 составляет около $\pm 0,1\%$.

Выводы. 1. Решение вопроса о возможности усреднения статистических характеристик коэффициента перенапряжений для схем различной структуры зависит от целей проводимого исследования.

2. При решении основной задачи статистической координации изоляции — выборе оптимальных характеристик изоляции и защитных устройств — критерием для решения вопроса об инвариантности статистических характеристик k_n в широ-

ком смысле является характер зависимости средних приведенных затрат от оптимизируемого параметра для различных статистических характеристик k_n .

3. Приведенные в статье расчеты показывают, что несмотря на различие в статистических характеристиках коэффициента перенапряжений для рассмотренных схем ($l = 400$ км, $Q_p = 0$ и $l = 600$ км, $Q_p = 300$ Мва), отвечающих одному и тому же значению $U_{вып} = 1,4U_\phi$; для обеих схем может быть выбрана одна и та же гирлянда длиной $l_r \approx 560$ см. При этом увеличение относительно минимальных приведенных затрат, различных для рассматриваемых схем, не превышает 1%.

Рассмотрение схем, защищенных разрядниками, при других значениях $U_{вып}$ (например, $U_{вып} = 1,2 - 1,6U_\phi$) не изменило этого основного вывода.

4. Изменение единичного ущерба в диапазоне $\pm 40\%$ приводит к изменению приведенных минимальных затрат приблизительно на $\pm 2,0\%$. Последнее обстоятельство говорит об «устойчивости» результатов оптимизации при широком диапазоне изменения величины единичного ущерба.

5. Выводы пп. 3 и 4 позволяют заключить, что при выборе оптимальных характеристик линейной изоляции в схеме, защищенной коммутационными разрядниками, статистические характеристики коэффициента перенапряжений для схем с различными параметрами, но с равными значениями $U_{вып}$ могут приниматься одинаковыми.

6. Решение вопроса о возможности усреднения статистических характеристик k_n в более широком смысле — при применении комплекса защитных мер — требует проведения соответствующих расчетов по изложенной методике.

ЛИТЕРАТУРА

1. Александров Г. Н., Иванов В. Л. и Кизевостер В. Е., Электрическая прочность наружной высоковольтной изоляции, изд-во «Энергия», 1969.
2. Шперлинг Б. — Р. Т., Характеристики выключателей и их влияние на параметры распределения перенапряжений при включении ненагруженной линии, Изв. НИИ постоянного тока, сб. 14, изд-во «Энергия», 1968.
3. Артемьев Д. Е., Тиходеев Н. Н. и Шур С. С., Статистические основы выбора изоляции линий электропередачи высоких классов напряжения, изд-во «Энергия», 1965.



РЕКОМЕНДУЕМ ЧИТАТЕЛЯМ НАШЕГО ЖУРНАЛА НОВУЮ КНИГУ, ВЫПУЩЕННУЮ ИЗДАТЕЛЬСТВОМ «ЭНЕРГИЯ»

Лукас Ю. Х. Схемы на полупроводниковых диодах. Пер. с нем. 1972. 366 с. 1 р. 55 к. В перепл.

В предлагаемой читателю книге приведены многочисленные и разнообразие практические схемы на полупроводниковых диодах. В каждой схеме, приводимой в книге, дается краткое теоретическое объяснение принципа работы и особенностей разбираемой схемы; кроме того, книга содержит множество номограмм, которые помогут при расчете и создании схем на полупроводниковых диодах, все это позволяет пользоваться приводимым материалом читателям с различной технической подготовкой.

Радиолобитель найдет здесь полезный теоретический и практический материал, специалисты, разработчики электронных схем найдут почти энциклопедический перечень возможностей полупроводниковых диодов и обширную библиографию, приведенную в конце книги.

Эту книгу можно заказать в ленинградском магазине № 92 «Энергия», который высылает литературу наложенным платежом без задатка.

Адрес магазина: 196066, Ленинград, Московский пр., 189. Магазин № 92 «Энергия».

Отдел «Книга—почтой».



Современные тенденции развития электроэнергетической промышленности в странах мира — «Дэнки хёрон, Denki Hyogon, Elec. Rev.», 1972, 57, № 2, с. 302—309. Анализируются статистические данные по потреблению электроэнергии в основных странах мира (США, Канада, СССР, Япония, ФРГ, Англия, Франция, Италия). В 1969 г. потребление электроэнергии (суммарное) в этих странах составило 4 570 млрд. кВт·ч. Годовой прирост потребления — 8,5% при приросте населения — 70 млн. чел. К концу 1969 г. суммарная мощность источников электроэнергии составила $10,3 \cdot 10^7$ кВт (ежегодный прирост — 7,85%). Одна из основных тенденций развития современных электроэнергетических систем — внедрение атомных электростанций (АЭС). Сейчас в странах мира введено в эксплуатацию 160 АЭС суммарной мощностью 2,5 млн. кВт (2% от суммарной мощности электростанций всех типов). На стадии проектирования находится 196 АЭС общей мощностью 140 млн. кВт. В 1969 г. АЭС выработано 60 млрд. кВт·ч электроэнергии (1,4% от выработки всех станций). Приведены данные по выработке электроэнергии в разных странах.

Энергоснабжение в странах Западной Европы до 2000 г. — «Ingenieur» (Ned.), 1971, 83, № 29, с. А 476—А 482. В 1969 г. потребление энергии в странах Западной Европы достигло уровня $1\,368 \cdot 10^6$ т условного топлива, что составило 18,9% мирового потребления. По видам энергоносителей эта величина распределяется следующим образом (см. таблицу).

Энергоноситель	10^6 т условного топлива	%	Прогноз на 2000 г.	%
Твердые топлива	375	27,4	400	8,7
Нефть	791	57,9	1 944	43,2
Природный газ	78	5,7		
Итого, органические топлива	1 244	91,0	2 394	51,9
Гидроэнергия	114	8,3	132	2,9
Атомная энергия	10	0,7	2 087	45,2
Итого	1 368	100	4 614	100

За исключением нефти Западная Европа имеет положительный топливный баланс. Добыча нефти в переводе на условное топливо составляет $24 \cdot 10^6$ т в год, что удовлетворяет 56% потребности в этом горючем. В период с 1964 по 1969 г. темпы роста потребления энергии во всех видах не превышали 4,5% в год, а в Великобритании за это время прироста потребления отмечено не было. К 2000 г. основным источником энергии наравне с органическим горючим станет электроэнергия, вырабатываемая на АЭС. С учетом демографических прогнозов уровень потребления энергии на душу населения в год достигнет к 2000 г. $10,5$ т условного топлива, превысив среднюю мировую величину более чем в 2 раза.

Развитие электроэнергетики Канады — «Water Power», 1972, 24, № 5, с. 158; «Elec. News and Eng.», 1972, 81, № 4, с. 7, 8, 26—27, 31. Согласно отчету энергетического сектора департамента энергии, горной промышленности и ресурсов Канады в 1970 г. суммарная установленная мощность электростанций страны выросла на 3 081 Мвт (7,8%) и достигла 42 629 Мвт, в том числе 66% на ГЭС и 34% на ТЭС. Произведено 203,7 Твт·ч электроэнергии, в том числе 76,7% на ГЭС. Экспортировано в США 2,4 Твт·ч. С 1970 г. по 1978 г. намечено построить электростанции общей мощностью 22,9 Мвт, в том числе 11×475 Мвт ГЭС Churchill Falls на Лабрадоре. На симпозиуме «Производство электроэнергии завтра» в университете Нью-Брансуик были рассмотрены прогнозы развития электроэнергетики на 30 лет вперед. Среднегодовой прирост населения в стране снизится в 70-х годах до 1,5% в год, в 80-х годах — до 1,2% в год, в 90-х годах — до 0,95% в год, численность населения в 2000 г. достигнет 31 млн. чел. Валовой национальный продукт на душу населения вырастет с 3 930 канадских долларов в 1970 г. до 8 800 долларов

в 2000 г. (в ценах 1970 г.). Потребление электроэнергии на душу населения вырастет с 9 500 кВт·ч до 29 000 кВт·ч в 2000 г. Потребление в целом в стране увеличится в 4 раза и составит 900 Твт·ч/год. Между электроэнергетическими системами Канады Hydro Quebec и Ontario Hydro заключено соглашение, по которому Ontario Hydro с июня 1973 г. закупит у Hydro Quebec электроэнергию на 96,2 млн. долларов. В первый год будет поставлено электроэнергии мощностью 800 000 кВт, во второй год — 1 млн. кВт, в последние два года — по 500 тыс. Мвт. Эта электроэнергия увеличит мощность системы Ontario Hydro, которая сейчас составляет 14 млн. кВт.

Пиковая нагрузка в системе Ontario Hydro 26 января 1972 г. была 11,8 Гвт; производство энергии в 1971 г. составило 68,1 Твт·ч (на 6% выше 1970 г.). За 1971 г. введено 1,3 Гвт: 2 агрегата по 114 Мвт на ГЭС Nower Notch и два первых блока по 540 Мвт на АЭС Pickering. В начале 1972 г. вошел в строй первый блок 500 Мвт на ТЭС на угле Nanticoke. Строятся ТЭС Lennox на мазуте на 2,3 Гвт и АЭС Bruce на 3,2 Гвт.

Ультравысоковольтные ВЛ — «Elec. Times», 1972, 161, № 7, с. 37—41. На основе результатов обширных исследований, проведенных в области ультравысоковольтных ВЛ во многих странах мира, сделаны обобщения, касающиеся выбора конструкции и оценки стоимости ВЛ для трех уровней напряжений: 765, 1 100 и 1 500 кВ и четырех расчетных кратностей перенапряжений: 1,3; 1,5; 1,7 и 2,0. Наиболее предпочтительным являются сталеалюминевые провода диаметром 38 мм с разрывающей нагрузкой 23 т. Расстояние между проводами в фазе 60 см. Для ВЛ 765 кВ применяется четыре провода, для ВЛ 1 100 кВ — 6 проводов, для ВЛ 1 500 кВ — 10 или 12 проводов. Наиболее экономичной является длина пролета 336 м. Разрядное напряжение гирлянд изоляторов и воздушных промежутков ниже при положительной полярности, поэтому, по всеобщему признанию, следует стандартизировать испытательную положительную волну $(300 \pm 100) / (2\,000 + 1\,000)$ мксек. При коммутационном импульсе 120/4 000 мксек разрядное напряжение больших воздушных промежутков может быть найдено с помощью формулы $U_{50\%} = k \cdot 500 \cdot d^{0,6}$, где $U_{50\%}$ — критическое разрядное напряжение, кВ; d — длина промежутка, м; k — коэффициент типа промежутка (изменяющийся в пределах 1,00—1,200). Для определения уровней выдерживаемого напряжения разрядные напряжения множатся на коэффициент 0,85.

