

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1976



ИЗДАТЕЛЬСТВО • ЭНЕРГИЯ •

12

Редакция журнала «Электричество»
поздравляет Вас, дорогие читатели,
с Днем энергетика!

УДК 621.311.1:621.316.761.2:621.319.4

Определение мощности и размещения конденсаторных батарей в распределительных электрических сетях с учетом режима напряжений

Инж. ГРЕМЯКОВ А. А., канд. техн. наук СТРОЕВ В. А.
Московский энергетический институт

Компенсация реактивной мощности конденсаторными батареями позволяет уменьшить потери электроэнергии и напряжения в элементах распределительной сети. В связи с этим задачи определения степени компенсации реактивной мощности и оптимизации режима напряжений, влияющего на экономичность работы сети, должны решаться совместно. Для этого нужно располагать характеристиками экономической эффективности режима напряжений, определение которых вызывает затруднения [Л. 1]. Поэтому обычно ограничиваются введением технически допустимых отклонений напряжений, которые при выборе оптимальной компенсации реактивной мощности обеспечиваются ограничениями параметров режима [Л. 2], а нагрузки представляются в виде типовых графиков.

Оптимальная компенсация осуществляется в двух направлениях: 1) определение мощности и размещения компенсирующих устройств по условию минимума приведенных затрат без учета режима напряжений [Л. 3 и 4]; 2) определение мощности и размещения компенсирующих устройств с минимальными затратами на их установку при условии поддержания напряжений в узлах электрической сети в допустимых пределах [Л. 5]. Такое разделение оптимизационной задачи на две оправдано при ограниченных вычислительных возможностях, так как позволяет значительно упростить ее решение.

Однако в обоих случаях решение будет приближенным. Поэтому представляет интерес решение комплексной оптимизационной задачи компенсации реактивной мощности и регулирования напряжения, которое позволило бы оценить погрешности при решении каждой из отдельных оптимизационных задач и дать рекомендации, в каких случаях можно ограничиться получением таких приближенных решений. Известные методы решения задачи оптимального распределения реактивных мощностей, позволяющие учесть влияние напряжений, довольно сложны [Л. 2 и 6]. Они требуют для своей реализации больших затрат машинного времени и поэтому не получили широкого практического применения. В связи с этим целесообразна разработка простого и эффективного алгоритма решения комплексной оптимизационной задачи, требующего меньших затрат машинного времени для получения точного решения.

В излагаемом алгоритме оптимальная компенсация реактивной мощности осуществляется нерегулируемыми конденсаторными батареями с учетом действительных напряжений в узлах сети. Сначала определяются мощности и размещение конденсаторов, соответствующие минимуму приведенных затрат без учета ограничений по отклонениям напряжений, а затем действительные отклонения напряжений сравниваются с допустимыми и, если необхо-

димо, то напряжения регулируются минимальным изменением мощностей конденсаторов.

Оптимальная компенсация реактивной мощности с учетом действительного режима сети. Приведенные затраты, включающие стоимость конденсаторных установок K_k , потерь электроэнергии в конденсаторах $\mathcal{E}_k$, линиях электропередачи $\mathcal{E}_л$ и трансформаторах $\mathcal{E}_т$,

$$Z_i = (p_n + p_a) K_k + c [\mathcal{E}_{ki}(U, Q_k) + \mathcal{E}_л(i, \dot{U}, Q_k) + \mathcal{E}_т(U, Q_k)], \quad (1)$$

где p_n — нормативный коэффициент эффективности; p_a — коэффициент отчислений на амортизацию, ремонт и обслуживание конденсаторов; c — стоимость потерь электроэнергии, руб/кВт·ч.

В этом выражении не учтено влияние режимных параметров на экономичность работы потребителей, для которых задаются допустимые пределы изменения напряжения. Как правило, распределительные электрические сети выполняются разомкнутыми и могут иметь сложную разветвленную конфигурацию. Конденсаторные установки в таких сетях могут устанавливаться как на стороне высшего (ВН), так и на стороне низшего напряжения (НН) трансформаторных подстанций (ТП).

Для разветвленной разомкнутой электрической сети, содержащей один источник питания, n трансформаторных подстанций и нагрузки, представленные ступенчатыми функциями с m ступенями, приведенные затраты:

$$\begin{aligned} Z = & (p_n + p_a) \left(k_{0в} \sum_{i=1}^n Q_{ki} + k_{0н} \sum_{i=1}^n Q_{ki} \right) + \frac{c}{U_{ном}^2} \times \\ & \times \left(b_{0в} \sum_{v=1}^m \sum_{i=1}^n Q_{ki} U_{vvi}^2 t_v + b_{0н} \sum_{v=1}^m \sum_{i=1}^n Q_{ki} U_{nvi}^2 t_v \right) + \\ & + c \sum_{v=1}^m \sum_{j=1}^n \left[\left(I'_{vj} - \frac{1}{U_{ном}^2} \sum_{i(j)} (Q_{ki} U_{vvi} + Q_{ki} U'_{nvi}) \right)^2 + \right. \\ & \left. + \left(I''_{vj} - \frac{1}{U_{ном}^2} \sum_{i(j)} (Q_{ki} U'_{vvi} + Q_{ki} U''_{nvi}) \right)^2 \right] R_{lj} + \\ & + \left[\left(\frac{P_{vj}}{U_{vj}} \right)^2 + \left(\frac{Q_{vj}}{U_{vj}} - \frac{Q_{kj} U_{nvi}}{U_{ном}^2} \right)^2 \right] R_{Tj} t_v, \quad (2) \end{aligned}$$

где $k_{0в}$ и $k_{0н}$ — удельная стоимость конденсаторов, устанавливаемых на сторонах ВН и НН соответственно с учетом коммутирующей аппаратуры и монтажа, руб/квар; $b_{0в}$ и $b_{0н}$ — удельные потери активной мощности в конденсаторах, кВт/квар; U'_{vvi} и U''_{vvi} — действительная и мнимая составляющие напряжения со стороны ВН i -й ТП в v -й интервал времени, кВ; U'_{nvi} и U''_{nvi} — то же, но со стороны НН (приведенные к стороне ВН), кВ; U_{vvi} и U_{nvi} — модули напряжений i -й ТП, кВ; $U_{ном}$ — номинальное напряжение сети, кВ; I'_{vj} и I''_{vj} — действительная и мнимая составляющие тока j -й линии в интервал времени v , А; R_{Tj} — активное сопротивление трансформатора в j -м пункте, кОм; t_v — продолжительность постоянной ступени графика нагрузки,

ч; $\sum_{i(j)}^n Q_{ki}$ — сумма мощностей конденсаторов, присоединенных к i -м узлам, токи нагрузки которых протекают по j -й линии.

Искомые положительные переменные находятся из условия минимума функции (2) [Л. 4 и 7]. В составленную при этом систему уравнений войдут значения частных производных от напряжений и токов по мощностям конденсаторов, для определения которых, в свою очередь, потребуется решение $2nm$ систем уравнений. Так как установка конденсаторов в сети приведет к изменению режима и, следовательно, к изменению значений частных производных от напряжений и токов, то для получения точного решения необходимо применение итерационного метода [Л. 6].

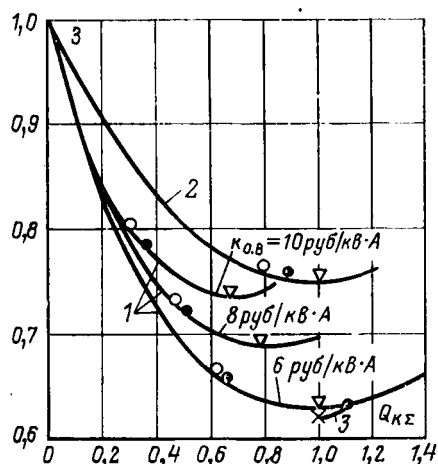
Решение задачи можно облегчить, предположив, что при изменении мощности конденсаторов напряжения и задающие токи нагрузок останутся неизменными, т. е.

$$\frac{\partial U}{\partial Q_k} = 0, \quad \frac{\partial I}{\partial Q_k} = 0. \quad (3)$$

Это допущение делает систему уравнений линейной, но приводит к погрешности в определении мощностей конденсаторов. Погрешность может быть уменьшена проведением итерационных расчетов. Так, после определения мощностей конденсаторов рассчитывается режим и далее вновь определяются мощности конденсаторов. Процесс повторяется до достижения требуемой точности. Такой алгоритм позволяет получить более точное решение, чем расчет по номинальному напряжению сети, однако полученное решение еще не будет оптимальным в силу допущений (3).

Другим подходом к решению задачи может быть поочередное изменение мощности конденсаторов в тех узлах электрической сети, где это дает наибольший экономический эффект до тех пор, пока не будет достигнут минимум функции приведенных затрат. Это позволит получить оптимальное решение и, кроме того, дает возможность изменять мощности конденсаторов в соответствии со шкалой выпускаемых промышленностью конденсаторных батарей. Но так как при изменении мощности конденсаторов в любом узле необходимо определять изменение режима и приведенных затрат, то реализация такого подхода может привести к значительным затратам машинного времени.

Поэтому для получения оптимальных мощностей и размещения конденсаторов с учетом режима напряжений эти два подхода целесообразно объединить и применить следующий алгоритм. Находится некоторое решение, достаточно близкое к оптимальному, например по номинальному напряжению сети, или с учетом действительных напряжений при допущении (3). Далее находятся такие узлы электрической сети, изменение мощности конденсаторов в которых влечет за собой уменьшение приведенных затрат с учетом изменившихся напряжений. Так как таких узлов может оказаться несколько, то выбирается узел, изменение мощности конденсаторов



Зависимость приведенных затрат от суммарной мощности конденсаторов.

1 — распределительная сеть промышленного предприятия; 2 — сельского района; 3 — изменение приведенных затрат в ходе уточнения промежуточного решения:

О — расчет мощности и размещения конденсаторов по номинальному напряжению сети; ● — расчет с учетом действительных напряжений при допущении (3); ∇ — результаты, полученные после уточнения мощностей конденсаторов.

в котором приводит к наибольшему уменьшению приведенных затрат. В случае заданной суммарной установленной мощности конденсаторов определяются два таких узла электрической сети, чтобы одновременное увеличение мощности конденсаторов в одном из них и такое же уменьшение мощности в другом привело к наибольшему уменьшению приведенных затрат. Если не оказывается ни одного узла, изменение мощности конденсаторов в котором привело бы к уменьшению приведенных затрат, то это означает, что минимум функции затрат достигнут.

Применение такого алгоритма позволяет существенно сократить затраты машинного времени для получения точного решения и, кроме того, изменять мощности конденсаторов в соответствии с заданной дискретной шкалой и вычислять приведенные затраты с учетом стоимости комплектов конденсаторных установок. Поэтому перед уточнением все мощности конденсаторов целесообразно округлить до ближайших стандартных значений.

Обеспечение допустимых отклонений напряжений. После уточнения мощностей конденсаторов выявляются узлы электрической сети, напряжения в которых выходят за допустимые пределы, и формируется матрица изменений напряжений в узлах сети при изменении мощности конденсаторов в выделенных узлах. Можно предположить, что после определения оптимальных мощностей конденсаторов потребуется незначительное изменение напряжений в некоторых узлах [Л. 8], следовательно, можно линеаризовать уравнения относительно точки решения, что не должно привести к заметной погрешности в определении напряжений [Л. 9].

Из выделенных узлов выбирается такой, изменение мощности конденсаторов в котором на ΔQ_K приводит к наибольшему изменению напряжений во всех выделенных узлах и в то же время не влечет за собой выход напряжений в остальных узлах за допустимые пределы. Узлы электрической сети,

напряжения в которых после этого оказались в допустимых пределах, исключаются из числа узлов с варьируемой реактивной мощностью, и процесс продолжается до тех пор, пока напряжения во всех узлах не окажутся в допустимых пределах.

Реализация алгоритма и некоторые результаты расчетов. На основе описанного алгоритма была составлена программа определения оптимальных мощностей конденсаторов в сложной разветвленной сети и проведен ряд расчетов, позволяющий сопоставить результаты определения режима компенсации реактивной мощности по номинальному напряжению сети и с учетом действительных напряжений в узлах сети при допущении (3) с оптимальным решением. В программе предусмотрена возможность решения задачи оптимального распределения конденсаторов в сети при заданной их суммарной установленной мощности, а также возможность исключения из рассмотрения узлов, в которых по тем или иным причинам конденсаторы не могут быть установлены¹. Программа составлена для ЭВМ «Минск-22», а также на языке ФОРТРАН для машин ЕС ЭВМ и рассчитана на решение задач оптимальной компенсации реактивной мощности в распределительных сетях.

По созданной программе были проведены расчеты для двух распределительных сетей: части сети крупного промышленного предприятия, характеризующейся большими мощностями нагрузок и содержащей 24 узла, сети сельского района, содержащей 36 узлов, для которой характерны небольшие мощности нагрузок и протяженные воздушные линии небольшого сечения.

На рисунке даны зависимости приведенных затрат в отн. ед. от суммарной установленной мощности конденсаторов. За единицу приведенных затрат приняты затраты до компенсации реактивной мощности, за единицу суммарной мощности конденсаторов — мощность конденсаторов, соответствующая оптимальному распределению с учетом действительных напряжений. Стоимость конденсаторов 10 кВ $k_{0в} = 6$ руб/квар и конденсаторов 0,38 кВ $k_{0н} = 12$ руб/квар. Кроме того, для распределительной сети промышленного предприятия были проведены расчеты при стоимости конденсаторов 10 кВ 8 и 10 руб/квар. Зависимости были получены при различных заданных суммарных мощностях конденсаторов.

Из приведенных зависимостей видно, что при расчетах по номинальному напряжению для распределительной сети промышленного предприятия суммарная мощность конденсаторов достигает лишь (46—63) % оптимальной в зависимости от стоимости конденсаторов, что приводит к увеличению приведенных затрат на 6,4—7,9% по сравнению с оптимальным решением. Для сети сельского района эти цифры соответственно равны 78 и 1,2%. В сопоставляемых величинах только мощность и размещение конденсаторов определялись по номинальному напряжению сети. Приведенные затраты определялись

¹ Алгоритм обеспечения с помощью конденсаторных батарей допустимых отклонений напряжения на данном этапе работы в программе реализован не был.

с учетом полученного распределения конденсаторов и соответствующего ему режима работы сети, так как определение их по номинальному напряжению сети приводит к значительной погрешности (до 25% в рассмотренных примерах).

Уточнение мощностей конденсаторов позволило для распределительной сети промышленного предприятия уменьшить приведенные затраты на 1,04% по сравнению с соответствующими распределению той же суммарной мощности конденсаторов по номинальному напряжению сети. Для распределительной сети сельского района уменьшение затрат составило 0,2%.