Перспективы развития ультравысоковольтных ВЛ и состояние совместных исследований по проекту AEP—ASEA UHV Research Project — «ASEA journal», 1971, 44, № 5, с. 101—108 и 117—119. Проблемой развития систем электропередач занимается Комитет № 31 СИГРЭ. Вопросы, связанные с ультравысоковольтными ВЛ, обсуждались на заседании в мае 1971 г. Совместную работу по изучению возможности создания ВЛ ультравысокого напряжения проводят компания AEP (США) и фирма ASEA (Швеция) по так называемой программе исследований AEP—ASEA UHV Research Project. Рассматриваются следующие основные вопросы: изоляционные свойства воздуха при очень длинных промежутках; ограничения внутренних перенапряжений; загрязнение изоляции, эффект короны; радио- и телевизионные помехи; вредное влияние на человека, животных и другие объекты; диэлектрические свойства материалов; коммутационное оборудование; конструирование ЛЭП; экономика. Практической лабораторией при проведении этих исследований является система 765 кВ AEP, эксплуатируемая с 1965 г. Положительный опыт эксплуатации и результаты специальных испытаний, проведенных на ЛЭП 765 кВ системы AEP, позволяют с уверенностью говорить о возможности сооружения ВЛ ультравысокого напряжения. С учетом того, что каждое десятилетие потребление электроэнергии удваивается (в США), при развитии энергосистем потребуются, по крайней мере, две дополнительных ступени напряжения свыше уровня 800 кВ: ступень 1 100—1 200 кВ и около 2 000 кВ. Перенапряжения в этих ВЛ могут быть ограничены до уровня 1,5. Значительный эффект может быть получен в результате более полных исследований ряда важных явлений: разряд в длинных промежутках; применение жидкой, твердой и газообразной изоляции и др. Высоковольтные ВЛ постоянного тока будут использоваться только в специальных случаях, а применение сверхмощных кабельных ли-

¹ В данном номере дается обзор материалов 7—9 выпусков РЖ ВИНТИ АН СССР «Электрические станции, сети и системы».

ний, в том числе сверхпроводящих и криогенных задерживаются по ряду технико-экономических причин.

Аварии электроэнергетического оборудования — «Сейсан то дэнки», 1971, 23, № 12, с. 17—23. Анализируются основные причины отказов электроэнергетического оборудования за 1970 г. Приведены зависимости числа отказов за 1961—1970 гг. для разных видов электроэнергетического оборудования ГЭС, ТЭС, воздушных и кабельных линий передач, трансформаторных подстанций. Наиболее характерными причинами крупных отказов являются: на ГЭС — разрушение гидрооборудования; на ТЭС — аварии котлов; на трансформаторных подстанциях — удары молний; на ВЛ — атмосферные воздействия и землетрясения; на кабельных линиях — недостатки эксплуатационного характера, пробой кабельных муфт, выход из строя кабелей. С годами наблюдается общая для всех видов оборудования тенденция уменьшения числа отказов. Основными причинами нарушений работы распределительной сети являются: тайфуны, снег, землетрясения. Общая статистика отказов (имевших место в Японии) за 1970 г. оборудования, электроэнергетических блоков, электростанций и т. п. приведена в таблице.

Место аварии		Мощность электроэнергетических узлов и оборудования			Итого количество отказов
		до 5 000 квт	5 000—50 000 квт	50 000 и более квт	
Электростанции	ГЭС	66	4	2	72
	ТЭС	8	4	0	12
	АЭС	0	0	0	0
Трансформаторные подстанции		180	142	28	350
Высоковольтные ВЛ	воздушные	771	647	67	1 485
	кабельные	25	17	1	43
	Всего	796	664	68	1 528
Распределительные сети	воздушные	10 364	0	0	10 364
	кабельные	421	0	0	421
	Всего	10 785	0	0	10 785
Электрооборудование потребителей		41	0	0	41
Прочие отказы		1 604	21	2	1 627
Итого		13 480 (93,5%)	835 (5,8%)	100 (0,7%)	14 415 (100%)

Проблемы управления процессами в энергосистемах с помощью аналоговых и цифровых вычислительных машин — «Energietechnik», 1972, 22, № 2, с. 56—59. Цифровые расчетные машины заняли прочное место в автоматизированном управлении процессами в энергосистемах. Комплексное решение проблемы оптимальной работы и автоматизированного управления без них не осуществимо. Однако их преимущества в большой запоминающей способности и высокой точности расчета не являются достаточным основанием для вытеснения в течение ближайшего десятилетия аналоговых машин, так как последние имеют большую скорость расчета, меньшую стоимость, более просты и надежны. С переходом к автоматизированному управлению процессами необходима наивысшая скорость расчета, так как расчетная машина должна давать результаты для текущего времени работы энергосистемы. В этих условиях предпочтительнее применять аналоговую расчетную установку, которая решает важнейшие задачи (например, экономичное распределение нагрузки) с практически достаточной точностью.

На диспетчерских пунктах крупных энергосистем и их объединений для взаимного резервирования могут применяться две цифровые расчетные машины. Для этих же целей может быть применена более дешевая аналоговая машина.

Взаимная работа цифровой и аналоговой машин в энергосистеме может быть организована по следующему примеру. Диспетчерский пункт энергосистемы оборудуется цифровой расчетной машиной, которая в числе других задач системного значения производит экономичное распределение нагрузок между электростанциями соответственно графику нагрузки на следующий день. Аналоговые машины электростанций оптимизируют работу агрегатов в соответствии с задаваемым графиком. Аналоговая машина диспетчерского пункта оптимизирует в текущем времени работы распределения нагрузок между электростанциями, которое может быть вызвано отклонением графика нагрузки энергосистемы. Таким образом, большая запоминающая способность и высокая точность расчета цифровой машины соединяется с высокой скоростью расчета аналоговой машины и определяется оптимальное решение при относительно небольших затратах.

Характеристики будущих турбогенераторов с точки зрения требований режимов работ электроэнергетических систем — «Proc. Amer. Power Conf., vol. 33», Chicago, Ill., 1971, с. 1013—1026. К 1978 г. в США планируется введение в эксплуатацию на ТЭС турбоагрегатов мощностью 1 200 Мвт с генераторами 1 400 Мва, 3 600 об/мин, а к 1983 — турбоагрегатов 1 500 Мвт с генераторами 1 700 Мва, 3 600 об/мин. На АЭС к 1978 г. будут введены в эксплуатацию турбогенераторы мощностью 1 500 Мвт, а к 1983 г. — 2 000 Мвт с генераторами соответственно 1 800 и 2 500 Мва, 1 800 об/мин. Ожидается, что коэффициенты мощности турбогенераторов в следующем десятилетии увеличатся до 0,9—0,95, что приведет к необходимости применения автоматически регулируемых источников реактивной мощности в системах. Отношения короткого замыкания у будущих турбогенераторов будут не менее 0,4, а соответствующие синхронные реактивные сопротивления x_d увеличатся до 250—275%. Величины переходных реактивных сопротивлений очень крупных турбогенераторов АЭС (1 800 об/мин) будут достигать 50%. Характеристики будущих турбогенераторов будут совместимы с величинами реактивного сопротивления системы x_s (порядка 25% или меньше). Критические времена отключения трехфазного короткого замыкания для будущих турбогенераторов со скоростями вращения 1 800 и 3 600 об/мин примерно одинаковы и лежат в пределах от 9,5 периодов ($x_s=10\%$) до 4 периодов ($x_s=40\%$). При $x_s=25\%$ требуется критическое время отключения трехфазного короткого замыкания, равное 6,5 периодам, что на 2,5 периода меньше, чем смогут обеспечить будущие резервные защиты. Таким образом, для обеспечения динамической устойчивости будущих турбогенераторов при работе резервных защит необходимо применение таких дополнительных мер, как быстродействующие системы возбуждения, увеличение постоянной инерции генератора и т. д. Требования, обусловленные кратковременным нагревом статоров и роторов турбогенераторов, станут, вероятно, менее жесткими.

Система связи в Канадской электроэнергетической системе — «Elec. World», 1971, 176, № 6, с. 130—131. Микроволновая система связи в Канадской электроэнергетической системе с номинальным напряжением 735 кв с ретрансляторами имеет протяженность более 700 км и соединяет несколько крупных электростанций Канады, в том числе крупнейшую ГЭС на р. Черчилль (полуостров Лабрадор). В дальнейшем эта система будет соединена с Северо-Восточной Американской системой 735 кв. Ретрансляторы на микроволновой линии установлены в пределах непосредственной радиовидимости — через 50 км, а два через 200 км. Такое расстояние стало возможным благодаря применению мощных передатчиков и высокочувствительных помехозащищенных приемников. Аппаратура связи разработана на статических элементах. Приводится описание мероприятий для повышения надежности связи: несущие конструкции рассчитаны на тяжелую ветровую и ледовую нагрузку, применено батарейное питание с подзарядом от сети переменного тока и резервными источниками.

Характеристики тарелочных изоляторов на большие электромеханические нагрузки для сверхвысоких напряжений в условиях загрязнения — «IEEE Trans. Power Appar. and Syst.», 1972, 91, № 1, с. 311—316; Discuss. с. 324—327. Испытывались загрязненные тарелочные изоляторы нормального и грязеустойчивого исполнения классов электромеханической нагрузки 30, 40 и 54 тс, предназначенные для ВЛ 750—1 500 кв. Для сравнения испытывались изоляторы меньших классов.

Изоляторы загрязнялись равномерно пульверизацией водной суспензии каолина с NaCl и после высыхания слоя загрязнения увлажнялись под напряжением в туманной камере. Испытательное напряжение достигало 500 кВ при токе короткого замыкания установки 20—40 А. При плотности искусственного тумана, близкой к плотности густых природных туманов, зависимость выдерживаемых напряжений от длины гирлянды линейна вплоть до напряжения 500 кВ (860 кВ линейного напряжения) в широком диапазоне изменения удельной поверхностной плотности загрязнения. Длина пути утечки используется тем более эффективно, чем меньше средний диаметр и чем меньше коэффициент формы изолятора. Проверялась способность изоляторов, загрязненных по вышеуказанной методике, к самоочистке под искусственным дождем. В поддерживающих гирляндах очистка более эффективна у изоляторов с меньшим средним диаметром и с меньшей развитостью поверхности, в натяжных гирляндах способность к самоочистке всех изоляторов практически одинакова. Способность изоляторов к накоплению загрязнения проверялась изменением удельной поверхностной плотности соли, отложившейся на чистых изоляторах за 30 мин в камере с соленым туманом. Плотность загрязнения тем меньше, чем больше средний диаметр и чем больше развитость поверхности изолятора. Такая же закономерность выявлена для изоляторов, загрязнявшихся в естественных условиях в различных местах Японии. С учетом эффективности использования длины пути утечки, способности изоляторов к накоплению и очистке слоя загрязнения сделан вывод о том, что выдерживаемые градиенты по длине гирлянды в реальных условиях загрязнения изоляторов классов 30—54 тс будут у изоляторов нормального исполнения на 20—40% и у изоляторов грязеустойкого исполнения на 40—60% выше, чем у изоляторов классов 11—14 тс нормального исполнения.

Численный метод расчета электромагнитных переходных процессов в системах сверхвысокого напряжения — «IEEE Trans. Power and Syst.», 1971, 90, № 5, с. 2072—2077. Исследования показывают, что переходные процессы в длинных ВЛ описываются дифференциальными уравнениями в частных производных; в конечных устройствах — дифференциальными уравнениями. При решении задачи на ЦВМ алгоритм решения основан на последовательном определении переменных в узлах сетки, построенной в сечении времени и длины ВЛ через равные интервалы по времени и по длине. Приведены примеры определения восстанавливающегося напряжения на контактах выключателя и напряжения на ВЛ в момент разрыва электропередачи.