Таким образом, после построения зависимости $Z = f(Q_{к2})^*$ по номинальному напряжению сети, распределение конденсаторов, соответствующее минимуму этой функции, будет практически оптимальным, и погрешность в определении приведенных затрат лежит в пределах 1%, хотя погрешность в определении мощности конденсаторов в отдельных узлах при этом может достигать 10% суммарной мощности конденсаторов по сравнению с оптимальным распределением. Напряжения в узлах распределительной сети промышленного предприятия до компенсации реактивной мощности были совершенно неприемлемы. После компенсации отклонения напряжений во всех узлах находились в пределах $\pm 5\%$. В распределительной сети сельского района после компенсации реактивной мощности из 36 узлов только в четырех отклонения напряжения со стороны НН превышали $\pm 5\%$ и колебались в пределах $-5,5 \div -6\%$; переключением отпаяк на этих трансформаторах напряжения можно было бы ввести в допустимые пределы. Полученные результаты подтверждают, что определение режима компенсации реактивной мощности в распределительных электрических сетях может проводиться без учета допустимых пределов напряжения, а допустимость полученного режима напряжений должна проверяться после получения оптимального решения.

Выводы. 1. Разработанная методика определения мощностей конденсаторов и их размещения в разветвленных электрических сетях позволяет учитывать фактический режим работы сети и определять мощности конденсаторов в соответствии со шкалой выпускаемых промышленностью конденсаторных

установок. При этом возможно обеспечение допустимых отклонений напряжения с помощью конденсаторных батарей при минимальных дополнительных затратах.

2. Расчет мощности конденсаторов по номинальному напряжению сети в ряде случаев приводит к погрешности в определении суммарной мощности конденсаторов до 50% и увеличению приведенных затрат на 6—8%.

3. Размещение конденсаторов, достаточно близкое к оптимальному, может быть получено проведением расчетов распределения разной заданной суммарной мощности конденсаторов по номинальному напряжению сети и условию минимума функции $Z = f(Q_{к2})$.

Погрешность в определении приведенных затрат в этом случае не превышает 1%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мельников Н. А. Проблемы регулирования напряжения в электрических сетях. — В кн.: Регулирование напряжения в электрических сетях. М., «Энергия», 1968.
2. Мельников Н. А., Солдаткина Л. А. Регулирование напряжения в электрических сетях. М., «Энергия», 1968. 152 с.
3. Каялов Г. М., Ковалев И. Н. Расчет компенсации реактивных нагрузок регулирующими конденсаторными батареями. — «Электричество», 1971, № 8, с. 19—25.
4. Глазунов А. А., Нгуен Хиен, Строев В. А. Об экономической целесообразности емкостной компенсации в сетях промышленных предприятий. — «Электричество», 1968, № 3, с. 6—11.
5. Зорин В. В., Буслова Н. В. Оптимизация конденсаторных батарей в распределительных сетях по условию режима напряжений. — «Электрические сети и системы», Львов, 1971, № 8, с. 62—69.
6. Щербина Ю. В. Расчет оптимального распределения реактивных мощностей в электрических сетях энергосистем с помощью электронных цифровых вычислительных машин. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. Киев, 1963.
7. Ковалев И. Н., Татевосян Г. М. Алгоритм решения одной задачи компенсации реактивных нагрузок. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1972, № 6, с. 132—136.
8. Веников В. А., Скопинцев В. А., Строев В. А. Возможности упрощенного решения задачи выбора дополнительных источников реактивной мощности в электрической системе. — В кн.: Оптимизация систем электроснабжения и режимов электропотребления в цветной металлургии. М., 1970, с. 257—263.
9. Лисеев М. С. К задаче автоматизации регулирования режима электрической системы по напряжению и реактивной мощности. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1973, № 2, с. 91—98.
10. Каялов Г. М., Молодцов В. С. Матрично-вычислительный метод анализа компенсации реактивных нагрузок сложной электрической сети. — «Электричество», 1976, № 2, с. 16—21.

[16.4.1976]

* Решение задачи с помощью построения такой зависимости предлагается в [Л. 10].

О размещении шунтовых конденсаторных батарей в высоковольтных распределительных сетях энергосистем

Канд. техн. наук ПЕКЕЛИС В. Г., инж. РОЗЕНБЕРГ А. Е.

Минск

В [Л. 1—3] предложен эффективный метод оптимизации размещения нерегулируемых (условно неотключаемых) конденсаторных батарей (НКБ) в распределительных сетях. В основу его положено то обстоятельство, что целевая функция является строго выпуклой (одноэкстремальной) квадратичной формой. Для нахождения ее глобального минимума достаточно решить систему уравнений в частных производных, которая представляет собой систему линейных алгебраических уравнений. В [Л. 4] этот метод получил дальнейшее развитие, и для его реализации предложен соответствующий алгоритм. Тем не менее, рассматривая возможности применения данного метода для целей массового проектирования, авторы пришли к выводу о необходимости его дополнительного обоснования. Кроме того, найден путь дальнейшего упрощения и усовершенствования алгоритма расчета.

В [Л. 1—4] не определена область эффективного применения НКБ, хотя изложенные в них методы и алгоритмы предназначены для определения оптимальных мощностей только таких батарей. Принято считать, что основной эффект от применения НКБ достигается за счет снижения потерь энергии в сетях, поскольку создаваемые ими постоянные добавки напряжения в большинстве случаев (при отсутствии дефицита реактивной мощности) могут быть получены за счет переключения ответвлений трансформаторов, нерегулируемых под нагрузкой.

Очевидно, что степень снижения потерь, обеспечиваемая НКБ, тем выше, чем плотнее график реактивной нагрузки по продолжительности. Графики реактивной нагрузки распределительных сетей имеют весьма высокую плотность, поскольку их основу составляют реактивные мощности намагничивания трансформаторов и асинхронных двигателей. Число часов использования максимума реактивной нагрузки $T_{м.р}$ для средних условий может быть принято равным $0,5t_r$. Положим для простоты, что график реактивной нагрузки по продолжительности описывается линейной зависимостью:

$$Q(t) = Q_m - \frac{Q_m - Q_0}{t_r} t, \quad (1)$$

где Q_m и Q_0 — соответственно максимальная и минимальная нагрузки. При линейной форме графика число часов использования максимума $T_{м.р} = 0,5t_r$ при $Q_0 = 0$. Определим для такого графика (рис. 1) мощности нерегулируемой и регулируемой батарей, обеспечивающие максимальное снижение потерь энергии, и соответствующие им относительные величины этого снижения. Годовые потери энергии от передачи реактивной мощности при отсутствии компенсации

$$\Delta A_p = \frac{R_{л}}{U_{л}^2} \int_0^{t_r} [Q(t)]^2 dt = \frac{R_{л}}{U_{л}^2} \int_0^{t_r} Q_m^2 \left(1 - \frac{t}{t_r}\right)^2 dt = \frac{R_{л} Q_m^2}{3 U_{л}^2} t_r. \quad (2)$$

При наличии компенсации, осуществляемой посредством НКБ произвольной мощности,

$$\Delta A_{пНКБ} = \frac{R_{л}}{U_{л}^2} \int_0^{t_r} [Q(t) - Q_{НКБ}]^2 dt = \frac{R_{л} t_r}{U_{л}^2} \left(\frac{Q_m^2}{3} + Q_{НКБ}^2 - Q_m Q_{НКБ} \right). \quad (3)$$

Из выражения (3) определяется мощность НКБ, обеспечивающая максимальное снижение потерь:

$$Q_{НКБ} = \frac{1}{2} Q_m. \quad (4)$$

Подставив (4) в (3), получим:

$$\Delta A_{пНКБ} = \frac{R_{л} Q_m^2}{12 U_{л}^2} t_r. \quad (5)$$

Из сопоставления выражений (5) и (2) видно, что за счет применения НКБ указанной мощности потери снижаются на 75%.

При одноступенчатом регулировании батарей (отключении при снижении нагрузки до определенного уровня) выражение потерь:

$$\begin{aligned} \Delta A_{пРКБ} = & \frac{R_{л}}{U_{л}^2} \int_0^{t_b} [Q(t) - Q_{РКБ}]^2 dt + \\ & + \frac{R_{л}}{U_{л}^2} \int_{t_b}^{t_r} [Q(t)]^2 dt = Q_m Q_{РКБ} \frac{t_b^2}{t_r} - 2 Q_m Q_{РКБ} t_b + \\ & + Q_{РКБ}^2 t_b + \frac{1}{3} Q_m^2 t_r, \end{aligned} \quad (6)$$

где t_b — время включенного состояния батарей в течение года. Взяв частные производные от (6) по $Q_{РКБ}$ и t_b и решив полученную систему линейных уравнений относительно этих параметров, находим их значения, при которых потери минимальны:

$$Q_{РКБ} = \frac{2}{3} Q_m; \quad t_b = \frac{2}{3} t_r. \quad (7)$$

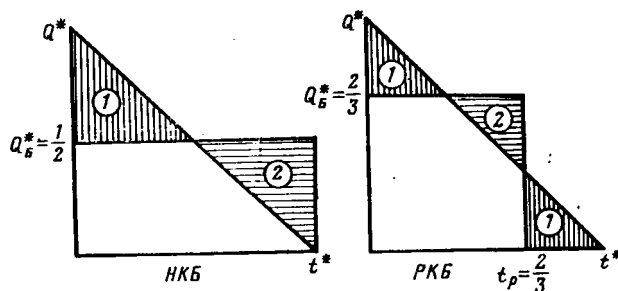


Рис. 1. Графики работы нерегулируемой и регулируемой конденсаторной батарей по продолжительности. 1 — зона недокомпенсации, 2 — зона перекомпенсации.

Подставив (7) в (6), получим:

$$\Delta A_{\text{РКБ}} = \frac{R_{\text{Л}} Q_{\text{м}}^2}{27 U_{\text{н}}^2} t_{\text{г}}. \quad (8)$$

Это значит, что при одноступенчатом регулировании потери снижаются на 90%, т. е. на 15% больше, чем при применении НКБ. Однако требуемая мощность РКБ на 33% больше, чем мощность НКБ. Кроме того, для РКБ требуется значительно более надежная коммутационная аппаратура и блок автоматического управления, что связано с дополнительными капитальными затратами. Затраты на эксплуатацию РКБ также существенно выше, чем НКБ. При соотношении между средней и минимальной реактивной нагрузкой

$$Q_{\text{ср}} \geq 2 Q_0 \quad (9)$$

применение батарей с одноступенчатым регулированием мощности не может обеспечить дополнительного снижения потерь по сравнению с НКБ.

Однако снижение потерь не может быть единственным критерием целесообразности применения регулируемых батарей за исключением тех случаев, когда в узле, где устанавливается НКБ, во всех режимах пониженный уровень напряжения. В общем случае, когда мощность НКБ больше минимальной реактивной нагрузки узла, может возникнуть необходимость поглощения избыточной реактивной мощности. В ряде энергосистем во время ночных провалов нагрузки, а также в выходные и праздничные дни имеются значительные избытки реактивной мощности, которые приходится поглощать синхронными компенсаторами и генераторами. Очевидно, что по мере насыщения распределительных сетей НКБ избытки реактивной мощности будут возрастать. Поглощение избыточной реактивной мощности, как правило, связано с дополнительными потерями энергии в питающей сети, трансформаторах и синхронных машинах. При оптимизации размещения и выбора параметров НКБ эти потери необходимо учитывать, что, разумеется, приведет к резкому усложнению задачи. Решение ее в упрощенной постановке может быть оправдано лишь тем, что внедрение НКБ в сетях энергосистем только начинается, причем в первую очередь они устанавливаются на удаленных распределительных подстанциях 110-35/6-10 кВ, где уровень напряжения нередко понижен. В дальнейшем необходимо определить оптимальное соотношение нерегулируемых и регулируемых батарей.

Согласно [Л. 2 и 5] при определении оптимальных мощностей НКБ не учитываются условия обеспечения общесистемного баланса реактивной мощности в максимальном режиме, не ограничиваются уровни напряжения в узлах и не учитывается влияние мощностей НКБ на уровни напряжения в сети (напряжения во всех узлах принимаются одинаковыми, равными номинальному значению). Все это, несомненно, приводит к упрощению задачи, однако требует дополнительных пояснений и обоснований.

Условие обеспечения баланса реактивной мощности в основных узлах энергосистемы можно не учитывать, поскольку он должен обеспечиваться регулируемыми источниками реактивной мощности.

Ограничивать уровни напряжения в узлах, где устанавливаются НКБ, также не имеет смысла, поскольку небольшие, практически постоянные добавки напряжения, создаваемые нерегулируемыми батареями, при необходимости всегда могут быть компенсированы переключением ответвлений трансформаторов. При установке НКБ на подстанциях, оборудованных трансформаторами с регулированием под нагрузкой, учет ограничений на уровни напряжения не требуется.

Рассмотрим, как влияет учет действительного уровня напряжения на шинах на оптимальную мощность батарей. Для приближенной оценки этого влияния определим соотношение мощностей НКБ, минимизирующих потери активной мощности в радиальной линии (рис. 2), при выражении этих потерь через номинальное и действительное напряжение. Последнее находим по формуле

$$U_2 = U_1 - \frac{P_{\text{н}} r_{\text{л}} + (Q_{\text{н}} - Q_{\text{к}}) x_{\text{л}}}{U_{\text{н}}}. \quad (10)$$

В первом случае мощность батарей, минимизирующая потери, как известно, равна мощности нагрузки:

$$Q_{\text{к1}} = Q_{\text{н}}, \quad (11)$$

во втором случае мощность батарей

$$Q_{\text{к2}} = Q_{\text{н}} + \frac{P_{\text{н}}^2 x_{\text{л}}}{U_1 U_{\text{н}} - P_{\text{н}} r_{\text{л}}}. \quad (12)$$

Введя обозначения

$$\alpha = \frac{U_1}{U_{\text{н}}} \quad \text{и} \quad \beta = \frac{P_{\text{н}} r_{\text{л}}}{U_{\text{н}}^2},$$

получим:

$$Q_{\text{к2}} = Q_{\text{н}} \left[1 + \frac{x_{\text{л}}}{r_{\text{л}}} \frac{\beta}{(\alpha - \beta) \operatorname{tg} \varphi_{\text{н}}} \right]. \quad (13)$$

Заметим, что β — это относительная величина потерь от передачи активной мощности. Для распределительных сетей 110—35 кВ характерны следующие соотношения:

$$x_{\text{л}}/r_{\text{л}} \approx 1, \quad \alpha \approx 1,05, \quad \beta = 0,035 - 0,045, \quad \operatorname{tg} \varphi_{\text{н}} = 0,75.$$

При таких соотношениях

$$Q_{\text{к2}} = (1,05 - 1,06) Q_{\text{н}}.$$

Ввиду незначительного увеличения $Q_{\text{к}}$ изменение напряжения можно не учитывать.

Рассмотрим особенности алгоритма расчета, предварительно записав выражение целевой функции, которое будет использоваться в дальнейшем:

$$F = P \sum_{i=1}^N (A_i + B_i Q_{\text{кi}}) + \Delta P_{\text{к}} t_{\text{г}} \sum_{i=1}^N Q_{\text{кi}} + \frac{t_{\text{г}} \beta_{\text{пер}}}{U_{\text{н}}^2} \left\{ \sum_{i=1}^N r_{\text{сi}} [(Q_{\text{нi}} - Q_{\text{кi}})^2 + D_{\text{pi}}] + \sum_{j=1}^N r_j \left[\sum_{i=j}^N (Q_{\text{нi}} - Q_{\text{кi}})^2 + \sum_{i=j}^N D_{\text{pi}} + 2 \sum_{i < j} K_{ij} \right] \right\}, \quad (14)$$

где P — суммарный коэффициент отчислений от капиталовложений; A_i — постоянные составляющие капитальных затрат, не зависящие от мощности батарей (затраты на строительную часть и комму-

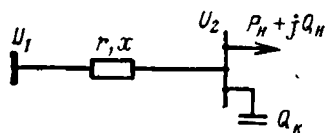


Рис. 2. К определению мощности конденсаторных батарей в радиальной линии.

тационную аппаратуру); B_i — удельные капитальные затраты на единицу генерируемой мощности; $\beta_{\text{пер}}$, $\beta_{\text{пост}}$ — удельные затраты на возмещение переменных и постоянных потерь в электрических сетях; ΔP_k — удельные потери активной мощности в конденсаторных батареях; t_p — время работы конденсаторной батареи; Q_{ni} — математическое ожидание реактивной нагрузки (среднегодовая реактивная нагрузка); Q_{ki} — мощность конденсаторных батарей в узлах; D_{ri} — дисперсии потоков реактивной мощности; K_{ij} — корреляционный момент потоков реактивной мощности ($i < j$ под знаком « Σ » означает, что суммирование распространяется на всевозможные попарные сочетания случайных величин).

В приведенном выражении согласно [Л. 6] потери от передачи реактивной мощности выражены через математическое ожидание и дисперсию. Первым шагом является нахождение значений переменных в точке глобального экстремума [Л. 4]. При этом часть переменных может принять отрицательное значение, что приводит к мнимому уменьшению целевой функции за счет изменения знаков перед членами $B_i Q_{ni}$, несмотря на мнимое увеличение реактивных нагрузок и соответствующее увеличение потерь. В узлах, для которых решения получаются отрицательными, установка батарей считается заведомо неэффективной.

Отрицательные решения предполагают установку не индуктивных, как это может показаться на первый взгляд, а элементов с отрицательной стоимостью. Поэтому они лишены физического смысла и подлежат исключению (замене нулевыми значениями мощностей). При отбрасывании любой из отрицательных переменных остальные увеличиваются по абсолютной величине, сохраняя знак, а положительные уменьшаются, при этом некоторые из них могут стать отрицательными. Это объясняется тем, что исключение любой из отрицательных переменных эквивалентно уменьшению реактивной нагрузки соответствующего узла. Ниже приведено выражение оптимальной мощности конденсаторной батареи, подключенной к произвольному узлу n распределительной линии, имеющей N нагрузок:

$$Q_{kn}^{\text{опт}} = \frac{\sum_{j=1}^n \left(r_j \sum_{i=1}^N Q_{ni} \right) + r_n Q_{nn}}{\sum_{j=1}^n r_j} - \frac{(PB_i + \Delta P_{kT_p} \beta_{\text{пост}}) U^2}{2 \beta_{\text{пер}} t_p \sum_{j=1}^n r_j} \quad (15)$$

Производная $\frac{\partial Q_{kn}^{\text{опт}}}{\partial Q_{ni}}$ имеет положительный знак для любых $j \neq n$. Это означает, что уменьшение нагруз-

ки в любом из узлов приводит к уменьшению мощности $Q_{kn}^{\text{опт}}$.

Следовательно, все отрицательные переменные можно отбрасывать одновременно. После исключения отрицательных переменных, появившихся при решении исходной системы линейных уравнений, решается задача пониженной размерности.

При втором цикле решения задачи могут появиться новые отрицательные переменные, которые также следует отбросить. Как правило, в течение нескольких циклов удается получить допустимое решение. Однако на этом расчет не заканчивается. Из-за наличия в целевой функции постоянных составляющих стоимости батарей их установка в части узлов, для которых получены допустимые (положительные) решения, может оказаться экономически нецелесообразной. Для достижения абсолютного минимума целевой функции с учетом ее постоянных составляющих необходимо поочередно исключать наименее эффективные батареи до тех пор, пока суммарные приведенные затраты на компенсацию будут уменьшаться.

Алгоритм, описанный в [Л. 4], предусматривает исключение батарей в порядке возрастания их долевого эффекта, принимаемого равным разности значений целевой функции при наличии соответствующей батареи и без нее. При этом не учитывается, что с исключением батарей, имеющих положительные значения мощности, эффективность оставшихся возрастает и некоторые из ранее отброшенных отрицательных решений могут быть положительными. Исходя из этого, представляется необходимым возврат к отрицательным решениям на этапе оптимизации целевой функции «по постоянной составляющей», что предусмотрено в излагаемом в статье алгоритме. Второй и более важной особенностью этого алгоритма является то, что он предусматривает разделение суммарного эффекта, получаемого за счет поперечной емкостной компенсации, между отдельными батареями и определение их абсолютной эффективности. Использование для этой цели значений долевого эффекта, определяемых согласно [Л. 4] неправомерно, поскольку их сумма всегда меньше действительного суммарного эффекта от установки всех батарей.

Помимо возможности существенного упрощения алгоритма разделение эффекта между отдельными батареями и определение их абсолютной эффективности необходимо для обоснованного планирования очередности их внедрения.

Запишем выражение суммарного эффекта в матричной форме от установки ряда батарей в распределительной сети в виде разности значений целевой функции при наличии компенсации и без нее:

$$F = C \bar{Q}_N R Q_N \quad (16)$$

$$F_k = \bar{A} I + \bar{B} Q_k + C (\bar{Q}_N - \bar{Q}_k) R (Q_N - Q_k) \quad (17)$$

Здесь A и B — сжегодные суммарные отчисления от постоянной и переменной составляющих капитальных затрат на установку шунтовой конденсаторной батареи соответственно; C — постоянная,

численно равная $\beta_{\text{пер}} t_p / U_{\text{н}}^2$; Q_N — вектор-столбец средних реактивных нагрузок узлов электрической сети; Q_K — вектор-столбец искомых мощностей компенсирующих устройств; R — квадратная симметрическая матрица N -го порядка узловых активных сопротивлений сети относительно балансирующего узла; I — единичный вектор-столбец; $\bar{I}$, $\bar{Q}_N$, $\bar{Q}_K$ — транспонированные матрицы.

Суммарный эффект:

$$\mathcal{E}_s = F - F_K = C \bar{Q}_N R \bar{Q}_N - \bar{I} A I - \bar{I} B Q_K - C (\bar{Q}_N - \bar{Q}_K) R (Q_N - Q_K). \quad (18)$$

Для определения суммарного эффекта в выражение (18) подставляются оптимальные значения мощностей батарей ($Q_{K.0}$), которые находятся путем решения системы уравнений в частных производных:

$$\frac{\partial F_K}{\partial Q_{Ki}} = 1B - 2C \bar{Q}_N (Q_N - Q_K), \quad (19)$$

из которой следует:

$$Q_N - Q_{K.0} = R^{-1} \frac{B}{2C}; \quad (2)$$

$$Q_{K.0} = Q_N - R^{-1} \frac{B}{2C}. \quad (21)$$

Выражение (20) в транспонированном виде запишется следующим образом:

$$\bar{Q}_N - \bar{Q}_{K.0} = \bar{I} (\bar{R})^{-1} \frac{B}{2C}. \quad (22)$$

Подставляя (20) — (22) в (18), получаем:

$$\mathcal{E}_s = C \bar{Q}_N R Q_N - \bar{I} A I - \bar{I} B Q_N + \bar{I} (\bar{R})^{-1} \frac{B^2}{4C}. \quad (23)$$

После преобразований выражение суммарного эффекта в окончательном виде:

$$\mathcal{E}_s = \bar{Q}_{K.0} \left(C R Q_N - \frac{B}{2} I \right) - \bar{I} A I. \quad (24)$$

Полагая, без ущерба для общности, что к каждому i -му нагрузочному узлу сети ($i=1, \dots, N$)

подключена лишь одна ветвь, запишем формулу долевого эффекта от каждой батареи:

$$\mathcal{E}_i = Q_{Ki} \left[C \sum_{j=1}^{j=i} \left(r_j \sum_{n=j}^{n=N} Q_{Nn} \right) - \frac{P}{2} B_i \right] - P A_i. \quad (25)$$

Таким образом доказана возможность разделения суммарного эффекта между отдельными батареями.

Критерием эффективности является отношение эффекта от установки батареи к ее стоимости:

$$\mathcal{E}_i^* = \frac{Q_{Ki} \left[C \sum_{j=1}^{j=i} \left(r_j \sum_{n=j}^{n=N} Q_{Nn} \right) + B_i \left(\frac{1}{2} P - P_a \right) \right] - P_a A_i}{A_i + B_i Q_{Ki}}, \quad (26)$$

где P_a — нормативные отчисления на амортизацию.

Полученный показатель эффективности может использоваться не только на этапе проектирования, но и для определения оптимальной очередности внедрения конденсаторных батарей в эксплуатацию.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Глазунов А. А., Нгуен Хиен, Строев В. А. Об экономической целесообразности емкостной компенсации в сетях промышленных предприятий. — «Электричество», 1968, № 3.
2. Глазунов А. А., Строев В. А., Гремяков А. А. Об экономической целесообразности емкостной компенсации в радиально-магистральных распределительных сетях. — «Электричество», 1972, № 4.
3. Ковалев И. Н., Татевосян Г. М. Алгоритм решения одной задачи компенсации реактивных нагрузок. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 6.
4. Ковалев И. Н., Татевосян Г. М. Один из методов компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1974, № 5.
5. Ковалев И. Н. Два метода расчета компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях. — «Электричество», 1973, № 10.
6. Пекелес В. Г., Анисимов Л. П. Методика расчета нагрузочных потерь энергии в распределительных сетях. — «Электрические станции», 1975, № 7.

[7.5.1976]



УДК 621.311.1:621.316.761.2:621.316.935

Применение в распределительных электрических сетях сдвоенных реакторов в сочетании с токоограничивающими устройствами

Канд. техн. наук КУЧУМОВ Л. А., инж. УТЕГУЛОВ Н. И.

ЛПИ им. М. И. Калинина

Рост электропотребления в распределительных электрических сетях напряжением 6—10 кВ, увеличение единичной мощности электроприемников, широкое внедрение потребителей с резкопеременным графиком нагрузки, — все это требует установки на понизительных подстанциях трансформаторов повышенной мощности, наличия более жесткой электрической связи между источником питания и потребителями, что определяющим образом сказыва-

ется на улучшении качества электроэнергии. Однако указанные требования вступают в противоречие с другим немаловажным фактором, влияющим на параметры и экономические показатели системы электроснабжения, — величиной тока короткого замыкания. Вследствие ограниченных возможностей выпускаемой в массовом порядке коммутационной аппаратуры и относительно высокой стоимости выключателей на токи отключения свыше 30 кА при

проектировании схем распределительных сетей зачастую приходится принимать вынужденные решения, связанные с ухудшением качества напряжения: раздельная работа понизительных трансформаторов, применение трансформаторов с расщепленными обмотками низкого напряжения (НН), реактивное сопротивление цепей питания 6—10 кВ и т. д.

Внедрение различного рода токоограничивающих устройств (ТОУ) [Л. 1] позволило бы во многом снять противоречия между требованиями к качеству электроэнергии и величиной токов короткого замыкания в распределительных электрических сетях.

Известные варианты ТОУ вполне реализуемы в настоящее время на любые требуемые номинальные мощности. Они включаются в расщепки каждой из фаз цепи переменного тока и имеют в нормальном режиме незначительное реактивное сопротивление, а при коротких замыканиях — повышенное. Некоторые типы ТОУ обладают характеристикой, близкой к идеальной: в нормальном режиме — нулевое сопротивление, а при коротком замыкании обеспечивают разрыв [Л. 2]. Величина ударного тока короткого замыкания, пропускаемого ТОУ, обычно больше тока в установившемся режиме короткого замыкания, но она зачастую не превышает семикратной по отношению к амплитуде номинального тока ТОУ.

С целью повышения качества напряжения в сети и использования при этом выключателей с относительно малой отключающей способностью ТОУ следует включать в цепи трансформаторных вводов 6—10 кВ, а также в цепи связи секций НН двух или нескольких трансформаторов относительно малой мощности для объединения их на параллельную работу. Очевидно, что мощность, а следовательно, габариты и стоимость ТОУ, включенных в цепи питания, должны быть весьма велики. Поэтому более перспективным для ближайшего внедрения следует признать схемы с включением ТОУ в цепи связи секций НН трансформаторов, где номинальная мощность ТОУ должна выбираться по величинам максимально возможных перетоков мощности между секциями и может составлять (20—30) % от номинальной мощности одного понизительного трансформатора. Для обеспечения послеаварийного перетока мощности при выходе из строя одного из трансформаторов может предусматриваться установка аппарата, шунтирующего ТОУ в этом режиме.

В общем случае возможно применение ТОУ как в цепях питания, так и в цепях связи секций НН мощных понизительных трансформаторов, что позволит обеспечить недостижимое в настоящее время расчетное значение мощности коротких замыканий в сетях 6—10 кВ (1000 МВ·А и более) при использовании на присоединениях относительно дешевых и малогабаритных ячеек распределительных устройств.

Осуществление намеченной перспективы зависит от прогресса в разработках и исследовании ТОУ, повышения их технико-экономических показателей, теории применения ТОУ. Ниже анализируются некоторые схемы построения систем электроснабжения с использованием ТОУ, имеющие определенные

преимущества перед известными. Они базируются на применении сдвоенных токоограничивающих реакторов с коэффициентом электромагнитной связи между обмотками, близким к единице, в сочетании с ТОУ. Вопрос о целесообразности применения сдвоенных реакторов с более высоким, чем обычно, коэффициентом электромагнитной связи уже обсуждался в литературе [Л. 3 и 4].