Соответствие аналоговых и цифровых методов расчета внутренних перенапряжений, возникающих при включении ВЛ, полевым испытанием в электроэнергетических сетях высокого напряжения — «Rev. Gén. élec.», 1972, 81, № 1, с. 23—30. Приведены сопоставления результатов расчетов на АВМ и ЦВМ, применяемых Государственным энергетическим управлением Франции, с опытными данными на основании 373 регистраций трехфазных операций включения ВЛ 400 кВ. Определены вероятности возникновения перенапряжений различной кратности. Отмечено, что закон распределения вероятностей кратностей весьма приближенно соответствует распределению Гаусса. Совпадение результатов расчетов с опытными данными удовлетворительное как для отдельной операции, так и для распределения вероятностей кратностей перенапряжений. Тем не менее, расчетные значения перенапряжений всегда выше, чем при измерениях из-за принятых допущений. Рекомендуется использовать для расчетов как АВМ, так и ЦВМ, причем первые удобны для оценки распределения кратностей и получения типовых форм перенапряжений, а вторые — для детального изучения отдельных операций коммутаций и для контроля.

Волновые характеристики металлических опор ВЛ и проводов в реальных электропередачах — «Дэнки гаккай дзасси, J. Inst. Elec. Jap.», 1970, 90, № 12, с. 2514—2522. Известно, что при разрядах молнии в металлические опоры ВЛ возникают обратные перекрытия, обусловленные волновыми характеристиками опор, влияющими на распределение потенциала по высоте опоры. Измерения коэффициента связи и волновых характеристик одноствоечных двухцепных и четырехцепных опор были произведены в полевых условиях путем осциллографирования напряжений на элементах опор и на гирляндах изоляторов при воздействии ГИИ, размещенного на вершине опоры. Измерения показали, что на опоре, имеющей сопротивление заземления 10 Ом, потенциал по длине опоры падает линейно от 100% на вершине до 25% у основания. При

меньших сопротивлениях заземления потенциал изменяется быстрее, чем по линейному закону; при больших сопротивлениях — падение потенциала по длине замедляется. Расчеты распределения потенциала, произведенные без учета активных сопротивлений, дают погрешность 20—30% для волн с фронтом 1 мкс и 5—15% — с фронтом 4 мкс. Сообщается, что коэффициент связи между тросом и проводами возрастает в 1,5 раза при перекрытии промежутка одного из верхних проводов.

Двухступенчатый дроссель для защиты от перенапряжений — «Arch. elektrotechn.», (PRZ), 1971, 20, № 4, с. 895—902. Предлагается для защиты вращающихся машин, соединенных с ВЛ, на входе ПС после трубчатого разрядника включать дроссель, состоящий из двух последовательных секций. К промежуточной точке между двумя секциями дросселя рекомендуется включать дополнительный трубчатый разрядник. Отмечается, что малые поперечные индуктивности спусков через трубчатый разрядник в комбинации с большими продольными индуктивностями дросселя образуют фильтр, препятствующий прохождению больших токов в вентильный разрядник.

Новые тенденции в координации изоляции — «ASEA J.», 1971, 44, № 5, с. 147—155. Обычный метод координации изоляции состоит в том, что по известной величине перенапряжения, которая считается максимальной, и выбранному сверх этой величины запасу определяют уровень напряжения, который изоляция должна выдерживать. МЭК в настоящее время рекомендует применять статистический метод координации изоляции, в котором электрическая прочность изоляции и величина воздействий на нее рассматриваются как случайные величины. Методика координации изоляции в системах сверхвысокого и ультравысокого напряжения состоит в том, что по максимальному рабочему напряжению и характеристикам системы определяются внутренние перенапряжения и перенапряжения основной частоты и производится начальный выбор изоляции обоих типов. На основе перенапряжений основной частоты выбирается разрядник, определяются его защитные уровни при воздействии грозовых и внутренних перенапряжений, а на их основе — выдерживаемые уровни защищаемой (внутренней) изоляции. Выдерживаемый уровень изоляции, не защищаемой разрядником, выбирается по внутренним перенапряжениям статистическим методом, а затем проверяется ее способность выдерживать грозовые перенапряжения. МЭК установил стандартные ряды выдерживаемых напряжений при воздействии внутренних и грозовых перенапряжений для стандартного ряда максимальных рабочих напряжений систем, а также стандартные методики испытаний изоляции различных типов.

Импульсная корона в длинных промежутках с элегазовой средней под высоким давлением — «Elec. Eng. Jap.», 1971, 91, № 2, с. 167—175. Исследовались электрические характеристики систем электродов стержень — плоскость и шар — плоскость в элегазовой среде при воздействии трех видов импульса напряжения с фронтом и длиной волны соответственно 1,7×42, 35×370, 280×2300 мкс. Амплитуда импульса соответствовала 50%-му $U_{пр}$. Коронный разряд в атмосфере элегаза сильно отличается от короны в воздухе как по своей структуре, так и по виду осциллограмм тока. В зависимости от степени неоднородности электрического поля и давления газа выделяют три зоны коронного разряда: зона, в которой корона не развивается вплоть до разряда, характерная для полей слабооднородных; зона древовидной короны в неоднородных полях и зона диффузной короны, возникающей в резко неоднородных полях при высоких давлениях газа. Причем диффузная корона появляется лишь при отрицательной полярности и импульсе большой длительности. Напряжение зажигания короны U_0 пропорционально давлению газа и в широком диапазоне давлений совпадает по величине для отрицательной и положительной полярности. При дальнейшем увеличении давления рост U_0 на отрицательной полярности замедляется. $U_{пр}$ резко зависит от конфигурации электродов, полярности и формы импульсов и давления. Одной из особенностей короны в атмосфере элегаза является обратный заряд при воздействии импульса отрицательной полярности с крутым фронтом.

Влияние четыреххлористого углерода на разрядные характеристики воздушных промежутков с неоднородным полем — «Elektrotechn. Z.», 1972, A, 93, № 2, с. 112—114. Известно, что даже небольшая примесь четыреххлористого углерода (CCl_4) существенно повышает электрическую прочность воздуха. Полученные результаты показывают, что этим свойством обладают только разрядные промежутки с равномерным полем. Неоднородные поля создавались в промежутке между отрица-

тельным стержнем и плоскостью при постоянном напряжении. Воздух с примесью CCl_4 вдвухался через сопло перпендикулярно средней линии промежутка. Снятые вольт-амперные характеристики указывают на снижение разрядных напряжений при вдуве CCl_4 . Осциллограммы предразрядного тока в промежутке показывают, что при вдуве CCl_4 переход от импульсного тока к непрерывному току происходит при меньших напряжениях. На непрерывный ток наложены нерегулярные импульсы тока, которые развиваются при повышении напряжения и приводят к более раннему пробую.

Опытная линия ультравысокого напряжения 1 000 кв для исследований характеристик короны на расщепленных проводах — «IEEE Trans. Power Appar. and Syst.», 1972, 91, № 1, с. 223—230; с. 230—232. Исследования характеристик короны выполнены на однофазном опытном пролете ВЛ длиной 365 м с проводом, расщепленным на 4 составляющих диаметром 5,08 см при шаге расщепления 45,7 см. Определялись радиопомехи, акустические помехи и влияние электростатического поля линии на человека при эквивалентном линейном напряжении от 350 до 1 250 кв. Измерения радиопомех производились на частоте 1,04 Мгц при различных погодных условиях. При увеличении плотности воздуха радиопомехи уменьшаются, также уменьшаются и при увеличении влажности до 90%, когда образование капель на проводах изменяют эту зависимость. При увеличении скорости ветра радиопомехи увеличиваются. Акустические помехи для испытанных проводов оказываются недопустимо высокими уже при максимальной напряженности поля на проводах 16,5 кв/см (эффективное значение). При удалении от проводов ВЛ акустические помехи уменьшаются медленнее, чем радиопомехи. Сильное электростатическое поле оказывает неприятное воздействие на человека и животных. Эти неприятные ощущения возникают при напряженности поля у поверхности земли в пределах 15—20 кв/м. Эта величина, по-видимому, должна приниматься в качестве предельной для ВЛ.

Исследование разрядов молнии из облака в землю и между облаками с помощью вращающегося фотоаппарата — «Arch. elektrotechn.», 1972, 21, № 1, с. 3—7. Приведены фотографии молний в землю и между облаками, снятые двоянной вращающейся камерой, вблизи восточного побережья Южной Америки в 1962 г. Фотокамера имела медленно вращающийся диск диаметром 210/110 мм и скоростью вращения 10—12 об/мин и быстро вращающийся диск диаметром 300/210 мм и скоростью 250—300 об/мин. Каждый вращающийся диск имел по два объектива. С 30/I по 13/IV 1962 г. получено всего 32 фотографии вблизи Рио-де-Жанейро, Сантоса и Монтеви-

део. Из них 12 фотографий оказались удачными, 9 описаны в данной статье, остальные три — одиночные удары молнии. Наиболее интересные фотографии получены у Сантоса, т. е. вблизи тропиков. Фотографии получены при горизонтальной и вертикальной оси вращения. Детально рассмотрены следующие фотографии. 1. Одновременный разряд молнии в три точки со ступенчатым лидером — высокоскоростная фотография с горизонтальной осью вращения и низкоскоростные с горизонтальной и вертикальной осями вращения. Ступенчатые лидеры всех трех каналов имели интервалы между ступеньками около 100 мкс, длину ступеней около 10 м и среднюю скорость развития лидера 10^5 м/сек и значительно большую скорость вблизи земли (менее 400 м). 2. Фотографии молнии с тремя последовательными разрядами в две разные точки. Паузы между последовательными разрядами 0,15 и 0,033 сек. Получены также фотографии многократных молний с 12 повторными разрядами с интервалами от 0,025 до 0,065 сек с общей длительностью 0,45 сек; молнии с 14 повторными разрядами с интервалами от 0,005 до 0,06 сек, причем 12 разрядов в одну точку, а остальные 2 разряда — в разные точки; молнии с 6 повторными разрядами в 3—4 разные точки с интервалами от 0,0035 до 0,33 сек и общей длительностью 0,77 сек. Получен также ряд интересных фотографий молний между облаками и разрядов, заканчивающихся в воздухе и не имеющих главного разряда.

Радиоактивные изотопы не улучшают грозозащиты — «Elektrotechn. Z.», 1972, A, 93, № 2, с. 102—104. Рассмотрены конструкции стержневого молниеотвода с применением америнция-24 и радия-226 с интенсивностью излучения 1,0—0,5 мКи. Исследованы вольт-амперные характеристики разряда на лабораторных искровых промежутках и на реальных молниеотводах во время грозы. Обнаружено влияние радиоактивного излучения лишь на начальную стадию предразряда при напряжениях 0,1—0,25 разрядного. Предразрядные характеристики вблизи разрядных напряжений не подвержены влиянию излучения. Исследование свидетельствует, что радиоактивные источники излучения не имеют практического значения для грозозащиты и не улучшают свойства стержневого молниеотвода. Не имеют перспективы также новые источники с интенсивностью излучения 200 мКи.