Основные варианты рассматриваемых ниже систем электроснабжения приведены на рис. 1, а, б; на рис. 1, в, г даны их расчетные схемы замещения. В цепи трансформаторных вводов 6—10 кВ включается сдвоенный реактор (рис. 1, а), между жажимами ветвей которого включается ТОУ. В случае применения на подстанции трансформаторов с расщепленными обмотками НН (рис. 1, б) вместо сдвоенного реактора (СР) включается реактор-трансформатор (РТ) с двумя однотипными обмотками, имеющий индуктивное сопротивление каждой из обмоток $x_{рт}$ и коэффициент электромагнитной связи K_c между ними примерно такой же, как и у СР в схеме по рис. 1, а.

В нормальном режиме за счет выравнивания токов с помощью ТОУ результирующее индуктивное сопротивление цепи питания $x_{нр}$ для каждой из секций в схеме рис. 1, а:

$$x_{нр} = x_c + x_T + x_{ср} \frac{1 - K_c}{2} \quad (1)$$

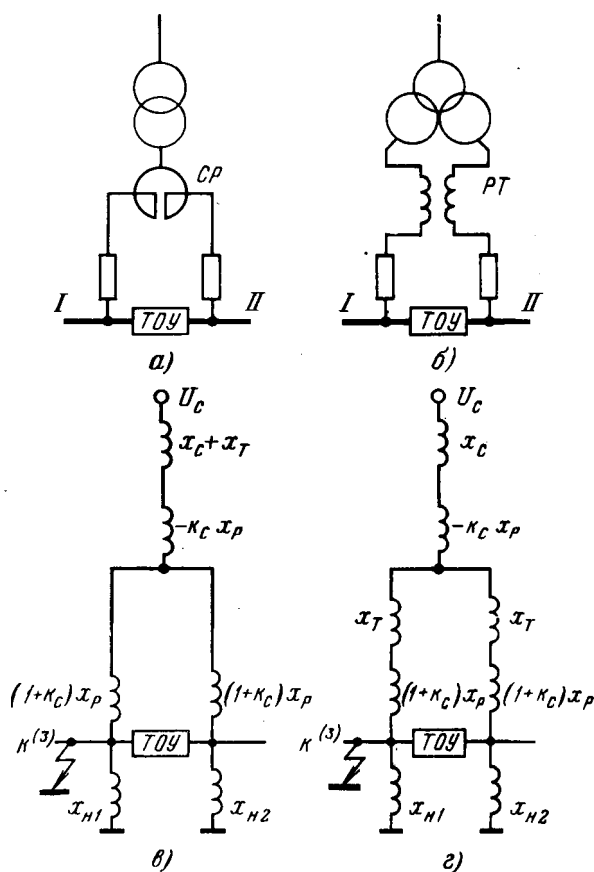


Рис. 1. Схемы понизительных подстанций.

а — с установкой СР и ТОУ; б — с установкой РТ и ТОУ; в, г — расчетные схемы замещения.

и в схеме рис. 1,б

$$x_{\text{нр}} = x_c + \frac{x_{\text{т}}}{2} + x_{\text{рт}} \frac{1 - K_c}{2}, \quad (2)$$

где x_c , $x_{\text{т}}$, $x_{\text{ср}}$, $x_{\text{рт}}$ — индуктивные сопротивления системы, трансформатора и реактора, приведенные к мощности, коммутируемой на секцию СР и РТ. Если значение K_c между ветвями СР (обмотками РТ) близко к единице, индуктивное сопротивление цепи питания в нормальном режиме определяется для схем рис. 1 в основном мощностью установленных на подстанции понизительных трансформаторов.

При коротком замыкании на любой из секций СР или РТ в цепь связи секций параметрически вводится значительное, а в пределе — бесконечное [Л. 2] индуктивное сопротивление ТОУ, что приводит практически к раздельной работе секций. В схеме рис. 1,а в аварийную цепь при этом вводится дополнительное реактивное сопротивление, близкое к сопротивлению одного плеча реактора, а в схеме по рис. 1,б — еще большее ($x_{\text{т}}/2 + x_{\text{рт}}$), что и ограничивает величину тока короткого замыкания.

ТОУ обычно имеют меньшую кратность ограничения ударных токов короткого замыкания, поэтому при выборе индуктивных сопротивлений СР, РТ и ТОУ в схемах рис. 1 следует учитывать возможность подпитки через ТОУ тока короткого замыкания со стороны неповрежденной секции. После прохода первой полуволны аварийного тока через нулевое значение ТОУ, аналогичное описанному в [Л. 2], разрывает цепь связи секций, исключая дальнейшее участие неаварийной ветви СР (РТ) в подпитке места короткого замыкания.

Таким образом, схемы по рис. 1 позволяют реализовать оба изложенные выше способа повышения качества электроэнергии при обеспечении требуемого уровня ограничения токов короткого замыкания в распределительных электрических сетях.

Рассмотрим некоторые вопросы, связанные с применением предложенных схем, такие как техническая реализуемость реакторов с тесной электромагнитной связью между обмотками, технические требования к типу и параметрам ТОУ по условиям нормального и аварийного режимов работы схем, выбор необходимых индуктивных сопротивлений плеч реакторов. Кроме того, следует рассмотреть вопросы, связанные с возможностью повышения напряжения на здоровой секции СР и РТ из-за известного эффекта трансформации дополнительной э. д. с. в режиме короткого замыкания на одной из секций, вопросы снижения токоограничивающей способности схем рис. 1 при наличии на неповрежденной секции СР и РТ реактивной нагрузки, которая оказывает размагничивающее действие на аварийную ветвь реакторов, а также обеспечения самозапуска вращающейся нагрузки ответственных потребителей.

Стремление к использованию на присоединениях дешевых и малогабаритных выключателей при наличии в составе нагрузки крупных электродвигателей, суммарная мощность которых может составить до 50% от $S_{\text{тн}}$, обуславливает необходимость ре-

активирования цепей питания 6—10 кВ уже при установке на подстанциях понизительных трансформаторов мощностью 25 МВ·А (6 кВ) и 32 МВ·А (10 кВ). Применение на распределительных подстанциях трансформаторов с расщепленными обмотками НН позволяет в этих условиях повысить предельную (без реактивирования) мощность трансформаторов при сохранении величин токов короткого замыкания на уровне $I_{\text{к.з}} \leq I_{\text{откл}} = 20$ кА лишь до значений $S_{\text{тн}} \leq 32$ МВ·А (6 кВ) и $S_{\text{тн}} \leq 40$ МВ·А (10 кВ).

При необходимости установки на подстанциях понизительных трансформаторов с повышенными, по сравнению с указанными значениями, номинальными мощностями значения индуктивных сопротивлений $x_{\text{ср}}$ и $x_{\text{рт}}$ для СР и РТ в схемах рис. 1 должны быть возможно меньшими как по технико-экономическим соображениям, так и во избежание неприемлемых условий работы потребителей в кратковременных режимах, связанных с выходом из строя одной из секций.

Вначале остановимся на возможностях создания СР и РТ с тесной электромагнитной связью между обмотками. Были выполнены расчеты сухих токоограничивающих реакторов с индуктивным сопротивлением $x_{\text{р}} = 4—20\%$, в которых обеспечивалось значение $K_c = 0,9—0,95$ за счет использования чередующихся обмоток (дисковых или цилиндрических). Обмотки могут быть выполнены, как и в обычных СР, намоткой кабелей. Изоляционные расстояния между обмотками для напряжения 6—10 кВ принимались равными 35—40 мм. Результаты расчетов показали принципиальную реализуемость реакторов с коэффициентом электромагнитной связи между обмотками, близким к единице, в габаритах, не превышающих размеры обычных двоянных реакторов при тех же номинальных токах и индуктивных сопротивлениях. При выполнении СР и РТ с чередующимися обмотками не возникает принципиальных затруднений в обеспечении динамической устойчивости реакторов при протекании сквозных токов короткого замыкания или токов несинхронного включения вращающейся нагрузки, поскольку силы, действующие на внутренние катушки обмоток, уравновешены и требуется лишь некоторое усиление крепления наружных катушек из-за появления краевого эффекта.

Рассмотрим далее требования, предъявляемые к величине сопротивления $x_{\text{тоу.нр}}$, вносимого ТОУ в нормальном режиме в цепь связи секций СР и РТ. При тесной электромагнитной связи между обмотками СР и РТ даже небольшое сопротивление $x_{\text{тоу.нр}}$ может существенно увеличить вносимое в цепь питания сопротивление $x_{\text{р.нр}}$ реакторов по сравнению с аналогичными сопротивлениями СР и РТ при параметрах ТОУ, близких к идеальному ТОУ ($x_{\text{тоу.нр}} = 0$), когда эти величины равны $x_{\text{р.нр}} = (1 - K_c)x_{\text{р}}/2$. Мощность ТОУ, устанавливаемого в цепи связи секций СР и РТ, может составлять 20—50% от мощности секции, принятой в расчетах за базисную. В этих условиях сопротивление $x_{\text{тоу.нр}}$, составляющее хотя бы 2% от номинального сопротивления цепи с ТОУ, в принятых отн. ед. равно уже 4—10%.

Сопротивление $x_{\text{р.нр}}$ можно определить по при-

ближенной формуле, полученной при неучете сопротивлений нагрузок секций СР и РТ:

$$x_{p, \text{нр}} = \frac{x_p(1 + K_c)[x_p(1 + K_c) + x_{\text{тоу.нр}}]}{2x_p(1 + K_c) + x_{\text{тоу.нр}}} - K_c x_p. \quad (3)$$

На рис. 2 построены кривые относительного увеличения сопротивления $x_{p, \text{нр}}$ в зависимости от значений K_c и отношения сопротивления $x_{\text{тоу.нр}}$ к номинальному сопротивлению реакторов $x_{p, \text{н}}$. Они показывают, что во избежание потери эффекта снижения сопротивления цепи питания в нормальном режиме и, как следствие этого, ухудшения качества напряжения в сети тип ТОО следует выбирать с характеристикой, близкой к идеальному ТОО [Л. 2], а применение ТОО с величиной $x_{\text{тоу.нр}} > 0$, например реакторов с подмагничиванием [Л. 3], является целесообразным.

Следующим вопросом, требующим анализа, является повышение напряжения на неаварийной секции СР и РТ при коротком замыкании на одной из секций. При применении обычных СР ($K_c \approx 0,5$) этот эффект практически не наблюдается, поскольку повышение напряжения имеет место лишь при выполнении неравенства $K_c x_p > x_c + x_t$ и при наличии короткого замыкания трансформатора $u_k = 10,5\text{--}12\%$ и установке в цепях трансформаторных вводов 6—10 кВ СР с сопротивлением до 15%, напряжение на холостой неповрежденной секции СР не превышает наибольшего рабочего напряжения, равного $1,1U_n$.

С увеличением K_c и установке на вводах 6—10 кВ мощных понизительных трансформаторов СР и РТ с относительно большими значениями индуктивного сопротивления ($x_p > 12\%$) величина кратковременного ($t_{\text{откл}} = 0,15\text{--}0,3$ с) повышения напряжения на неаварийной секции СР и РТ может составить заметную величину при коротком замыкании непосредственно на шинах секции, что, однако, не представляет опасности для изоляции электрооборудования, установленного в сетях с изолированной нейтралью. При учете параметрического повышения токов намагничивания подключенных к неаварийной секции СР и РТ работающих на холостом ходу понизительных трансформаторов 6—10/0,4 кВ, вращающихся машин и т. д. величина повышения напряжения значительно уменьшается и, как показывают предварительные расчеты, проведенные с учетом насыщения магнитных систем электрооборудования при повышении напряжения в сети, она не превышает уровня $(1,2\text{--}1,35)U_n$, что вполне допустимо [Л. 4].

Для оценки степени стабилизации напряжения на неаварийной секции СР и РТ в схемах рис. 1 при наличии на ней некоторой реактивной нагрузки $x_{\text{н2}}$ и разрыве при коротком замыкании цепи связи секций, например с помощью ТОО по [Л. 2], были получены следующие расчетные выражения для $U_{\text{неав}}$ в схеме по рис. 1, а:

$$U_{\text{неав}} = \frac{U_c x_p(1 + K_c) x_{\text{н2}}}{(x_c + x_t - K_c x_p)[x_{\text{н2}} + x_p(1 + K_c)] + x_p(1 + K_c)(x_c + x_t + x_p + x_{\text{н2}})} \quad (4)$$

и для схем по рис. 1, б и в

$$U_{\text{неав}} = \frac{U_c [x_t + x_p(1 + K_c)] x_{\text{н2}}}{(x_c - K_c x_p)[x_{\text{н2}} + x_t + x_p(1 + K_c)] + [x_t + x_p(1 + K_c)](x_c + x_t + x_p + x_{\text{н2}})} \quad (5)$$

Данные табл. 1, рассчитанные по (4) и (5), показывают, что при наличии на неповрежденной секции СР и РТ нагрузки, близкой к номинальной ($x_{\text{н2}} = 1$), напряжение на ней в режиме короткого замыкания не превышает $1,35U_n$ во всем диапазоне необходимых по условиям ограничения токов короткого замыкания сопротивлений $x_{\text{ср}} = 8\text{--}24\%$ и $x_{\text{рт}} = 4\text{--}20\%$. Заметим, что эффект присутствия реактивной нагрузки при напряжении $1,35U_n$ не трудно обеспечить, например, за счет подключения к секциям СР и РТ насыщающихся реакторов. Габаритная мощность, а следовательно, и расход активных материалов на изготовление таких реакторов должны быть невелики из-за кратковременного ($t = 0,15\text{--}0,3$ с) протекания по ним повышенных значений токов в аварийном режиме.

Эффект снижения напряжения $U_{\text{неав}}$ можно обеспечить и за счет конечной величины сопротивления $x_{\text{тоу.ав}}$ в аварийном режиме; при этом сопротивление $x_{\text{тоу.ав}}$ должно быть равно при одинаковом уровне снижения напряжения $U_{\text{неав}}$ сопротивлению нагрузки $x_{\text{н2}}$. Однако наличие в режиме короткого замыкания реактивной нагрузки на неаварийной секции или конечного сопротивления $x_{\text{тоу.ав}}$ в цепи связи секций приводит к размагничиванию СР и РТ и снижению токоограничивающих возможностей схем рис. 1. Введем понятие о коэффициенте использования $K_{\text{исп}}$, представляющего собой отношение тока I_k при холостой неповрежденной секции СР (РТ) и разрыве цепи связи секций ($x_{\text{тоу.ав}} \rightarrow \infty$) к току короткого замыкания $K_{\text{исп}} = I_k / I_{k,3}$.

Результаты расчета $K_{\text{исп}}$ при изменении сопротивлений $x_{\text{ср}}$ и $x_{\text{рт}}$ в схемах рис. 1 от нуля до $x_{\text{ср}} = 24\%$ и $x_{\text{рт}} = 20\%$ (табл. 2) показывают, что снижение токоограничивающей способности схем на рис. 1 при использовании ТОО типа [Л. 2] относительно невелико [$K_{\text{исп}} > (0,8\text{--}0,9)$].

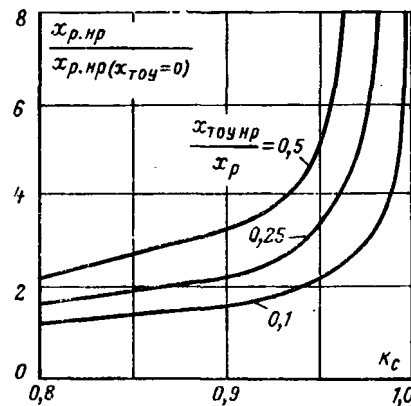


Рис. 2. Изменение сопротивления, вносимого в цепь питания двоянным реактором (реактором-трансформатором) при неидеальном ТОО.

Таблица 1

Повышение напряжения на неаварийной секции СР и РТ при наличии подключенной к ней реактивной нагрузки¹

Схема со двоянным реактором (рис. 1, а)				Схемы с реактор-трансформатором (рис. 1, б и в)			
$x_{ср}, \%$	$x_{н2}=1$	$x_{н2}=2$	$x_{н2}=\infty$	$x_{рт}, \%$	$x_{н2}=1$	$x_{н2}=2$	$x_{н2}=\infty$
8	1 1,08	1,06 1,11	1,14 1,2	4	1,14 1,16	1,22 1,24	1,3 1,33
12	1,14 1,21	1,22 1,3	1,29 1,35	8	1,25 1,29	1,34 1,39	1,45 1,49
16	1,22 1,3	1,33 1,4	1,4 1,48	12	1,31 1,36	1,42 1,47	1,54 1,6
20	1,27 1,36	1,45 1,46	1,53 1,61	16	1,34 1,42	1,46 1,51	1,61 1,67
24	1,33 1,41	1,46 1,51	1,8 1,89	20	1,38 1,46	1,5 1,58	1,66 1,72

¹ Для каждого значения $x_{ср}$ верхняя строка таблицы относится к значению $k_c = 0,9$, нижняя — 1.

Таблица 2

Значения коэффициента использования токоограничивающей способности схем по рис. 1*

Схема со двоянным реактором (рис. 1, а)				Схемы с реактор-трансформатором (рис. 1, б, в)			
$x_{ср}, \%$	$x_{н2}=1$	$x_{н2}=2$	$x_{тоу.ав}=1$	$x_{рт}, \%$	$x_{н2}=1$	$x_{н2}=2$	$x_{тоу.ав}=1$
8	0,99 0,98	0,99 0,98	0,83 0,81	4	0,97 0,96	0,98 0,98	0,84 0,83
12	0,95 0,94	0,97 0,96	0,79 0,77	8	0,92 0,91	0,95 0,94	0,77 0,75
16	0,91 0,89	0,95 0,94	0,73 0,71	12	0,88 0,86	0,93 0,92	0,71 0,69
20	0,88 0,85	0,93 0,92	0,68 0,65	16	0,85 0,83	0,9 0,88	0,66 0,63
24	0,85 0,8	0,92 0,88	0,62 0,6	20	0,81 0,78	0,89 0,87	0,61 0,58

* Для каждого значения $x_{ср}$ верхняя строка таблицы относится к значению $k_c = 0,9$, нижняя — 1.

При объединении секций реакторов в схемах рис. 1 с помощью ТОУ, которые при коротком замыкании не обеспечивают полного разрыва цепи связи секций, а вводят в цепь сопротивление $x_{тоу.ав}$ конечной величины (в табл. 2 принято $x_{тоу.ав}=1$), наблюдается существенное снижение токоограничивающей способности предложенных схем даже при отсутствии нагрузки на неаварийной секции ($K_{исп} < 0,7$) при $x_{ср}$ и $x_{рт} > 12\%$. Это обусловлено тем, что по цепи с ТОУ и неповрежденной ветви реактора протекают при этом токи подпитки короткого замыкания. Наличие реактивной нагрузки на здоровой секции СР и РТ приведет в данном случае к еще большей потере токоограничивающей способности схем по рис. 1. Отсюда вытекает вывод

Таблица 3

Индуктивные сопротивления $x_{ср}$ и $x_{рт}$, необходимые для ограничения токов короткого замыкания на стороне НН трансформаторов до уровня отключающей способности выключателей, устанавливаемых в КРУ2-10 и КР-10/500

$S_{тн},$ МВ·А	$U_n,$ кВ	$I_{откл} = 20$ кА		$I_{откл} = 31,5$ кА	
25—32	6 10	4 —	— —	— —	— —
40	6 10	8 4	4 —	4 —	— —
63	6 10	24 6	20—22 4	8 4	4 —
80	6 10	— 12	— 6	14 4	8 —
100	6 10	— 20	— 16	20 6	16 4

о нецелесообразности применения ТОУ с конечной величиной сопротивления $x_{тоу.ав}$. Как уже подчеркивалось при рассмотрении нормального режима работы схем по рис. 1, целесообразно использовать ТОУ, обладающие свойствами коммутации цепей переменного тока.

Рассмотренные выше особенности применения схем рис. 1 в распределительных сетях на напряжение 6—10 кВ позволили обобщить результаты проведенных расчетов в табл. 3, в которой приведены минимально возможные величины индуктивных сопротивлений СР и РТ для значений $K_c = 0,95$ в зависимости от номинальной мощности устанавливаемых на подстанции понизительных трансформаторов и при допустимой мощности подключенных электродвигателей до 50% от $S_{тн}$. При составлении табл. 3 значение $x_{тоу.ав}$ принималось равным бесконечности, а также учитывалось отрицательное влияние на токоограничивающую способность схем рис. 1 реактивных токов нагрузки, подключенной к неаварийной секции, значения сопротивлений $x_{ср}$ и $x_{рт}$ реакторов в схемах рис. 1 корректировались с учетом требования обеспечения самозапуска всей вращающейся нагрузки, выполнение которого предполагалось при $U_{сз} \geq 0,8 U_n$ [Л. 5]. В режиме самозапуска предусматривалось протекание через ТОУ тока, равного номинальному значению тока ТОУ, с целью снижения результирующего сопротивления цепи питания.

Приведенные в табл. 3 значения сопротивлений $x_{ср}$ и $x_{рт}$ рассчитаны для двух номинальных напряжений сети (6 и 10 кВ). В первых столбцах таблицы, относящихся к номинальным токам отключения выключателей, устанавливаемых на присоединениях соответственно 20 и 31,5 кА, приведены значения $x_{рт}$ для схемы рис. 1, а, а во вторых столбцах — значения $x_{рт}$ для схемы рис. 1, б. Прочерк означает, что реактирования цепи питания не требуется.

Как видно из табл. 3, применение схем по рис. 1 позволяет использовать на присоединениях относительно дешевую и малогабаритную коммутацион-

ную аппаратуру типа КРУ2-10 и КР-10/500 при установке на понизительных подстанциях трансформаторов мощностью до 100 МВ·А и более.

Был выполнен технико-экономический анализ построения схем электроснабжения, когда для обеспечения необходимого качества напряжения расчетное значение мощности короткого замыкания в нормальном режиме должно быть не менее 750 МВ·А. Сравнивались варианты: установлены мощные понизительные трансформаторы без реактирования цепи питания и выключатели с повышенной отключающей способностью; использованы предложенные схемы, в которых номинальная мощность ТОО составляет 30% мощности, коммутируемой на секцию. Расчеты убедительно показали предпочтительность систем электроснабжения по рис. 1 даже при удельной стоимости ТОО, равной 6—8 руб/кВ·А. Выполненные в ЛПИ исследования и разработки ТОО реакторно-вентильного типа [Л. 2] показали,

что такая удельная стоимость отвечает применению серийно выпускаемых полупроводниковых вентилях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Неклепаев Б. Н. Методы ограничения токов короткого замыкания в энергосистемах. — «Электрические станции», 1973, № 11.
2. Кучумов Л. А., Латышко В. Д. Устройство для коммутации и регулирования переменного тока. А. С. № 353349 (СССР). Оpubл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1970, № 28, с. 13—14.
3. Бенькович В. Г. О выборе коэффициента связи двосонного токоограничивающего реактора. — «Изв. вузов. Энергетика», 1966, № 3.
4. Либкинд М. С., Церетели К. О. Возможные применения в электроэнергетике двосонных реакторов с ферромагнитными сердечниками. — В кн.: Повышение качества электрической энергии в распределительных сетях. Киев, 1974.
5. Либкинд М. С., Черновец А. К. Искусственное ограничение токов короткого замыкания в электрических сетях. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1967, № 2.

[21.5.1976]



Предлагая вниманию читателей две нижеследующие статьи, редакция вновь возвращается к вопросам статистики перенапряжений, электрической прочности изоляции линий и подстанций сверхвысокого напряжения и нормирования испытательных напряжений. Эти вопросы уже обсуждались на страницах журнала («Электричество», 1970, № 2; 1971, № 8). В настоящее время получены новые данные, позволяющие более глубоко проанализировать эти вопросы. Не считая материал, публикуемый в данном номере в порядке обсуждения, исчерпывающим, редакция приглашает всех заинтересованных специалистов принять участие в обсуждении затронутых вопросов.

УДК 621.315.1.002.5.027.8.014.2.015.38

О характеристиках электрической прочности изоляции ВЛ сверхвысокого напряжения и методике ее испытаний

Доктор техн. наук АЛЕКСАНДРОВ Г. Н., канд. техн. наук ПОЛОВОЙ И. Ф., инж. ГЕРАСИМОВ Ю. А.
Ленинградский политехнический институт им. М. И. Калинина

Освоение класса напряжения 750 кВ и перспективы дальнейшего повышения номинальных напряжений электропередач переменного тока привели к созданию ряда лабораторий СВН, в которых интенсивно ведутся исследования изоляции линий и подстанций. Если до начала 70-х годов исследования изоляции электропередач ультравысокого напряжения выполнялись в основном в СССР, то в настоящее время ситуация резко изменилась. Большое число противоречивых данных вызывает необходимость их сравнения, обсуждения причин несогласованности и выбора наиболее надежных для использования при проектировании.

Создание новых лабораторий открытого типа позволило в первых же работах превзойти намечавшийся ранее предел электрической прочности несимметричных воздушных промежутков на уровне 2,4 МВ. При испытаниях промежутка стержень — плоскость длиной до 25 м при фронте коммутационного импульса, близком к критическому

(1100 мкс), разрядные напряжения плавно увеличиваются, достигая 2,8 МВ, а для промежутка провод — земля длиной 16 м при фронте импульса 350 мкс — 2,75 МВ [Л. 1 и 2].

Существует мнение, что в электротехнических конструкциях невозможно избежать промежутков типа стержень — плоскость и тем самым заметно повысить разрядные напряжения конструкций относительно земли [Л. 3], однако оно не подтверждается практикой проектирования. Промежуток типа стержень — плоскость характерен сильно неоднородным полем и, как следствие, низким начальным напряжением короны. Все высоковольтные электротехнические конструкции выполняются таким образом, чтобы исключить возникновение стримерной короны при рабочем напряжении и отсутствии осадков. Это общее требование определяет такую степень выравнивания электрического поля с помощью экранов, которая исключает аналогию с промежутком типа стержень — плоскость.

В результате для реальных промежутков линий и подстанций разрядные напряжения оказываются значительно выше, чем для промежутка типа стержень — плоскость [Л. 4 и 5]. Так, например, при испытаниях упоминаемого в [Л. 3] промежутка между шлейфом анкерной опоры и землей на наружном испытательном стенде лаборатории СВН ЛПИ получено такое же значение 50%-ного разрядного напряжения ($U_{50\%} = 2370$ кВ при длине промежутка 10 м), как и для промежутка провод — земля, тогда как для промежутка стержень — плоскость такой же длины $U_{50\%} \approx 2000$ кВ.

На подстанциях СВН условия развития разряда, присущие промежутку стержень — плоскость, могут возникнуть только при ошибках проектирования, когда экраны недостаточно выравнивают поле вблизи высоковольтных электродов [Л. 4]. Таким образом, промежуток типа стержень — плоскость не имеет аналогов в электротехнических конструкциях СВН и УВН, и потому его электрические характеристики не могут рассматриваться в качестве преграды для дальнейшего повышения рабочего напряжения электрических сетей.

Существенное значение имеет вопрос о форме испытательных импульсов. Прежде всего необходимо внимательно рассмотреть, воздействие каких коммутационных перенапряжений на различные элементы сетей СВН и УВН имеет определяющее значение для изоляции линий и подстанций.

Испытания воздушной изоляции линий электропередач СВН и УВН должны производиться импульсами напряжений, амплитуда и форма которых соответствует коммутационным перенапряжениям на линиях. Эти перенапряжения воздействуют также на воздушные промежутки и электрооборудование линейных ячеек на конце отключенных линий. Уровень этих перенапряжений значительно выше возникающих на шинах подстанций при коммутации отходящими линиями и другими элементами главной схемы коммутации подстанций. Например, по данным [Л. 6] тридцатилетняя, т. е. возникающая в среднем один раз в тридцать лет, кратность

перенапряжений на шинах подстанций 500 кВ $K_{30} \leq 1,95$, а на линиях — $K_{30} \leq 2,85$. Оба эти значения соответствуют верхней границе 90%-ного доверительного интервала.

Перенапряжения при коммутациях ненагруженных трансформаторов и шунтирующих реакторов определяют требования к выбору воздушной изоляции на подстанциях. Эти перенапряжения связаны с небольшим запасом электромагнитной энергии, которая может быть поглощена грозозащитными вентильными разрядниками, а также высокоомными шунтирующими сопротивлениями выключателей.

При коммутации ненагруженных участков сборных шин могут возникнуть высокочастотные быстрозатухающие перенапряжения. Если они возникают при отключении ненагруженных участков шин, то они не опасны для воздушной и другой изоляции этих участков, поскольку последние отключаются от источника напряжения. При подключении к общим шинам подстанции эти перенапряжения ограничиваются грозозащитными разрядниками. Учитывать этот вид коммутационных перенапряжений при разработке методики испытаний электрической прочности воздушных промежутков и оборудования подстанций нет оснований.

Таким образом, для выбора и испытания воздушных промежутков на подстанциях определяющее значение имеет форма импульсов коммутационных перенапряжений на линиях и на шинах подстанций.

Статистические характеристики длин фронта перенапряжений на шинах подстанций 500 кВ приведены в таблице. Таблица составлена по результатам расшифровки 2257 фазоосциллограмм перенапряжений, полученных при автоматической регистрации на девяти подстанциях 500 кВ [Л. 6].