Канд. техн. наук. Л. И. Павлов,
инж. М. В. Фонарева



Профессор Б. И. УГРИМОВ

(К 100-летию со дня рождения)

В октябре исполняется 100 лет со дня рождения профессора Бориса Ивановича Угримова. Родился он в Москве, высшее образование получил в Московском университете, а также в МВТУ, которое окончил в 1897 г. с отличием и был оставлен в училище для подготовки к профессорскому званию.

Еще обучаясь на последнем курсе, он получил премию политехнической выставки в Москве за монографию «Многофазный ток в промышленности».

В 1898 г. Б. И. Угримов был командирован Министерством народного образования за границу для усовершенствования знаний в области электротехники. Там он работал в Высшей технической школе и Электротехническом институте в Карлотенбурге и в Карлсруэ. В период командировки он изобрел первый электродвигатель. Это изобретение на Всемирной парижской выставке было отмечено медалью.

В конце 1900 г. Борис Иванович был выбран на Научном совете МВТУ преподавателем электротехники и начал читать курс лекций по общей электротехнике, переменному току, технике высоких напряжений и основам техники силовых токов; он был заведующим всех электротехнических лабораторий МВТУ.

С 1908 г. Борис Иванович начал читать лекции по электротехнике в Коммерческом институте народного хозяйства. Под его руководством в этом институте образуется особый электропромышленный факультет. Многие специализации этого факультета явились основой для организации впоследствии кафедр и лабораторий в МЭИ.

В 1910 г. Б. И. Угримов защитил докторскую диссертацию в Высшей технической школе в Карлсруэ и получил степень доктора — инженера. В 1913 г. ему было присвоено звание профессора.

В начале первой мировой войны Б. И. Угримов был назначен директором



Кабельно-телефонного завода, где работал до марта 1918 г., совмещая эту работу с преподавательской деятельностью.

В марте 1918 г. он был избран заместителем председателя секции физики и электротехники НТО ВСНХ. В 1919 г. ему была поручена организация и руководство Бюро по электрификации сельского хозяйства Наркомзема.

В декабре 1920 г. Б. И. Угримов был назначен особо уполномоченным Совета Труда и Оборона по постройке электропакотных орудий, испытание которых было проведено в присутствии В. И. Ленина в октябре 1921 г.

Большой вклад внес Борис Иванович в разработку и практическое осуще-

ствление плана ГОЭЛРО. В феврале 1920 г. он был назначен ВСНХ заместителем председателя Комиссии ГОЭЛРО. Ему была поручена общеорганизационная и текущая оперативная работа, организация и руководство секцией электрификации сельского и лесного хозяйства, лекторская работа по пропаганде государственной электрификации.

В течение первых шести месяцев работы в Комиссии ГОЭЛРО Б. И. Угримов представил и прочитал ряд основных докладов: «О программе работ Бюро Наркомзема по электрификации сельского хозяйства», «О цифровом материале по электрификации сельского хозяйства по районам страны», «О результатах работы сельскохозяйственной секции ГОЭЛРО и расчету электрической мощности, потребной по районам для нужд сельского и лесного хозяйства. В результате им был составлен сводный доклад «О государственной электрификации сельского хозяйства».

В 1930 г. Б. И. Угримов назначается начальником Технического отдела и заместителем главного инженера Уралжелдорстроя, а в 1931—1932 гг. работает в Уралэнергострое экспертом крупных электросиловых установок Урала. Большое внимание уделял Б. И. Угримов педагогической деятельности. Он был начальником кафедры Военной академии РККА, профессором Московского нефтяного института и Московского автомобильного института.

Наибольшей известностью пользовались два его учебных курса: «Основы техники силовых токов» и «Техника высоких напряжений»; последний учебник был удостоен высшей премии Наркомпроса. К числу последних работ Б. И. Угримова относится «Электротехника и электрооборудование автомобилей и тракторов», изданная в 1938 г.

10 мая 1941 г. Борис Иванович скончался.



Днепрогэс имени В. И. ЛЕНИНА

(К 40-летию со дня пуска и 25-летию послевоенной эксплуатации)

40 лет работает Днепровская ГЭС имени В. И. Ленина.

В Первомайские дни 1932 г. первый ее агрегат дал промышленный ток, а 10 октября 1932 г. Председатель ЦИК СССР М. И. Калинин на торжественном митинге строителей и многочисленных делегаций — представителей всех республик Советского Союза — объявил решение правительства СССР о зачислении Днепровской ГЭС в число действующих предприятий и присвоении ей имени Владимира Ильича Ленина.

Широко известна история грандиозной стройки первой пятилетки — Днепростроя. Трудно переоценить вклад народов Советского Союза в осуществление сооружения крупнейшей в то время в нашей стране и в Европе электростанции. Даже сейчас, когда в Советском Союзе работают десятки гидравлических и тепловых электростанций, значительно более мощных, чем Днепровская, ознакомление с историей ее сооружения и восстановления после войны поражает как пример героическо-

го подвига строителей, монтажников, как образец хорошо организованного и высококачественного труда.

Строительство Днепрогэса дало богатейший опыт, выковало многочисленный отряд энергостроителей — ученых, инженеров, техников, высококвалифицированных рабочих, строителей, монтажников, эксплуатационников, которые приумножили традиции днепростроевцев на многочисленных грандиозных стройках нашей Родины.

Значимость, вклад Днепровской ГЭС в развитие энергетики видны хотя бы из того факта, что в период третьей пятилетки выработка электроэнергии на ней и установленная мощность составляла до 6% общей выработки и мощности электростанций в Советском Союзе. Даже в 50-х годах, когда эта величина снизилась вдвое (до 3%), роль Днепрогэса в обеспечении электроэнергией Юга Украины трудно переоценить.

И в настоящее время Днепротэс является весьма эффективной электростанцией: себестоимость производства электроэнергии на ней около 0,05 коп/квт; удельная численность персонала 0,24 чел/1 000 квт; фондоотдача 71 коп. на 1 руб. основных фондов; число часов использования установленной мощности (1970—1971 гг.) доходит до 6 500—6 700; затраты энергии на собственные нужды 0,12—0,14% общей выработки.

В дни 40-летия эксплуатации и 25-летия работы восстановленной ГЭС можно кратко отразить некоторые итоги и опыт эксплуатации основного электрического оборудования. Тот факт, что при этом потребуются отразить и трудности, неполадки в работе, не омрачит юбилей, так как покажет, что коллектив эксплуатационников вел и ведет большую работу и, несмотря на свою малочисленность, хорошо справляется с трудными задачами, проявляет творческий подход к делу, высокую организованность и умение.

Режим работы. При восстановлении Днепротэса первые три гидроагрегата были получены из США, смонтированы и пущены в 1947 г. Остальные шесть агрегатов изготовлены ленинградскими заводами (ЛМЗ — турбины и «Электросила» — генераторы) и вводились в работу в 1948—1950 гг. Качество монтажа, хотя и имело ряд замечаний, в целом было оценено высоко. Гидроагрегаты работали после первого их включения в сеть надежно, без вынужденных простоев. Конечно, здесь сказались и хорошее качество работы эксплуатационного персонала.

Интенсивность работы всех гидроагрегатов крайне высокая. За 22—25 лет девять главных агрегатов работали в общем 1 643 000 ч. Значительную часть общего времени генераторы работали в режиме синхронного компенсатора.

Вероятно, по числу часов работы и интенсивности использования оборудования Днепровская ГЭС имеет наивысшие показатели среди других подобных электростанций. Кстати говоря, эта интенсивность использования оборудования, вплоть до невозможности по уровню напряжения, доходившего до критических по статической устойчивости величин, останавливать генераторы, позволила коллективу Днепротэса получить опыт работы гидротурбин без капитального ремонта по 8—10 и даже 11 лет. При этом необходимость ремонта рабочих колес турбин вынудила проводить ремонт всех девяти турбин при работе генераторов в режиме синхронного компенсатора. Для этого развешивались валы турбины и генератора, генератор пускался и включался в сеть частотным пуском с помощью одного из соседних агрегатов.

Генераторы. Импортные и отечественные генераторы Днепротэса, имея почти одинаковые параметры, существенно отличаются рядом конструктивных решений, причем опыт показывает, что решения завода «Электросила» более правильные и надежные.

Так например, агрегаты иностранной фирмы после монтажа (1947 г.) не смогли быть пущены в работу на фирменных подпятниках и до сих пор работают на надежных подпятниках завода «Электросила».

Крупная авария иностранных генераторов произошла уже в 1950 г. (после 2,5 лет эксплуатации), когда была разрушена демпферная обмотка ротора, не имевшая температурных компенсаторов на короткозамыкающих планках. Оторвавшимися частями демпферной обмотки ротора были повреждены на большей части окружности статора катушки его обмотки.

На двух импортных генераторах тяжелая авария была предотвращена, но короткозамыкающие планки пришлось удалить на всех трех генераторах. Впоследствии (уже в 1970 г.) оставшиеся в заглубленных пазах стержни демпферной обмотки начали разрушать активную сталь башмаков на полюсах ротора, на одном из генераторов пришлось вынуть и их. Электромеханическому разрушению стали полюсов ротора способствовала несимметрия обмотки статора, вызванная необходимостью удаления большого числа катушек статорной обмотки.

Анализ основных причин повреждения катушек показал, что разрушение начинается в витковой изоляции, а витковое замыкание в катушке вызывает затем разрушение и главной изоляции.

Крупная авария с повреждением большей части обмотки (по причинам также дефектов витковой изоляции, что затем перешло в междупазовое короткое замыкание на верхних лобовых частях и кольцевых сборных шинах 1/3 части генератора) произошла на импортном генераторе в 1970 г. Здесь уже невозможно было ограничиться изъятием поврежденных катушек из схемы обмотки статора. Нельзя было ризковать и подъемом шага. По предложению работников Днепротэса и Харьковэнергоремонта была сделана попытка восстановить

обмотку с закрытием шага методом соединения полусекций катушек. Эта очень тонкая работа, выполненная в сложных условиях (ротор не вынимался, была снята часть полюсов, верхняя крестовина не снималась, восстанавливалась изоляция всех кольцевых шин на этом участке), дала хороший результат: генератор в течение года (до получения комплекта новой обмотки и ее установки в 1971 г.) работал надежно.

У генераторов отечественного производства конструктивные качества значительно выше импортных (за исключением системы вентиляции), но имеется ряд дефектов качества изготовления. Система вентиляции генераторов завода «Электросила» работала неудовлетворительно: мал был общий расход охлаждающего воздуха, плохо охлаждались особенно лобовые части обмотки статора.

Были намечены и последовательно в течение нескольких лет осуществлены следующие меры: улучшена система вентиляции; произведена перепайка и перензолировка лобовых частей (с восстановлением бандажей); произведена переключенная обмотки (применение у клиньев скосов в местах вентиляционных каналов также улучшило вентиляцию).