Длина фронта импульсов определялась как 1/4 периода синусоиды, проведенной через максимум напряжения и точку на нарастающей части кривой перенапряжения, в которой напряжение равно амплитуде наибольшего рабочего напряжения:

$$\tau_{\phi} = (t_1 - t_2) \frac{1}{1 - \frac{2}{\pi} \arcsin \frac{1}{K}}, \quad (1)$$

Статистическое распределение длин фронта коммутационных перенапряжений на шинах подстанций 500 кВ

Интервалы кратности перенапряжений K	Количество коммутационных перенапряжений в интервале длин фронта τ_{ϕ} , мкс											Условная средняя длина фронта τ_{ϕ}
	До 500	500—1000	1000—1500	1500—2000	2000—2500	2500—3000	3000—3500	3500—4000	4000—4500	4500—5000	Всего	
1,15—1,25	11	29	70	68	103	181	101	230	221	195	1209	3430
1,25—1,35	6	15	49	55	74	78	144	162	107	84	774	3210
1,35—1,45	4	10	10	13	13	22	25	46	44	15	202	3240
1,45—1,55	1	1	3	2	4	6	13	13	8	2	53	3170
1,55—1,65	0	0	0	1	1	3	3	3	2	0	13	3250
1,65—1,75	0	0	0	0	1	1	2	1	0	0	5	2950
1,75—1,85	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	1	2750
Сумма	22	55	132	139	196	292	288	455	382	296	2257	—
Условная средняя кратность перенапряжений $\bar{K}$	1,27	1,26	1,26	1,25	1,26	1,25	1,28	1,27	1,26	1,24	—	—

где t_1 — t_2 — время нарастания напряжения; K — кратность перенапряжения по отношению к наибольшему рабочему напряжению.

Проверка выборок τ_{ϕ} для всех девяти подстанций показала их однородность, поэтому все данные были использованы для получения статистического распределения длин фронта перенапряжений, приведенного в таблице и на рис. 1. На том же рисунке приведены распределения τ_{ϕ} для линий 500 кВ по данным [Л. 7]. Для выбора изоляции имеет значение корреляция кратности K и длины фронта τ_{ϕ} коммутационных перенапряжений. По данным таблицы основная масса перенапряжений на подстанциях 500 кВ при всех значениях кратности K имеет длину фронта в пределах $1500 < \tau_{\phi} < 4500$ мкс.

Для выбора формы испытательного импульса напряжения необходимо сопоставить статистические характеристики перенапряжений и электрической прочности изоляции. Наибольшей зависимостью характеристик электрической прочности от длины фронта испытательного импульса обладает промежуток стержень — плоскость. Выше было показано, что этот промежуток не имеет аналогов в электрических сетях. Выравнивание электрического поля в реальных изоляционных конструкциях приводит не только к повышению их электрической прочности, но и к уменьшению влияния на нее длины фронта импульсов напряжения [Л. 4]. Тем не менее представляет интерес сопоставить со статистическими характеристиками перенапряжений именно характеристики электрической прочности промежутка стержень — плоскость, как предельные в отношении зависимости от длины фронта импульса.

На рис. 1 приведены зависимости 50%-ных разрядных напряжений и коэффициентов вариации $\sigma^* = \sigma/U_{50\%}$ от длины фронта испытательного импульса для промежутков стержень — плоскость по данным [Л. 8 и 9], которые хорошо согласуются между собой, позволяя построить эти зависимости в диапазоне от нескольких десятков до тысяч микросекунд. Как видно из рис. 1, минимуму $U_{50\%}$ соответствует минимум σ^* ; в результате выдерживаемое напряжение $U_{50\%} - 3\sigma$ (50%-ное разрядное напряжение большого числа воздушных промежутков) имеет значительно менее выраженный минимум.

Принимая в соответствии с данными таблицы, что статистическое распределение амплитуд перенапряжений не зависит от формы импульсов, получаем формулу для среднего числа перекрытий изоляции в год [Л. 10]:

$$N_{\text{пер}} = n \int_0^{\infty} f(\tau_{\phi}) F_n \left(-\frac{\bar{U}_n - U_{50\% n}(\tau_{\phi})}{\sigma_n^2 + \sigma_n^2(\tau_{\phi})} \right) d\tau_{\phi}, \quad (2)$$

где n — общее число перенапряжений в год; $f(\tau_{\phi})$ — плотность распределения длин фронтов перенапряжений; $\bar{U}_n$ — средняя амплитуда перенапряжений; σ_n — стандарт распределения амплитуд перенапряжений; $U_{50\% n}(\tau_{\phi}) = U_{50\%}(\tau_{\phi}) - 3\sigma(\tau_{\phi})$, $\sigma_n(\tau_{\phi}) = 0,35\sigma(\tau_{\phi})$; $U_{50\%}(\tau_{\phi})$ и $\sigma(\tau_{\phi})$ — параметры кривой эффекта оди-

ночного изоляционного промежутка; $F_n(\dots)$ — функция нормального распределения.

То же число перекрытий получится, если все перенапряжения имеют некоторую одинаковую эквивалентную длину фронта $\tau_{\phi, \text{э}}$:

$$N_{\text{пер}} = n F_n \left(\frac{\bar{U}_n - U_{50\% n}(\tau_{\phi, \text{э}})}{\sigma_n^2 + \sigma_n^2(\tau_{\phi, \text{э}})} \right). \quad (3)$$

Приравнивая выражения (2) и (3), можно определить эквивалентную длину фронта испытательного импульса $\tau_{\phi, \text{э}}$. Вычисления показывают, что $\tau_{\phi, \text{э}}$ примерно соответствует среднему значению длины фронта для каждой из статистических совокупностей перенапряжений: для кривых 1 и 2 рис. 1 $\tau_{\phi, \text{э}} = 2000$ мкс, для кривой 3 $\tau_{\phi, \text{э}} = 3500$ мкс. Такой результат определяется слабой зависимостью $U_{50\%} - 3\sigma$ от τ_{ϕ} в пределах длин фронта, ограничивающих основную массу перенапряжений, а также очень малой вероятностью появления перенапряжений с длиной фронта до 500 мкс.

Таким образом, если испытания проводятся при эквивалентной форме импульса, их результаты могут быть использованы непосредственно для выбора изоляции или для суждения о соответствии изоляции заданным условиям эксплуатации. Результаты испытаний импульсами другой формы (например, с длиной фронта, близкой к критической) необходимо приводить к эквивалентной длине фронта введением соответствующих поправок. Изложенное показывает, что даже для изоляционных промежутков типа стержень — плоскость длина фронта испытательного импульса должна быть существенно больше критической, соответствующей минимуму разрядных напряжений.

Для реальных воздушных промежутков на линиях и подстанциях зависимость выдерживаемого напряжения ($U_{50\%} - 3\sigma$) от длины фронта импульса ока-

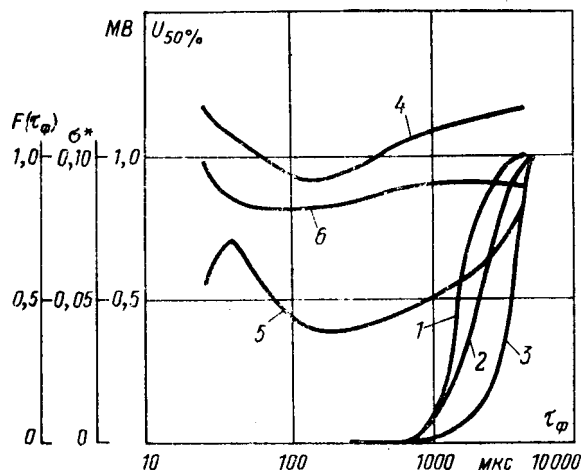


Рис. 1. Статистические функции распределения длин фронтов коммутационных перенапряжений для сетей 500 кВ (1 — на линиях без шунтирующих реакторов; 2 — на линиях с шунтирующими реакторами; 3 — на шинах подстанции) и зависимости от длины фронта испытательного импульса величин $U_{50\%}$ (4), σ^* (5), $U_{50\%} - 3\sigma$ (6).

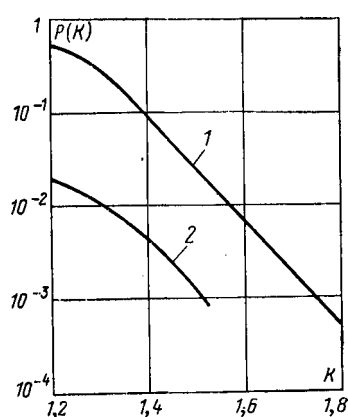


Рис. 2. Вероятность появления коммутационных перенапряжений на шинах подстанций 500 кВ с кратностью, превышающей заданное значение: 1 — для перенапряжений с $\tau_f > 1000$ мкс; 2 — то же с $\tau_f \leq 1000$ мкс.

зывается еще слабее, чем для промежутка стержень — плоскость, либо вообще не обнаруживается [Л. 4 и 8]. Поэтому для реальных конструкций наружной высоковольтной изоляции при выборе формы испытательного импульса целесообразно ориентироваться на наиболее часто действующие перенапряжения с длиной фронта $\tau_f = 2000\text{—}4000$ мкс. К тому же такая форма импульсов наиболее просто воспроизводится в лабораторных условиях.

В тех случаях, когда уменьшение длины фронта импульсов существенно ужесточает условия испытаний (например, для внутренней изоляции вводов из-за развития скользящих разрядов), можно рекомендовать испытательный импульс с длиной фронта, близкой к нижней границе длин фронтов перенапряжений ($\tau_f = 250\text{—}500$ мкс). При этом меньшая вероятность воздействия таких перенапряжений в эксплуатации должна быть учтена путем снижения значения испытательного напряжения. Например, вероятность превышения кратности 1,4 для перенапряжений с длиной фронта $\tau_f > 1000$ мкс равна $6,7 \cdot 10^{-2}$, тогда как для перенапряжений с длиной фронта $\tau_f \leq 1000$ мкс — $3,5 \cdot 10^{-3}$ (рис. 2), т. е. в 20 раз меньше. Поэтому одной и той же вероятности появления перенапряжений (например, 10^{-2}) соответствует кратность 1,31 для перенапряжений с длиной фронта $\tau_f \leq 1000$ мкс и кратность 1,55 для перенапряжений с длиной фронта $\tau_f > 1000$ мкс, т. е. на 18% больше. При большей вероятности появления перенапряжений эта разница увеличивается. В связи с этим можно рекомендовать снижение значения испытательного напряжения при импульсе с $\tau_f = 250\text{—}500$ мкс на 15%. Такой подход к выбору испытательных напряжений, основанный на анализе реальных характеристик перенапряжений, позволяет существенно облегчить условия испытаний изоляции и тем самым уменьшить ее размеры, что весьма существенно для электропередач СВН и УВН. Имеющаяся тенденция к неоправданному ужесточению условий испытаний основана на стремлении воспроизвести при испытаниях предельно тяжелые условия их работы вне зависимости от вероятности возникновения таких условий в эксплуатации. Реализация этой тенденции в нормах и стандартах на испытания приведет к неоправданному усложнению и удорожанию изоляционных конструкций электропередач.

Различие методики испытаний изоляции ВЛ СВН в разных странах и лабораториях привели

к существенному расхождению полученных результатов. При воздействии коммутационных перенапряжений надежность работы изоляции ВЛ СВН и УВН определяется воздушными промежутками на опоре и в пролете линии между проводом и землей. Результаты исследований воздушного промежутка между проводом и землей [Л. 11 и 12] при существенно различных длинах фронта импульса напряжения практически совпадают (рис. 3). Данные об электрической прочности воздушных промежутков на опорах расходятся весьма существенно [Л. 2, 5, 8, 12—15]. Упомянутые работы наиболее целесообразно использовать для сопоставления, поскольку в каждой из них имеется большая методическая часть, достаточно точно описывающая условия испытаний. Кроме того, в этих работах достигнуто максимальное соответствие реальным условиям работы изоляции линий. Правда, исследования [Л. 8 и 14] выполнены в зале, что неизбежно связано с влиянием стен и потолка, однако при достаточно больших размерах металлоконструкций опоры это влияние не столь существенно. Кроме того, в [Л. 8, 14 и 15] исследования выполнены при изменении длины фронта импульсов в широких пределах, вплоть до 800—1000 мкс (рис. 4). Эти исследования подтвердили наличие существенной зависимости 50%-ных разрядных напряжений и коэффициентов вариации $\sigma^* = \sigma/U_{50\%}$ от длины фронта импульсов. При этом разность $U_{50\%} - 3\sigma$ сохраняется практически неизменной при изменении длины фронта импульса от величины $\tau_{кр}$ в большую сторону [Л. 8].

Эти исследования имеют большое значение, так как накапливаемые данные о формах коммутационных перенапряжений на линиях электропередачи

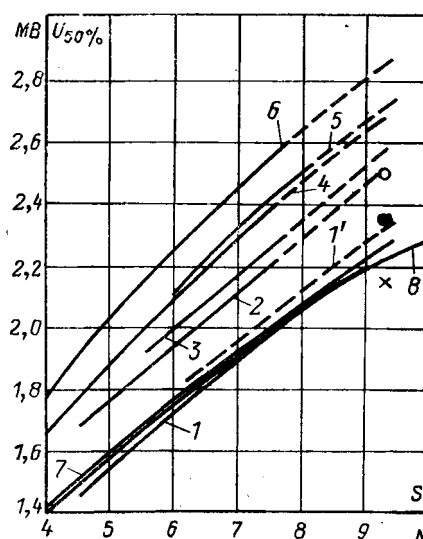


Рис. 3. Зависимости 50%-ных разрядных напряжений воздушных промежутков от длины промежутка: 1—4, ●, × — провод в окне опоры; 5, 6, ○ — крайняя фаза; 7, 8 — «провод — земля».

1 — $\tau_f = \tau_{кр}$; 2 — $\tau_f = 800\text{—}900$ мкс, $B = 3$ м [Л. 14]; 3, 5 — $\tau_f = 3000$ мкс, $B = 3$ м; 4, 6 — $\tau_f = 3000$ мкс, $B = 1$ м [Л. 13]; 7 — $\tau_f = 4500$ мкс [Л. 11]; 8 — $\tau_f = 350$ мкс [Л. 12]; ●, ○ — $\tau_f = 1000$ мкс, $B = 5$ м [Л. 15]; × — $\tau_f = \tau_{кр}$, $B = 5$ м [Л. 15].