Реконструкция системы вентиляции, включавшая установку раструбов на роторе, ликвидацию камер горячего воздуха с установкой дополнительно двух воздухоохладителей, устройство скосов у клиньев крепления обмотки статора в пазу, замену охладителей и другие работы, вызвала некоторое увеличение потерь энергии, но дала хорошие результаты: количество охлаждающего воздуха увеличилось на 50—60% (в основном в зоне лобовых частей, особенно верхних); температуры в пазовой части снизились значительно. А перепайка и высококачественная изолировка лобовых частей еще более резко снизили температуры в этой зоне и, естественно, резко повысили надежность работы генераторов.

Одновременно с реконструктивными и ремонтными работами на генераторах было принято решение о полной замене обмотки на отдельных генераторах. Первая такая замена была сделана в 1959 г. Детальное исследование обмотки показало, что она еще в относительно работоспособном состоянии. Кроме того, в период 1960—1964 гг. вообще ремонтов не производилось и только в 1965 г. была заменена обмотка на очередном отечественном генераторе, а в 1968 и 1971 г. — на двух импортных.

К сожалению, стержни обмоток статоров для генераторов, изготовленные харьковским заводом «Электротяжмаш» в 1959—1960 гг., т. е. через 12—13 лет после выпуска генераторов заводом «Электросила», были невысокого качества. А вот коллектив харьковского завода Укрэлектроремонт добросовестно отнесся к заказу и в тяжелых производственных условиях преодолевая значительные конструкторские и технологические трудности, выполнил катушки обмоток статоров для импортных машин с весьма хорошим качеством.

Большую помощь коллективу Днепротэс оказывают завод «Электросила», Ленинградский филиал ВНИИЭМ, ВНИИЭ Минэнерго, которые отзывчиво относятся ко всем запросам. В проведении больших объемов нетиповых работ по капитальному оборудованию Днепровской ГЭС помогают и выполняют в короткие сроки и с хорошим качеством работы предприятия Харьковэнергоремонт и Южное отделение треста Гидромонтаж. Отлично выполняет заказ электростанции на комплекте обмоток для импортных генераторов завод Укрэлектроремонт. Конечно, постоянную и крайне ценную помощь в работе получает коллектив Днепротэса у производственных служб и управления РЭУ Днепроэнерго. Высокую признательность за активную, плодотворную и ценную помощь снискали эти предприятия и организации у коллектива Днепровской ГЭС.

Выключатели 150 кв. 1950 г. — последний год «временной эксплуатации» Днепровской ГЭС. С 1 января 1951 г. она была принята в постоянную эксплуатацию и передана от строителей Днепротэса в ведение РЭУ Днепроэнерго. В отчете о работе ГЭС за 1950 г. отмечена большая работа коллектива эксплуатационников в период временной эксплуатации и отражено состояние ее оборудования.

Еще очень много оставалось недоделок, еще предстояло устранить массу выявленных монтажных и конструктивных недостатков. Еще многие агрегаты работали с непроектными схемами возбуждения, не было ни одной машины, имеющей одинаковые схемы вторичной коммутации, автоматики. Но одно из самых узких мест — выключатели на подстанции 150 кв. Всего на подстанции Днепровской ГЭС должно было быть установлено 30 комплектов выключателей. А к 1951 г. четырех из них не было вообще (секционных), а остальные были соб-

раны из сохранившихся деталей, старые довоенные выключатели иностранных фирм и МКП-180Д.

В 1951 г. на подстанции появились первые воздушные выключатели, изготовленные опытным заводом ВЭИ (и до сих пор они в работе!). С 1952 г. установлены первые серийные выключатели ленинградского завода «Электроаппарат». В 1953 г. продолжен, а в 1954 г. закончен монтаж всех 30 комплектов воздушных выключателей.

Много беспокойства и труда доставили освоение и наладка этих сложных и в то время еще далеко не отработанных механизмов. Большую помощь оказали днепрогэсовцам сотрудники ВЭИ. Но и работники Днепротреста внесли свой большой вклад в это дело. Более шести десятков рационализаторских предложений было внедрено для улучшения эксплуатации и ремонта воздушных выключателей, что повысило их надежность, а многое из предложенного вошло затем и в заводские конструкции.

В последующие годы дважды проводилась модернизация всех установленных выключателей, имеющая целью повышение их разрывной мощности. Совместно с ВНИИЭ и службой РЭУ Днепротреста проводились многочисленные опыты и испытания с целью дальнейшего улучшения работы выключателей и изучения явлений, происходящих при неудачном коротком замыкании на линиях передачи 150 кв. Многих усилий потребовало и совершенствование системы сжатого воздуха, но особенно много труда и внимания требовало поддержание этих сложных аппаратов в постоянной, надежной эксплуатационной готовности. Если же учесть, что длительное отключение для ремонта как генераторов, так и линий было затруднено, то будет особенно ценен опыт Днепровской станции, впервые применившей метод «индустриального» ремонта. Суть его проста: все детали в сборе (включая гасительные камеры, привода ножей-отделителей), они заготавливаются заранее в мастерской, прверяются, налаживаются, а в период вывода в ремонт выключателя устанавливаются взамен ранее работавших. При этом на 30 комплектов выключателей нужен один запасной комплект. Но эффект от метода оправдывает это. Время для ремонта выключателя (простая генератора или вывода линии) сокращено в 3—4 раза. Практически за 2—3 смены удается выполнить капремонт выключателя. Почти все работы при этом обеспечены малой механизацией и специнструментом, а монтаж и демонтаж крупных деталей производится с помощью автокрана с удлиненной стрелой.

Не обходилось и без неприятностей. Имели место отказы в отключении фаз (при нормальных операциях), разрушения некачественного фарфора и даже разрушения воздушных выключателей с коротким замыканием на шинах подстанции. Особо трудное положение сложилось с воздушными выключателями после того, как они были сняты с производства, и практически оказалось невозможным получать для них запасные части. Да и разрывная мощность их уже недостаточна. Нужна, очень нужна замена выключателей 150 кв. А пока очень небольшая группа людей делает все для обеспечения надежной работы выключателей, как и всей подстанции 150 кв.

Автоматизация. Эстафету славных трудовых дел строителей и монтажников Днепротреста принял коллектив Днепротреста и в первые же годы поставил перед собой цель — сделать все для того, чтобы электростанция работала надежно, чтобы и внешний облик ее радовал глаз, чтобы труд людей был высокопроизводителен и вызывал чувство удовлетворения.

В 1952 г. был разработан первый «Комплексный план введения Днепротреста в состояние образцовой эксплуатации» — прообраз того, что сейчас называют планом социального развития коллектива, планом НОТ и т. п. Основой его, кроме разделов, предусматривающих повышение надежности сооружений и оборудования, устранение недоделок и дефектов, были вопросы автоматизации. Невозможно в короткой статье дать даже сжатый перечень работ, выполненных на электростанции. В какой-то мере это было ранее опубликовано. Нельзя не отметить только, что многое из того, что сейчас является общепринятым, родилось на Днепротресте, например, пуск резервных агрегатов под нагрузку при снижении частоты, автоматическая разгрузка транзита Днепр—Донбасс и т. п. Более 20 лет надежно работает простейшее по исполнению ртутное реле оборотов.

Богатейший опыт получен по автоматизации работы вспомогательного оборудования (компрессоры и др.), что входит составной частью в комплексную автоматизацию ГЭС. Множество других предложений по новым схемам, аппаратуре возникло в коллективе и затем воплощалось в натуре.

Коллектив Днепротреста как бы опережал события, основываясь на внедрении комплексной автоматизации, механизации работ, наладке и высокой культуре эксплуатации оборудования. Уже к 1957 г. была снижена численность обслуживающего персонала.

Работа по автоматизации, телеуправлению и совершенствованию схем и аппаратуры не прекращалась в течение этого периода работы ГЭС; она продолжается и сейчас. В 1956—1957 гг. был введен в действие автооператор для пуска и останова (или перевода в режим синхронного компенсатора) генераторов по экономичной их загрузке, было осуществлено телеуправление всеми генераторами, линиями и другими элементами с диспетчерского пункта энергосистемы.

Жизнь ставила проблемы и вносила коррективы в прежние решения. Так например, телеуправление агрегатами ГЭС и выключателями линий оказалось излишним и было ликвидировано. На смену очень гибкой системе автоматизации на базе КРЧ пришла новая система регулирования частоты и мощности (САУРЧМ), разработанная ВНИИЭ и предусматривающая регулирование частоты и мощности не одной, а многих электростанций с учетом экономичности распределения нагрузок и перетоков по линиям передач. Эта система многие годы отлаживалась, изменялась и, видимо, этот процесс еще будет продолжаться до тех пор, пока не будет найдено наиболее простое и универсальное решение, например, на базе использования счетно-решающих машин.

Продолжаются непрерывно и работы по совершенствованию аппаратуры для автоматизации. Очень интересны пневмогидравлические клапаны для системы водяного охлаждения (вместо ненадежных моторных задвижек) с оригинальным решением конструкции механизма, управляющего клапаном, которые разработаны рационализаторами Днепротреста Швачко Г. И. и Марченко П. Т.

В 1971 г. закончены отличившиеся большой сложностью и трудностью работы по монтажу и вводу в действие специальной дифференциальной защиты шин подстанции 150 кв, АПВ шин и устройств резервирования отключения выключателей (УРОВ). Сложность была вызвана схемой подстанции (три секции по две системы шин с тремя реакторными связями и шиносоединительными выключателями) и количеством присоединений (30).

Комплект аппаратуры для специальной дифзащиты шин на полупроводниковых приборах был разработан и изготовлен в институте Энергосетьпроект, а разработка монтажных схем и монтаж выполнялись работниками Днепротреста с участием службы РЭУ Днепротреста.

Круг вопросов, которые решались коллективом Днепротреста, очень широк и некоторые из них имели исключительное значение.

Удачное решение по отгатию воды из камер рабочих колес турбин при работе агрегатов в режиме синхронного компенсатора дало за 15 лет экономии электроэнергии около 2,4 млрд. кВт·ч.

Сейчас многое из того, что было начато, что было сделано впервые на Днепротресте стало обычным для многих электростанций. Но во многих начинаниях и решениях Днепровская станция была первой.

В любом официальном отчете о работе трудно в полной мере отразить активность, целеустремленность коллектива, стремление каждого работать над собой, учиться, приобретать все новый и новый опыт, передавать его другим, трудиться самому как можно лучше и болеть душой за общее дело.

За высокие показатели в работе, успешное выполнение заданий и обязательств по превращению электростанции в образцовое предприятие по уровню автоматизации и высокой культуры эксплуатации Днепровской ГЭС имени В. И. Ленина еще в 1961 г. было присвоено высокое звание предприятия Коммунистического труда. За достигнутые трудовые успехи во всенародном социалистическом соревновании в честь 50-летия Великой Октябрьской социалистической революции коллектив был награжден памятным знаком ЦК КПСС, Президиума Верховного Совета, Совета Министров СССР и ВЦСПС.

Огромной радостью для коллектива ГЭС было награждение его Ленинской Почетной юбилейной грамотой ЦК КП Украины, Президиума Верховного Совета Республики, Совета Министров УССР и Укрсовпрофа в 1970 г.

В том же году в ознаменование 50-летия ГОЭЛРО была установлена мемориальная доска у здания машинного зала Днепротреста — первенца плана ГОЭЛРО и Первой пятилетки.