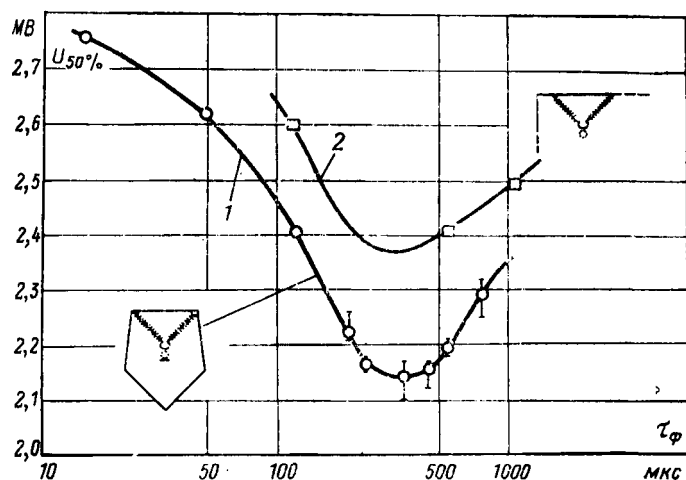


Рис. 4. Зависимости 50%-ных разрядных напряжений воздушных промежутков длиной 9,3 м на опоре ($B=5$ м) от длины фронта импульса: 1 — провод в окне опоры; 2 — крайняя фаза [Л. 15].

сверхвысокого напряжения показывают, что длины фронтов менее 1000 мкс чрезвычайно редки. С другой стороны, большинство отечественных исследований линейной изоляции выполнено при длинах фронтов 3000 мкс, соответствующих средним длинам фронтов коммутационных перенапряжений, зарегистрированных в сетях 500 кВ. Поэтому сравнение результатов испытаний при длинах фронтов около 1000 и 3000 мкс имеет большое практическое значение.

На рис. 3 сопоставлены результаты измерений при критической длине фронта, а также при длине фронта около 1000 мкс и 3000 мкс. Как видно, все данные расходятся весьма существенно. Даже при критической длине фронта данные [Л. 8 и 14] и [Л. 15] различны, причем данные [Л. 8 и 14] для провода в окне опоры совпадают с данными для промежутка провод — земля [Л. 12], а данные [Л. 15] оказываются еще ниже.

Это же соотношение данных [Л. 14 и 15] наблюдается и при длине фронта около 1000 мкс, а данные [Л. 13] значительно выше.

Следует учесть, однако, различие конструкции макетов опор, использованных в [Л. 13—15]. В ЛПИ использовался макет опоры с шириной грани стойки на уровне провода $B=1$ и 3 м. В IREQ [Л. 8 и 14] это значение $B=3$ м, а в GERL [Л. 15] $B=5$ м. Это вызвано практикой проектирования воздушных линий в СССР и за рубежом. В СССР для ВЛ сверхвысокого напряжения применяются, как правило, опоры на оттяжках с малой шириной металлоконструкций. В Канаде и в Англии применяются свободно стоящие опоры с большой шириной металлоконструкций. В [Л. 13] была отмечена заметная зависимость $U_{50\%}$ от размеров металлоконструкций опоры, определяемая усилением поля вблизи провода при увеличении поверхности опоры. Эта зависимость при $B=1$ и $B=3$ м хорошо продолжается данными [Л. 15] при $B=5$ м (рис. 5) как для средней фазы (провод в окне опоры), так и для крайней фазы.

Сравнение данных [Л. 13 и 14] для промежутка провод в окне опоры при $B=3$ м показывает, что они очень близки. Однако данные [Л. 14] все-таки несколько ниже. Это различие может быть отнесено за счет того, что максимальные значения τ_{ϕ} в [Л. 14] заметно меньше 1000 мкс, а по данным рис. 4 повышение разрядных напряжений продолжается вплоть до $\tau_{\phi}=1000$ мкс. Следует учесть также и различие макетов проводов. По данным [Л. 5] при увеличении радиуса расщепления проводов разрядные напряжения увеличиваются. Исследования в IREQ выполнены применительно к ВЛ 750 кВ с четырьмя проводами в фазе при расстоянии 40 см между соседними проводами. В ЛПИ [Л. 13] исследования выполнены применительно к ВЛ 1200 кВ с восемью проводами в фазе с радиусом расщепления $r_p=60$ см. Поэтому для приведения данных IREQ к условиям ВЛ 1200 кВ необходимо сместить кривую 2 рис. 3 на 40 см в сторону меньших расстояний, так как по данным [Л. 5] при $S>5$ м электрическая прочность промежутков на опоре определяется расстоянием от оси симметрии провода до стойки опоры. После такого смещения кривые ЛПИ и IREQ (кривые 2 и 3) полностью сливаются, что позволяет сделать вывод о соответствии данных IREQ зависимости $U_{50\%}=f(B)$ рис. 5. Данные GERL приводят к другой конструкции провода не следует, так как они выполнены применительно к ВЛ 1300 кВ с восемью проводами в фазе.

Совмещение всех данных на единой зависимости $U_{50\%}=f(B)$, продолжающей эту зависимость по данным ЛПИ, свидетельствует о том, что различие 50%-ных разрядных напряжений при заданной ширине B и изменении длины фронта импульса в пределах 1000—3000 мкс незначительно. Поэтому уменьшение длины фронта испытательного импульса напряжения от принятой в настоящее время в СССР для

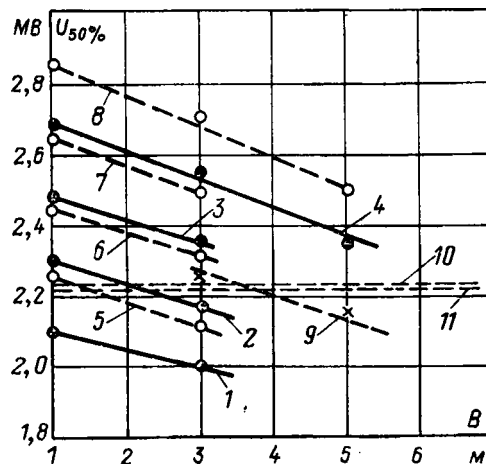


Рис. 5. Зависимости 50%-ных разрядных напряжений воздушных промежутков на опоре от ширины стойки опоры: 1—4, 9 — средняя фаза; 5—8 — крайняя фаза; 10 — 50%-ное разрядное напряжение промежутка «провод — земля» длиной 9,3 м [Л. 11]; 11 — то же по данным [Л. 12].
1, 8 — $\tau_{\phi}=1000-3000$ мкс; 9 — $\tau_{\phi}=\tau_{кр}$; 1, 5 — $S=6$ м; 2, 6 — 7 м; 3, 7 — 8 м; 4, 8, 9 — 9,3 м. При $B=1$ м — данные [Л. 13], $B=3$ м — [Л. 13 и 14], $B=5$ м — [Л. 15].

линейной изоляции до 1000 мкс нецелесообразно, тем более, чем последняя чрезвычайно трудно воспроизводится как с помощью испытательных трансформаторов, так и с помощью генераторов импульсных напряжений. Этот вывод соответствует выполненному выше совместному анализу статистических характеристик перенапряжений и электрической прочности изоляции.

Таким образом, снижение разрядных напряжений при увеличении ширины стойки на уровне проводов является общей закономерностью независимо от длины фронта испытательного импульса и положения провода по отношению к опоре (крайняя фаза, средняя фаза). Для удобства использования экспериментальных данных, полученных при различной ширине металлоконструкций опор, может быть рекомендована следующая формула приведения разрядных напряжений:

$$U_{50\%}(B) = U_{50\%}(1) B^{-B/60}, \quad (4)$$

где $U_{50\%}(B)$ — 50%-ное разрядное напряжение при произвольной ширине B ; $U_{50\%}(1)$ — 50%-ное разрядное напряжение при $B = 1$ м.

Для сравнения на рис. 5 приведены 50%-ные разрядные напряжения для промежутка провод — земля длиной 9,3 м по данным [Л. 11 и 12]. Как видно, при $t_{\phi} = 1000 - 3000$ мкс 50%-ные разрядные напряжения промежутка провод в окне опоры (кривая 4) постепенно приближаются к разрядным напряжениям промежутка провод — земля. При критическом фронте (кривая 9) уже при $B = 4$ м 50%-ные разрядные напряжения промежутков на опоре и между проводом и землей совпадают. Это обстоятельство, по-видимому, определяется завышенной величиной $U_{50\%}$ промежутка провод — земля при $t_{\phi} = 350$ мкс, обусловленной ошибочным макетированием конструкции расщепленного провода в [Л. 12], поскольку макет расщепленного провода подвешивается к тросу при максимальном расстоянии между проводом и тросом 6 м.

Сближение 50%-ных разрядных напряжений промежутков на опоре и промежутка провод — земля при большой ширине металлоконструкций опоры должно иметь следствием уменьшение влияния

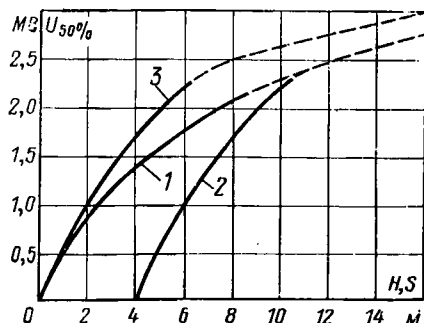


Рис. 6. Зависимости 50%-ных разрядных напряжений воздушных промежутков «провод — земля» (1) и «провод — транспорт» (2, 3) от высоты провода над землей (1, 2) и от длины промежутка «провод — транспорт» (3).

высоты макета опоры (высоты провода над землей на макете опоры) при исследованиях электрической прочности воздушных промежутков на опоре. Тем не менее и при большой ширине металлоконструкций необходимо иметь в виду, что электрическая прочность промежутков на опоре не может быть больше, чем промежутка провод — земля при соответствующем расположении провода относительно земли. Как показано в [Л. 5], без учета этого обстоятельства может быть получена искаженная зависимость разрядных напряжений воздушных промежутков на опоре от их длины.

Следует обратить внимание на одну неточность, допущенную при обсуждении результатов испытаний [Л. 11]. Зависимость 50%-ного разрядного напряжения от длины промежутка провод — транспорт была экстраполирована безотносительно к величине разрядных напряжений промежутков провод — земля. В то же время разрядные напряжения промежутка провод — транспорт не могут быть больше, чем промежутка провод — земля, длина которого равна сумме высоты транспорта и длины промежутка провод — транспорт. На рис. 6 приведены соответствующие данные, экстраполированные до более высоких напряжений по методике [Л. 16]. Кривые 2 и 3 смещены одна относительно другой на высоту транспорта 4 м, принятую при исследованиях.

Разумеется, что после слияния кривых $U_{50\%} = f(H)$ для промежутков провод — земля и провод — транспорт коэффициент вариации для обоих промежутков также одинаков ($\sigma^* = 0,04$), так как при этом электрическая прочность системы провод — транспорт — земля определяется прочностью промежутка провод — земля.

Приведенные данные и соображения позволяют сделать вывод о необходимости весьма тщательно воспроизведения реальных условий работы воздушных промежутков изоляционных конструкций электропередач.

Одним из факторов, не учитывавшихся до настоящего времени при выборе изоляционных промежутков на подстанциях, является влияние третьей фазы на электрическую прочность изоляционных систем. Как показали выполненные исследования [Л. 17] наличие третьей фазы и напряжения на ней приводит к снижению электрической прочности изоляционной системы в целом. В связи с этим представляют интерес статистические характеристики перенапряжений на подстанциях на всех трех фазах. Оценка этих характеристик производилась по результатам автоматической регистрации перенапряжений.

Исходные данные были получены из осциллограмм трехлучевого осциллографа автоматического регистратора перенапряжений ЛПИ на подстанции 500 кВ [Л. 6]. Было расшифровано 137 трехфазных комплектов осциллограмм. При расшифровке проверялись равенство скорости развертки лучей, совпадение начала развертки лучей и при необходимости вводилась коррекция по времени совмещенных мгновенных значений фазных напряжений.

По осциллограммам отыскивалось значение наибольшего фазового перенапряжения. Соответ-

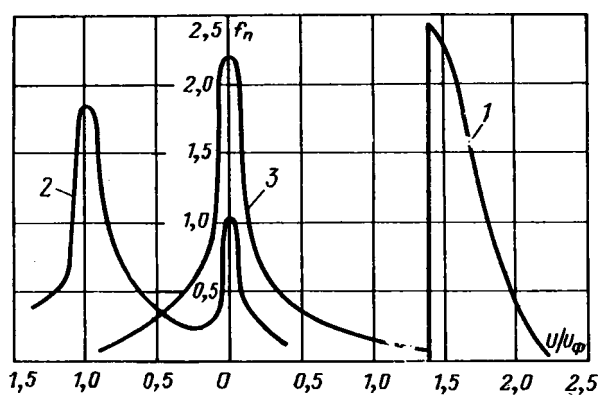


Рис. 7. Плотности распределения относительных величин напряжений по фазам ошиновки подстанций 500 кВ при коммутационных перенапряжениях: 1 — первая фаза; 2 — вторая фаза; 3 — третья фаза. В качестве базисной величины напряжения принята амплитуда рабочего фазового напряжения.

ствующей фазе приписывался индекс «1». Дальнейшей обработке подвергались только те осциллограммы, на которых это перенапряжение превышало $1,4 U_{\phi}$, поскольку для оценки надежности работы изоляционной системы меньшие величины перенапряжений значения не имеют (при них не может произойти нарушение электрической прочности при современных уровнях изоляции). Для момента максимума перенапряжений на фазе 1 определялись мгновенные значения напряжения на соседних фазах. Индекс «2» приписывался фазе, которой соответствовало большее значение междуфазного перенапряжения по отношению к фазе 1, т. е.

$$U_1 - U_2 > U_1 - U_3. \quad (6)$$

Для увеличения объема выборки полярность всех перенапряжений фазы 1 считалась положительной, полярность напряжения на соседних фазах рассматривалась относительно фазы 1.

Принятый способ группировки мгновенных значений напряжений исходит из следующих предположений: число перенапряжений положительной и отрицательной полярности приблизительно одинаково; максимальное перенапряжение с равной вероятностью может возникнуть на любой фазе (номер 1 может с равной вероятностью оказаться на любой из трех фаз); наибольшее напряжение относительно провода 1 может с равной вероятностью иметь место на любой из двух других фаз.

Результаты обработки осциллограмм представлены на рис. 7 в виде графиков плотностей распределения случайных значений наибольших амплитуд перенапряжений U_1 и соответствующих мгновенных значений напряжения на соседних фазах U_2 и U_3 . Как видно, наиболее вероятное значение напряжения $U_2 = -U_{\phi m}$, где $U_{\phi m}$ — амплитуда наибольшего рабочего фазового напряжения, тогда как наиболее вероятное значение $U_3 = 0$.

Плотность распределения напряжения U_3 симметрична относительно наиболее вероятного значения, напряжения U_2 — несимметрична. Второй максимум кривой плотности распределения напряжения U_2 вблизи нуля на рис. 7 определяется некоторым количеством перенапряжений, зарегистрированных при однофазных коротких замыканиях в сети 500 кВ, тогда как основная масса перенапря-

жений получена при коммутациях отходящих линий.