А. Ф. Яковлев

СЕССИЯ НАУЧНОГО СОВЕТА АН УССР ПО ПРОБЛЕМЕ «ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА И ЭЛЕКТРОНИКА»

В Киеве 13—14 апреля 1972 г., в Институте электродинамики АН УССР состоялась первая сессия организованного по постановлению Президиума АН УССР в 1971 г. Научного совета по проблеме «Теоретическая электротехника и электроника» АН УССР.

В работе сессии приняли участие акад. **Нейман Л. Р.**, акад. АН УССР **Пухов Г. Е.**, чл.-корр. АН УССР **Милях А. Н.**, чл.-корр. АН УССР **Чиженко И. М.**, чл.-корр. АН УССР **Постников И. М.**, чл.-корр. АН УССР **Нестеренко А. Д.**, д. т. н. **Алфеев В. Н.**, проф., д. т. н. **Максимович Н. Г.**, д. т. н. **Шидловский А. К.** и другие представители научно-исследовательских институтов АН УССР, кафедр теоретической электротехники и электроники высших учебных заведений Украины, Москвы, Ленинграда.

Открывая сессию, Председатель Научного совета акад. АН УССР **Пухов Г. Е.** охарактеризовал комплексные научно-исследовательские работы в Республике, которые координируются Научным советом. Было отмечено, что одной из основных форм работы Совета являются научные семинары. В настоящее время в Киеве, Львове, Харькове, Одессе, Черновцах, Днепропетровске и других городах функционирует более 20 семинаров по различным составным частям проблемы. Совет координирует свою работу с Научным советом АН СССР по теоретическим и электрофизическим проблемам энергетики, с Научным советом АН СССР по научным основам использования явления сверхпроводимости в энергетике, с секцией физических проблем микроэлектроники Научного совета АН СССР по проблеме «Физика и химия полупроводников» с Научным советом АН СССР по проблеме «Кибернетика», с Национальным комитетом Советского Союза по аналоговым вычислениям и т. д.

С большим вниманием было заслушано выступление акад. **Неймана Л. Р.** В начале своего выступления он проинформировал собравшихся о работе Научных советов АН СССР по теоретическим и электрофизическим проблемам энергетики и по научным основам применения сверхпроводимости в энергетике. Были отмечены общие задачи, которые стоят перед указанными Научными советами АН СССР и Научным советом по проблеме «Теоретическая электротехника и электроника» АН УССР. Значительную часть своего выступления докладчик посвятил проблеме использования явления сверхпроводимости в электроэнергетике и электронике. Над созданием криоэлектромашин, сверхпроводящих линий электропередач, магнитных систем в настоящее время ведутся интенсивные работы как в СССР, так и за рубежом. Это объясняется прогрессом в теоретическом и экспериментальном исследовании явления сверхпроводимости, успехами криогенной техники и перспективами, которые при этом открываются. В докладе перечислены задачи электродинамики, которые возникают при создании сверхпроводящих устройств.

С докладом «Теория цепей и гибридная вычислительная техника» выступил акад. АН УССР **Пухов Г. Е.** Докладчик сформулировал принципы построения сверхбыстродействующих разрядно-аналоговых и неалгоритмических цифровых вычислительных машин, разрабатываемых в Институте электродинамики АН УССР. Гибридные вычислительные системы (ГВС), основанные на предлагаемых принципах, сочетают в себе точность цифровых и быстродействие аналоговых вычислительных

машин. Глубоко проанализировав тенденции повышения быстродействия вычислительных средств, докладчик убедительно показал, что сверхбыстродействующие вычислительные машины могут быть построены в ближайшие годы на основе предложенных принципов. Далее в докладе были поставлены задачи теории цепей, возникающие при проектировании сверхбыстродействующих ГВС. Сложные электрические цепи последних могут быть реализованы только на основе интегральной электроники, что существенно усложняет их анализ и синтез. Использование при этом методов, применяемых к дискретным электронным схемам, связано с большими погрешностями. Докладчик изложил комбинированный метод расчета указанных схем, сочетающий методы теории поля и теории цепей.

В докладе чл.-корр. АН УССР **Постникова И. М.** «Проблемы построения турбогенераторов возрастающей мощности» отмечено, что за предстоящее 30-летие установленная мощность должна возрасти в 10 раз. Такой темп развития энергетики возможен только при одновременном росте мощности турбогенератора в единице. Докладчик охарактеризовал трудности построения сверхмощных турбогенераторов, показал необходимость решения проблемы экранирования электромагнитных полей, уменьшение нагрева в концевых зонах и т. д. путем физического и математического экспериментов.

В докладе «Основы теории расчета электрических цепей по частям» д. т. н., проф. **Максимович Н. Г.** отметил, что в историческом аспекте развитие этого вопроса начинается с зарождения теории четырехполюсников, а затем — многополюсных элементов. Полученная возможность нахождения уравнения цепи по ее частям, нашла свое обобщение в теории подходе **Пухова Г. Е.** Методы расчета цепи по частям основаны на применении общей теории преобразований цепи. Из большого числа возможных эквивалентных и неэквивалентных преобразований в настоящее время для расчета цепей применяются только отдельные частные случаи таких преобразований и остаются неиспользованными еще многие возможные методы, особенно неэквивалентных преобразований, разработка которых могла бы принести много нового. Докладчик предложил стройную и достаточно простую теорию и методику, использующую топологические методы расчета цепей по частям, удобную для применения ЦВМ.

В докладе д. т. н., проф. **Тозони О. В.** и к. т. н. **Петрушенко Е. И.** «Современные методы расчета электромагнитных полей» были изложены теоретические основы метода вторичных источников и показана применимость этого метода в конкретных случаях. Для расчета электромагнитных полей в ферромагнитных средах с учетом гистерезиса был предложен метод малых приращений вторичных источников, который при некоторых допущениях решает эту сложную задачу. На основе метода вторичных источников разработаны эффективные алгоритмы и программы для расчета магнитных полей в тонкопленочных сверхпроводящих структурах.

Было проведено совместное заседание Научного совета и Предметной комиссии по теоретическим основам электротехники Министерства высшего и среднего специального образования УССР. Члены совета приняли участие в обсуждении научно-исследовательских работ, выполняемых в Киевском политехническом институте, по теоретической электротехнике.

Канд. техн. наук *Петрушенко Е. И.*

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, И. С. Ефремов, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, Л. Г. Мамиконянц (зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор *Г. Е. Ларионов*

Сдано в набор 16/VIII 1972 г.
Формат бумаги 60×90¹/₈
Тираж 10 163

Подписано к печати 4/X 1972 г.
Усл. п. л. 12
Цена 80 коп.

T-15988
Уч.-изд. л. 14,52
Зак. 1304

Московская типография № 10 Главполнграфпрома Комитета по печати при Совете Министров СССР.
Шлюзовая наб., 10.

СОДЕРЖАНИЕ

Веников В. А., Головицын Б. И. и Лисеев М. С. — Вопросы управления режимами электроэнергетических систем	1	Лямин Ю. А. — Затухание коронного разряда между коаксиальными цилиндрами в потоке запыленного газа	58
Александров Г. Н., Герасимов Ю. А., Редков В. П. и Лысков Ю. И. — Электрическая прочность междуфазовых воздушных промежутков на подстанциях сверхвысокого напряжения при коммутационных перенапряжениях	7	Прутковский А. С., Пузрин М. А. и Файницкий М. З. — Метод расчета электрических полей в неоднородных анизотропных средах	62
Кузнецова Л. Е. и Тиходеев Н. Н. — Воздушная изоляция для линий сверхвысокого напряжения	13	Кротман Л. С. — Электрический контакт двух цилиндров с круглой центральной площадью касания	65
Лысков Ю. И. и Мельзак И. Я. — О статистико-вероятностной оценке атмосферного давления и относительной плотности воздуха	16	Белкин Г. С., Воскресенский С. Н., Ермаков В. И., Киселев В. Я. и Лукацкая И. А. — Применение меди в качестве материала контактных систем вакуумных дугогасительных камер	69
Никитин Ю. М. — Метод цифрового моделирования случайных дифференцируемых процессов в устройствах энергоснабжения	20	Ефремов И. С., Мосягин К. Г. и Розенфельд В. Е. — О выборе оптимального напряжения для линий скоростного трамвая	73
Фокин Ю. А. и Арсамаков И. И. — Экспериментальное исследование нагрузок крупных городских подстанций с комплексным составом потребителей	23	СООБЩЕНИЯ	
Шнеерсон Э. М. — Построение дистанционных органов со сложными характеристиками в комплексной плоскости сопротивлений	28	Овчинников И. Е., Прозоров В. А. и Рогачевский В. С. — Об учете размагничивающей н. с. в цепях с постоянными магнитами	79
Данилевич Я. Б. — Добавочные потери в лобовых частях обмотки статора турбогенератора	32	Максимов А. И. — Оптимальное значение магнитной индукции в ферромагнитном сердечнике	80
Прусс-Жуковский В. В. — О приближенном описании безыскровых зон машин постоянного тока	35	Резниченко В. Ю. — Алгоритм решения дифференциальных уравнений асинхронного двигателя	82
Алиевский Б. Л., Бертинов А. И., Орлов В. Л. и Шерстюк А. Г. — Основные расчетные соотношения униполярных электрических машин без ферромагнитопровода	39	ДИСКУССИИ	
Лизунов С. Д. и Фрид Е. С. — Измерение частичных разрядов в трансформаторах	45	Вопросы оптимизации характеристик линейной изоляции и защитных устройств от коммутационных перенапряжений — Кадомская К. П.	84
Глазенко Т. А. и Иришков В. И. — Расчет характеристик тиристорных преобразователей с дросселями насыщения в гасящих устройствах	49	ПО СТРАНИЦАМ ТЕХНИЧЕСКИХ ЖУРНАЛОВ ХРОНИКА	
Курчик Б. З. — Расчет характеристик регулируемого прямоугольно-ступенчатого напряжения инверторов	55	Профессор Б. И. Угримов. Днепротэс имени В. И. Ленина. Сессия научного совета АН УССР по проблеме «Теоретическая электротехника и электроника»	91

Contents

On the Control of Power System Operating Conditions — V. A. Venikov, Golovitsin, M. S. Liseyev	1	Decay of the Corona Discharge Between Coaxial Cylinders in a Stream of Dusty Gas — U. A. Ljamin	58
The Electrical Withstand Strength of Phase-to-Phase Clearances at EHV Substations During Switching Surges — G. N. Alexandrov, U. A. Gerasimov, V. P. Redkov, U. I. Liskov	7	A Method for Calculating Electric Fields in Unhomogeneous Anisotropic Media — A. S. Prutkovski, M. A. Puzrin, M. Z. Feinitski	62
The Air Insulation for EHV Lines — L. E. Kuznetsova, N. N. Teekhodeyev	13	The Electrical Contact of Two Cylinders Having a Round Central Area of Contact — L. S. Krotman	65
A Probabilistic and Statistical Appraisal of Atmospheric Pressure and the Relative Density of Air — U. I. Liskov, I. J. Melzak	16	Using Copper as the Material of Contact Systems in Vacuum Arc Chutes — G. S. Belkin, S. N. Voskresenski, V. I. Ermakov, V. J. Kiselev, I. A. Lukatskaya	69
A Method for Digital Simulation of Stochastic Differentiable Processes in Power Supply Apparatus — U. M. Nikitin	20	A Statistical Calculation for the Electrical Performance of Arc Furnace Installations — S. V. Alexeyev, V. G. Treivas	73
An Experimental Study of Loads at Large Urban Substations Having Different Types of Consumers — U. A. Fokin, I. I. Arsamakov	23	Selecting the Rest Voltage for High-speed Tram Lines — I. S. Ephrevov, K. G. Mosiagin, V. E. Rosenfeld	73
Construction of Distance Relays with Complex Operating Characteristics in the R-X Plane — E. M. Shneyerson	28	REPORTS	
Additional Losses in the Stator End Windings of a Turbogenerator — J. B. Danilevitch	32	Accounting for the Demagnetizing MMF in Circuits with Permanent Magnets — I. E. Ovchinnikov, V. A. Prozorov, V. S. Rogachevski	79
An Approximate Description of Sparkless Zones in D. C. Machines — V. V. Pruss-Djukovski	35	The Optimum Value for the Magnetic Induction in a Ferromagnetic Core — A. I. Maximov	80
The Basic Design Relationships for Unipolar Machines without a Ferromagnetic Circuit — B. L. Alievski, L. I. Bertinov, V. L. Orlov, A. G. Sherstiuk	39	An Algorithm for Solving the Differential Equations of an Induction Motor — V. U. Resnichenko	82
Measurement of Partial Discharge in Transformers — S. D. Lisunov, E. S. Fried	45	DISCUSSION	
Calculation of the Characteristics of Thyristor Converters with Saturable Reactors in Arc Quenching Apparatus — T. A. Glazenko, V. I. Irishkov	49	IN OTHER ENGINEERING JOURNALS	
Calculation of the Characteristics of the Controllable Rectangular Stepped Voltage of Inverters — B. Z. Kurchik	55	CHRONICLE	

СОДЕРЖАНИЕ

Веников В. А., Головицын Б. М. и Лисеев М. С. — Вопросы управления режимами электроэнергетических систем	1	Лямин Ю. А. — Затухание коронного разряда между коаксиальными цилиндрами в потоке запыленного газа	58
Александров Г. Н., Герасимов Ю. А., Редков В. П. и Лысков Ю. И. — Электрическая прочность междуфазовых воздушных промежутков на подстанциях сверхвысокого напряжения при коммутационных перенапряжениях	7	Прутковский А. С., Пузрин М. А. и Файницкий М. З. — Метод расчета электрических полей в неоднородных анизотропных средах	62
Кузнецова Л. Е. и Тиходеев Н. Н. — Воздушная изоляция для линий сверхвысокого напряжения	13	Кротман Л. С. — Электрический контакт двух цилиндров с круглой центральной площадью касания	65
Лысков Ю. И. и Мельзак И. Я. — О статистико-вероятностной оценке атмосферного давления и относительной плотности воздуха	16	Белкин Г. С., Воскресенский С. Н., Ермаков В. И., Киселев В. Я. и Лукацкая И. А. — Применение меди в качестве материала контактных систем вакуумных дугогасительных камер	69
Никитин Ю. М. — Метод цифрового моделирования случайных дифференцируемых процессов в устройствах энергоснабжения	20	Ефремов И. С., Мосягин К. Г. и Розенфельд В. Е. — О выборе оптимального напряжения для линий скоростного трамвая	73
Фокин Ю. А. и Арсамаков И. И. — Экспериментальное исследование нагрузок крупных городских подстанций с комплексным составом потребителей	23	СООБЩЕНИЯ	
Шнеерсон Э. М. — Построение дистанционных органов со сложными характеристиками в комплексной плоскости сопротивлений	28	Овчинников И. Е., Прозоров В. А. и Rogachevский В. С. — Об учете размагничивающей н. с. в цепях с постоянными магнитами	79
Данилевич Я. Б. — Добавочные потери в лобовых частях обмотки статора турбогенератора	32	Максимов А. И. — Оптимальное значение магнитной индукции в ферромагнитном сердечнике	80
Прусс-Жуковский В. В. — О приближенном описании безыскровых зон машин постоянного тока	35	Резниченко В. Ю. — Алгоритм решения дифференциальных уравнений асинхронного двигателя	82
Алиевский Б. Л., Бертинов А. И., Орлов В. Л. и Шерстюк А. Г. — Основные расчетные соотношения униполярных электрических машин без ферромагнитопровода	39	ДИСКУССИИ	
Лизунов С. Д. и Фрид Е. С. — Измерение частичных разрядов в трансформаторах	45	Вопросы оптимизации характеристик линейной изоляции и защитных устройств от коммутационных перенапряжений — Кадомская К. П.	84
Глазенко Т. А. и Иришков В. И. — Расчет характеристик тиристорных преобразователей с дросселями насыщения в гасящих устройствах	49	ПО СТРАНИЦАМ ТЕХНИЧЕСКИХ ЖУРНАЛОВ ХРОНИКА	
Курчик Б. З. — Расчет характеристик регулируемого прямоугольно-ступенчатого напряжения инверторов	55	Профессор Б. И. Угримов. Днепрогэс имени В. И. Ленина. Сессия научного совета АН УССР по проблеме «Теоретическая электротехника и электроника»	91

Contents

On the Control of Power System Operating Conditions — V. A. Venikov, Golovitsin, M. S. Liseyev	1	Decay of the Corona Discharge Between Coaxial Cylinders in a Stream of Dusty Gas — U. A. Liamin	58
The Electrical Withstand Strength of Phase-to-Phase Clearances at EHV Substations During Switching Surges — G. N. Alexandrov, U. A. Gerasimov, V. P. Redkov, U. I. Liskov	7	A Method for Calculating Electric Fields in Unhomogeneous Anisotropic Media — A. S. Prutkovski, M. A. Puzrin, M. Z. Feinitski	62
The Air Insulation for EHV Lines — L. E. Kuznetsova, N. N. Teekhodeyev	13	The Electrical Contact of Two Cylinders Having a Round Central Area of Contact — L. S. Krotman	65
A Probabilistic and Statistical Appraisal of Atmospheric Pressure and the Relative Density of Air — U. I. Liskov, I. J. Melzak	16	Using Copper as the Material of Contact Systems in Vacuum Arc Chutes — G. S. Belkin, S. N. Voskresenski, V. I. Ermakov, V. J. Kiselev, I. A. Lukatskaya	69
A Method for Digital Simulation of Stochastic Differentiable Processes in Power Supply Apparatus — U. M. Nikitin	20	A Statistical Calculation for the Electrical Performance of Arc Furnace Installations — S. V. Alexeyev, V. G. Treivas	73
An Experimental Study of Loads at Large Urban Substations Having Different Types of Consumers — U. A. Fokin, I. I. Arsamakov	23	Selecting the Rest Voltage for High-speed Tram Lines — I. S. Ephrewov, K. G. Mosiagin, V. E. Rosenfeld	73
Construction of Distance Relays with Complex Operating Characteristics in the R-X Plane — E. M. Shneyerson	28	REPORTS	
Additional Losses in the Stator End Windings of a Turbogenerator — J. B. Danilevitch	32	Accounting for the Demagnetizing MMF in Circuits with Permanent Magnets — I. E. Ovchinnikov, V. A. Prozorov, V. S. Rogachevski	79
An Approximate Description of Sparkless Zones in D. C. Machines — V. V. Pruss-Djukovski	35	The Optimum Value for the Magnetic Induction in a Ferromagnetic Core — A. I. Maximov	80
The Basic Design Relationships for Unipolar Machines without a Ferromagnetic Circuit — B. L. Alievski, L. I. Bertinov, V. L. Orlov, A. G. Sherstiuk	39	An Algorithm for Solving the Differential Equations of an Induction Motor — V. U. Resnichenko	82
Measurement of Partial Discharge in Transformers — S. D. Lisunov, E. S. Fried	45	DISCUSSION	
Calculation of the Characteristics of Thyristor Converters with Saturable Reactors in Arc Quenching Apparatus — T. A. Glazenko, V. I. Irishkov	49	IN OTHER ENGINEERING JOURNALS	
Calculation of the Characteristics of the Controllable Rectangular Stepped Voltage of Inverters — B. Z. Kurchik	55	CHRONICLE	

УДК 621.311.681.325.001

Вопросы управления режимами электроэнергетических систем

Беников В. А., Головицын Б. И.,
Лисеев М. С.

«Электричество», 1972, № 10

Показано, что задачи управления электроэнергетическими системами с помощью вычислительных машин можно разделить на две основные группы, исходя из алгоритмических особенностей их решения. Рассматриваются особенности решения задач управления режимами электроэнергетической системы в реальном времени, иллюстрированные на примере алгоритмизации двухуровневой системы автоматического управления режимом напряжений — реактивной мощности с помощью управляющей вычислительной машины. В основе алгоритма лежит использование метода теории чувствительности и методов математического программирования. На конкретном примере электроэнергетической системы, имеющей 20 узлов и 15 регулирующих устройств показано, что метод сопряженных градиентов является эффективным средством решения рассматриваемой оптимизационной задачи. Библ. 11.

УДК 621.311.4.621

Электрическая прочность междуфазовых воздушных промежутков на подстанциях сверхвысокого напряжения при коммутационных перенапряжениях

Александров Г. П., Герасимов Ю. Е.,
Редков В. П., Лысков Ю. И.

«Электричество», 1972, № 10

Приводятся результаты испытаний на моделях изолирующих воздушных промежутков для подстанций 750 и 1200 кв. Для определения необходимых изоляционных расстояний между соседними фазами проводились испытания комплекса подстанционного оборудования: два соседних экрана разомкнутых разъединителей над землей с макетами подводящих шлейфов. Библ. 9.

УДК 621.315

Воздушная изоляция для линий сверхвысокого напряжения

Кузнецова Л. Е., Тиходеев Н. Н.

«Электричество», 1972, № 10

Обобщены результаты исследований воздушной изоляции при воздействии волн, имитирующих коммутационные перенапряжения. Отмечено, что для линий сверхвысокого напряжения (СВН) наибольшую опасность представляют коммутационные перенапряжения с фронтом 3000 мксек и более, так как для них 50%-ные разрядные напряжения ниже, а дисперсия разрядных напряжений больше, чем для волн с более короткими фронтами. Библ. 15.

УДК 551.521.32:551.510.3

О статистико-вероятностной оценке атмосферного давления и относительной плотности воздуха

Лысков Ю. И., Мельзак И. Я.

«Электричество», 1972, № 10

Предлагается статистико-вероятностная оценка атмосферного давления и относительной плотности воздуха по данным пяти метеорологических станций, расположенных в различных районах Советского Союза вблизи эксплуатируемых линий электропередачи 330—500 кв. Библ. 7.

УДК 621.311.4:311.214.001

Метод цифрового моделирования случайных дифференцируемых процессов в устройствах энергоснабжения

Никитин Ю. Н.

«Электричество», 1972, № 10

Рассматривается алгоритм статистического моделирования непрерывного дифференцируемого нормального случайного процесса по заданной корреляционной функции. Для решения задачи применена теория непрерывных марковских процессов. В этом случае траектория процесса является компонентой решения системы стохастических дифференциальных уравнений. Библ. 7.

УДК 621.311.4:621.316.1:621.3.016.3

Экспериментальное исследование нагрузок крупных городских подстанций с комплексным составом потребителей

Фокин Ю. А., Арсамаков И. И.

«Электричество», 1972, № 10

Нагрузка моделируется комплексной случайной функцией с коррелированными действительными и мнимыми составляющими. Получены числовые характеристики случайного процесса изменения активных и реактивных нагрузок и законы распределения нагрузок. Дана количественная оценка взаимных корреляционных связей между нагрузками питающих линий, между активными и реактивными составляющими нагрузки во всех цепях. Выявлены характеристики случайных процессов нагрузок понижающих трансформаторов центров питания городов для целей определения их расчетных значений. Библ. 7.

УДК 621.316.925.45

Построение дистанционных органов со сложными характеристиками в комплексной плоскости сопротивлений

Шенсерсон Э. М.

«Электричество», 1972, № 10

Предлагается использовать для построения дистанционных органов со сложной характеристикой двухкоординатный датчик сопротивления, на основе которого возможно получение характеристики дистанционного органа любой сложности. Библ. 11.

УДК 621.313.322-81:621.3.043.2:621.3.017.2

Добавочные потери в лобовых частях обмотки статора турбогенератора

Данилевич Я. Б.

«Электричество», 1972, № 10

Излагается методика расчета магнитного поля в зоне лобовых частей обмотки статора турбогенератора и вызываемых ими добавочных потерь. Использование методики позволяет более точно определить величину и характер распределения потерь, что является целесообразным для машин большой мощности. Библ. 4.

УДК 621.313.2.001.5

О приближенном описании безыскровых зон машин постоянного тока

Прусс-Жуковский В. В.

«Электричество», 1972, № 10

Предлагается способ приближенного описания безыскровых зон машин постоянного тока, основанный на рассмотрении уравнений Э. д. с. и падений напряжения для контуров коммутируемых секций в мгновенных и усредненных значениях и приближенном учете условий возникновения искрения заданной интенсивности. Результаты приближенного расчета составлены с опытными данными безыскровых зон для двигателей П61 и П42. Показана возможность практического использования предложенного способа для оценки коммутационных качеств машины при широком регулировании скорости, в переходных режимах и при питании от управляемых выпрямителей. Библ. 5.

УДК 621.313.29

Основные расчетные соотношения униполярных электрических машин без ферромагнитопровода

Алиевский Б. Л., Бертинов А. И.,
Орлов В. Л., Шерстюк А. Г.

«Электричество», 1972, № 10

Рассмотрены униполярные машины без ферромагнитопровода цилиндрического и дискового типов. Приведены аналитические выражения, а также расчетные кривые, полученные с использованием ЦВМ, для определения основных размеров якоря и индуктора с учетом оптимального соотношения сторон катушки возбуждения. Табл. 1. Библ. 13.

УДК 621.315.61:621.314.222.6

Измерение частичных разрядов в трансформаторах на московском электрозаводе им. В. В. Куйбышева

Лизунов С. Д., Фрид Е. С.

«Электричество», 1972, № 10

Предложена методика измерений частичных разрядов (ЧР) при контрольных испытаниях изоляции трансформаторов. Констатируется, что неизменность уровня ЧР до и после приложения испытательного напряжения является обязательным дополнительным требованием при измерениях. Библ. 4.

УДК 621.314.63

Расчет характеристик тиристорных преобразователей с дросселями насыщения в гасящих устройствах

Глазенок Т. А., Иршанков В. И.

«Электричество», 1972, № 10

Рассмотрена работа дросселей насыщения в гасящем устройстве тиристорного преобразователя. Дан анализ и предложена методика расчета электромагнитных процессов в цепях гашения с учетом потерь в контуре дросселя насыщения. Получены расчетные соотношения для характеристик ШИП, необходимые при его проектировании. Библ. 10.

УДК 621.314.572

Расчет характеристик регулируемого прямоугольно-ступенчатого напряжения инверторов

Курчик Б. З.

«Электричество», 1972, № 10

Рассматривается способ регулирования выходного напряжения инвертора прямоугольно-ступенчатой формы, рассчитанный на нейтральную низших гармонических составляющих. Изменение и стабилизация ступенчатого напряжения осуществляются одно- или двусторонним широтно-импульсным регулированием каждой ступени выходного напряжения. Доказывается, что при таком регулировании гармонический состав выходного напряжения остается неизменным. Илл. 3. Библ. 3.

УДК 537.523.3

Затухание коронного разряда между коаксиальными цилиндрами в потоке запыленного газа

Лямин Ю. А.

«Электричество», 1972, № 10

Теоретически исследован процесс зарядки дисперсной фазы в поле коронного разряда между коаксиальными цилиндрами. Выведены формулы, описывающие кинетику ударной зарядки частиц. Дана методика расчета затухания тока коронного разряда в потоке запыленного газа. Библ. 10.

УДК 537.212.001.24

Метод расчета электрических полей в неоднородных анизотропных средах

Прутковский А. С., Пузрин М. А.,
Файницкий М. З.

«Электричество», 1972, № 10

Рассматривается возможность применения метода статистических испытаний для расчета стационарных полей в проводящих средах. Приводится пример расчета поля руднотермической карбидной печи. Библ. 11.

УДК 621.3.066.6:537.212.001.24

Электрический контакт двух цилиндров с круглой центральной площадью касания

Кротман Л. С.

«Электричество», 1972, № 10

Решается краевая задача уравнений Лапласа для области пространства, ограниченной круговым цилиндром с поперечной диафрагмой. Она может быть сформулирована в терминах электродинамики применительно к электрическому контакту двух полуцилиндров с круглой центральной площадью касания, или в терминах гидродинамики — применительно к ламинарному потоку жидкости, обтекающему диафрагму в бесконечно длинной трубе. Библ. 8.

УДК 621.3.015:625.46

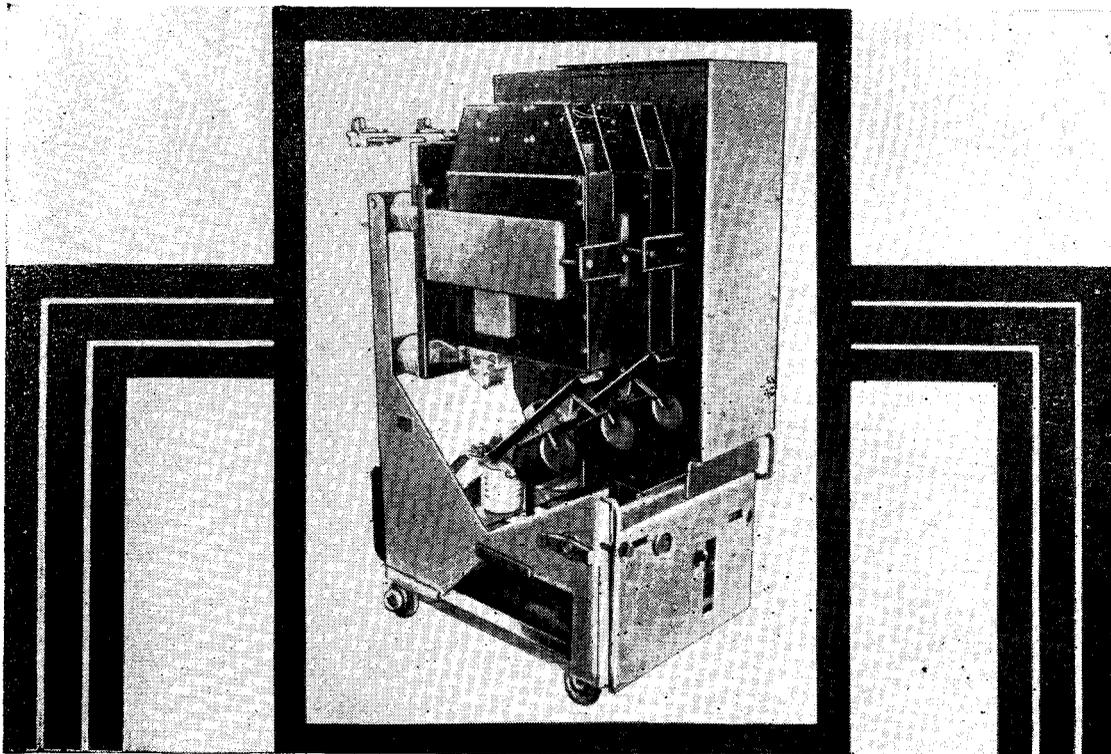
О выборе оптимального напряжения для линий скоростного трамвая

Ефремов И. С., Мосягин К. Г.,
Розенфельд В. Е.

«Электричество», 1972, № 10

В связи с тем, что скоростной трамвай имеет ряд специфических особенностей (обособленное полотно, высокие скорости движения, большие мощности единицы подвижного состава), возникает необходимость в увеличении напряжения сети. Выбор оптимального напряжения сети должен основываться на технико-экономическом сравнении различных вариантов.

Изложена методика экономического расчета электроснабжения для вылетных линий скоростного трамвая с учетом применения подвижного состава с тиристорно-импульсным управлением. Библ. 5.



ВЫСОКОВОЛЬТНЫЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ТРЕХПОЛЮСНЫЕ ВЫКЛЮЧАТЕЛИ

ТИПА ВЭМ-6; ВЭМ-10

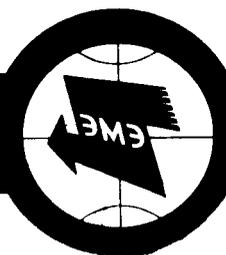
предназначены
для коммутационных операций в сетях переменного тока
применяются
в комплектно-распределительных устройствах и как
самостоятельные коммутационные аппараты
изготавливаются
на напряжения 6 и 10 кВ, номинальные токи до 2000 А
отличаются

- взрывобезопасностью и пожаробезопасностью, что обусловлено отсутствием масла в выключателе;
- сниженным уровнем коммутационных перенапряжений;
- большим допустимым числом коммутационных операций без ревизии и ремонта.

Экономически эффективны, значительно снижают общие эксплуатационные расходы.

Экспортер: В/О «Энергомашэкспорт»
СССР, Москва, В-330,
Мосфильмовская, 35
Телекс: 255

ENERGOMASHEXP



ТОЛЬКО
ЛИШЬ
ОДИН
СИГНАЛ

С любой

точки

земного

шара...



Располагающий опытом многих десятилетий технический персонал завода БЕАГ с готовностью дает техническую консультацию и соответственно местным условиям и требованиям разрабатывает проекты, осуществляет производство и поставку:

оборудования для студий звукозаписи
оборудования для усиления звука на стадионах и в больших залах (внешний и внутренний)

оборудования для аудиовизуального образования звуко-
передающих систем Н1—Г1 для комнат и небольших залов
микрофонов и наушников

Будапештский электроакустический завод
Будапешт XIV, ул. Фогараши, 3
Экспортирует: Электроимпекс
Электромодуль

Заявки на приобретение товаров иностранного производства направляются организациями министерствам и ведомствам, в ведении которых они находятся.

Запросы на проспекты и их копии просим направлять по адресу: Москва, К-31, Кузнецкий мост, 12, Отдел промышленных каталогов ГПНТБ.