Большая вероятность появления относительных значений напряжения U_2 и U_3 в диапазоне от $-U_{\phi}$ до $-0,5 U_{\phi}$ с учетом экспериментальных данных о влиянии напряжения на соседних фазах на разрядные характеристики изоляции свидетельствует о необходимости тщательного изучения условий работы изоляции в трехфазных системах, в частности, о неправомочности принятой методики выбора изоляции без учета влияния третьей фазы. С другой стороны, наличие большого общего диапазона изменения случайных величин U_2 и U_3 при учете неравенства (6), принятого при обработке осциллограмм, свидетельствует о наличии корреляционной связи между ними, которая описывается уравнением $U_3/U_{\phi} = 0,23 U_2/U_{\phi} + 0,3$.

Эмпирический коэффициент корреляции [Л. 18] $r_{U_2, U_3} = 0,74$. Корреляционная связь между среднеквадратичным отклонением $\sigma_{U_3/U_{\phi}}$ и напряжением U_2 слаба. Средняя величина $\sigma_{U_3/U_{\phi}}$ в диапазоне изменения U_2 от $-1,2 U_{\phi}$ до $+0,5 U_{\phi}$ равна 0,4.

Выводы. 1. Испытания изоляции линий и подстанций сверхвысокого напряжения целесообразно производить импульсами с длиной фронта 2000—4000 мкс. При испытаниях импульсами с более короткими фронтами 250—500 мкс испытательные напряжения должны быть снижены на 15% по сравнению с уровнем, установленным применительно к основной массе перенапряжений.

2. При разработке методики испытаний междуфазовой изоляции необходимо учитывать напряжения на третьей фазе.

3. Опоры на оттяжках для ВЛ УВН имеют преимущество перед свободностоящими широкобазными опорами, поскольку они обеспечивают возможность существенного уменьшения изоляционных расстояний. Для уменьшения изоляционных расстояний на опорах ВЛ УВН целесообразно использовать опоры с возможно меньшими поперечными размерами металлоконструкций.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Barnes H. C., Winters D. E. UHV transmission design requirements-switching surge flashover characteristics of extra long air gaps. — «IEEE Transaction», PAS-90, 1971, № 4, p. 1579—1589.
2. UHV a. c. transmission line design based on project UHV test results. — «CIGRE», 1972, Rep. 31-12. Aut.: G. J. Balderston, J. M. Schomberger, G. W. Juette, L. E. Zaffanella.
3. Кузнецова Л. Е., Тиходеев Н. Н. Воздушная изоляция для линий сверхвысокого напряжения. — «Электричество», 1972, № 10.
4. Schneider H. M., Turner F. J. Switching-surge flashover characteristics of long sphere-plane gaps of UHV station design. — «IEEE Transaction», PAS-94, 1975, № 2, p. 551—559.
5. Александров Г. Н., Редков В. П. Исследование электрической прочности изоляции линий сверхвысокого напряжения. — «Электричество», 1974, № 5, с. 38—44.
6. Половой И. Ф., Михайлов Ю. А., Халилов Ф. Х. Перенапряжения на электрооборудовании высокого и сверхвысокого напряжения. Л., «Энергия», 1975, 255 с.
7. Половой И. Ф., Халилов Ф. Х. Длина фронта волн внутренних перенапряжений на линиях 500 кВ. — «Электрические станции», 1970, № 10, с. 58—62.
8. Menemenlis C., Harbec G. Coefficient of variation of the positive impulse breakdown of long air gaps. — «IEEE Transaction», PAS-93, 1973, № 3, p. 916—921.

9. Александров Г. Н., Иванов В. Л. Зависимость электрической прочности длинных воздушных промежутков от частоты колебательного напряжения. — «Электричество», 1964, № 6.

10. Александров Г. Н., Иванов В. Л., Кизеветтер В. Е. Электрическая прочность наружной высоковольтной изоляции. Л., «Энергия», 1969. 239 с.

11. Александров Г. Н., Иванов В. Л., Редков В. П. Электрическая прочность промежутка между проводом линии сверхвысокого напряжения и землей при коммутационных перенапряжениях. — «Электричество», 1965, № 4, с. 20—24.

12. Kachler A. J., Laforest J. J., Zaffanella L. E. Switching surge flashover of UHV transmission line insulation. — «IEEE Transaction», PAS-90, 1971, № 4, p. 1604—1611.

13. Александров Г. Н., Лысков Ю. И., Редков В. П. Электрическая прочность воздушного промежутка между проводом

и опорой при коммутационных перенапряжениях. — «Электричество», 1972, № 5, с. 20—24.

14. Menemelis C., Harbec G. Switching impulse breakdown of EHV transmission towers. — «IEEE Transaction», PAS-93, 1974, p. 255—263.

15. Oakeshott D. F., Willington N. W. Impulse performance of a tower for transmission. — «Proc. IEE», 1974, vol. 121, № 3.

16. Александров Г. Н. Особенности развития разряда в длинных воздушных промежутках изоляционных конструкций. — «Электричество», 1975, № 8.

17. Александров Г. Н., Герасимов Ю. А. Об исследованиях электрической прочности трехфазных изоляционных систем. — «Электричество», 1976, № 6.

18. Шторм Р. Теория вероятности. Математическая статистика. Статистический контроль качества. М., «Мир», 1970. [9.10.1975]



УДК [621.315.1+621.311.4.002.5].027.8.014.2.015.38

Форма коммутационных импульсов, воздействующих на изоляцию оборудования и линий сверхвысокого напряжения

Кандидаты техн. наук БЕЛЯКОВ Н. Н., РАШКЕС В. С., инженеры ХОЕЦИАН К. В., ШЛЕЙФМАН М. Б.
ВНИИЭ

Габариты изоляции электропередач СВН определяются, в первую очередь, допускаемой кратностью внутренних перенапряжений, однако они зависят также от формы коммутационного импульса, принимаемой за расчетную. Поэтому при нормировании методов испытания изоляции электрооборудования 750 кВ и выше и выборе изоляционных промежутков для электропередач этих классов напряжения важно обоснованно выбрать форму испытательных коммутационных импульсов.

Выбор формы такого импульса, в особенности длины его фронта, дискутировался в [Л. 1—5]. Суммируя имеющиеся публикации, можно выделить две основных точки зрения.

В [Л. 1 и 3] рекомендуется испытывать изоляцию СВН стандартизированными МЭК импульсами 250/2500 мкс либо иными импульсами с относительно коротким фронтом (около 500 мкс) с целью получить минимальное разрядное напряжение на исследуемом промежутке. Такой подход, принятый также за рубежом [Л. 6], обеспечивает высокую надежность работы изоляции при любых возможных в эксплуатации формах коммутационного импульса.

Сторонники второй точки зрения, ссылаясь на результаты автоматической регистрации внутренних перенапряжений в сетях 500 кВ [Л. 5], полагают столь короткие фронты нехарактерными для электропередач СВН и используют импульсы с очень длинными фронтами (до 5000 мкс), при которых электрическая прочность внешней изоляции электропередач 1000—1200 кВ на 5—15% выше [Л. 2, 4 и 7]. Выбор таких испытательных импульсов требует уверенности в том, что в эксплуатационных условиях практически отсутствуют более неблагоприятные для изоляции коммутационные воздействия.

Для правильного выбора испытательного импульса необходимо, во-первых, установить, какие формы коммутационных импульсов возникают в электропередачах СВН; во-вторых, подробно изучить изоляционные характеристики линий и аппаратов СВН во всем диапазоне времен, характерном для этих коммутационных импульсов. Принятый в результате такого исследования испытательный импульс не обязательно должен быть наиболее неблагоприятным для изоляции, но в этом случае должны быть учтены возможные в эксплуатации более неблагоприятные воздействия на изоляцию в виде соответствующей поправки к величине нормируемого испытательного напряжения.

Определение длины фронта коммутационного импульса. В настоящее время не существует стандартизированного метода определения длины фронта многообразных по форме коммутационных импульсов. Наряду с указанием времени нарастания импульса от нуля (ближайшего перехода через нуль) до амплитудного значения (T), определением длины фронта по рекомендациям МЭК для грозового импульса (τ_f), применяется также оценка эквивалентной длины фронта по крутизне импульса в области его амплитуды ($\tau_{фв}$). В последнем случае используется полукосинусоида, спрямляющая прямая [Л. 5] или касательная [Л. 8], проводимые по верхней части кривой импульса (в области последних 15—40% ее амплитуды).

Все эти методы дают близкие значения длины фронта импульса, если последний имеет синусоидальную или биэкспоненциальную форму. В таких случаях для определения длины фронта импульса с достаточной для практических целей точностью можно использовать любой из перечисленных ме-

При сложной форме импульса крутизна нарастания напряжения в разных частях кривой перенапряжения может быть различна, и тогда значения T , τ_{ϕ} и $\tau_{\phi,э}$ расходятся в несколько раз. Поэтому в статье наряду с вычислением времени нарастания импульса T оценивалась длина его фронта по определению МЭК τ_{ϕ} или — в случае сложной многовершинной формы — эквивалентная длина фронта по спрямлению верхней (от 60—80 до 100% амплитуды) части кривой $\tau_{\phi,э}$. Примеры определения T , τ_{ϕ} и $\tau_{\phi,э}$ по форме импульса даны в [Л. 9].

Расчетные коммутации для изоляции линий и их повторяемость. Основными причинами воздействия коммутационных импульсов на изоляцию линий СВН являются:

включения линий, кратность перенапряжений при которых достигает при отсутствии специальных защитных мер 1,9—2,1. Повторяемость включений составляет 5—10 на линию в год;

ТАПВ линии, кратность перенапряжений при которых достигает при отсутствии защитных мер 2,9—3,3. На линиях 750 кВ и выше этот вид перенапряжений ограничивается системой защиты до уровня наблюдаемых при включении с помощью демпфирующих сопротивлений в цепях шунтирующих реакторов (в этом случае АПВ сводится к простому включению) либо синхронизированным ТАПВ. На линиях, оборудованных устройствами ОАПВ, повторяемость ТАПВ по опыту эксплуатации сетей 500 кВ не превысит 0,2—0,4 на линию в год;

односторонние трехфазные разрывы передачи в процессе отключения несимметричного короткого замыкания, повторяемость которых близка к повторяемости ТАПВ, а кратность перенапряжений при отсутствии защитных мер может достигать 2,4—2,7.

Коммутационные импульсы, возникающие при включениях линии. На кривую переходного процесса при включении линии сильно влияют:

длина коммутируемой линии, определяющая совместно с реактансом питающей сети первую собственную частоту колебаний схемы. При длине участка линии СВН, равной 100—300 км, максимум перенапряжения возникает на первом полупериоде колебаний; при длине 300—500 км — на втором полупериоде. Степень поперечной компенсации емкости линии шунтирующими реакторами сравнительно мало сказывается на частоте свободных колебаний схемы и форме переходного процесса;

конфигурация питающей сети и в особенности число отходящих линий на питающих шинах. Этот фактор определяет высшие собственные частоты колебаний включенной схемы. Практикуемое обычно замещение питающей сети эквивалентным реактансом не во всех случаях является удовлетворительным. Влияние конфигурации питающей сети выявлено, в частности, в испытаниях на опытно-промышленной электропередаче 750 кВ. Поэтому наряду с тупиковой подстанцией СВН, на которой коммутируемая линия питается от одного — двух автотрансформаторов, следует рассматривать также случай промежуточной подстанции, на которой во время коммутации к питающим шинам, помимо

автотрансформаторов, присоединены одна — три некоммутируемых линии СВН.

Влияние двух рассмотренных выше факторов на форму коммутационного импульса и длину его фронта при включении линий 1200 кВ выключателем без предвключаемых сопротивлений исследовалось с помощью ЦВМ. Расчет охватил около 250 вариантов, в которых длина коммутируемой линии изменялась от 100 до 500 км, число питающих автотрансформаторов — от одного до двух, число некоммутируемых линий на питающих шинах — от нуля до трех, а их длина — от 100 до 500 км. Расчеты вариантов выполнены частотным методом с удержанием трех первых собственных частот в однофазной схеме по параметрам, соответствующим включению первой фазы в трехфазной электропередаче. Ввиду малого коэффициента связи между фазами линии СВН (менее 10%) пренебрежение влиянием соседних фаз практически не изменяет формы кривой перенапряжения и его длины фронта. Испытания на линии 750 кВ Конаково — Москва подтвердили возможность пренебречь также влиянием короны на переходный процесс включения в диапазоне ударных коэффициентов перенапряжения 1,3—2,1 [Л. 10]. Контрольная сверка результатов расчета с осциллограммами включения линии 750 кВ Конаково — Москва, питающейся от автотрансформатора, и линии 330 кВ, питающейся от шин с двумя отходящими линиями, дала совпадение в длинах фронта в пределах 5%.

Коммутационные импульсы, возникающие при включении линии, оказалось возможным свести к четырем характерным формам [Л. 9]. Эти импульсы имеют униполярную или биполярную форму, а их эквивалентная длина фронта в зависимости от длины линии и схемы питающей сети лежит в диапазоне от 600 до 3500 мкс. Наименьшая длина фронта наблюдается на разомкнутом конце линии длиной 100—200 км (600—800 мкс.). Наибольшие длины фронта соответствуют схемам с питанием линии от трансформатора. Коммутационные импульсы при ТАПВ сходны с импульсами при включениях и имеют несколько меньшую длину фронта.

Зависимость длины фронта импульса от длины линии и схемы сети и существование сравнительно коротких фронтов подтверждается экспериментами в сетях энергосистем, где были зарегистрированы импульсы с длиной фронта от 200 до 3000 мкс [Л. 9].

Полученные результаты хорошо согласуются и с данными других исследований; зарегистрированные на линиях 345 кВ импульсы имели длину фронта от 100 до 3000 мкс [Л. 11]; по данным [Л. 12] длина фронта импульса при коммутации линии может составить 500—1500 мкс и даже меньше (весь диапазон возможных значений длин фронта оценен в 50—3500 мкс); по [Л. 13] длина фронта импульса при включении оценена в 300—1300 мкс.

Полученные результаты не противоречат и данным автоматической регистрации перенапряжений в сети 500 кВ [Л. 5]. Заметим попутно, что использование в измерительной цепи автоматических регистраторов трансформаторов напряжений и много-

жилых контрольных кабелей, а также сжатость временной развертки регистраторов приводят к невысокой точности определения амплитуды коммутационного импульса длины его фронта. Приводимые в [Л. 5] оценки точности регистрации представляются чрезмерно оптимистичными.

По данным [Л. 5] длины фронтов импульсов, зарегистрированные в основном при включении линий, составили для разомкнутого конца 500—4000 мкс. При этом на диапазон 500—1500 мкс приходится около половины всех регистраций, а для отдельных схем (с линиями на питающих шинах) — до 80%. В силу отмеченной выше зависимости длины фронта от длины линии и схемы питающей подстанции, результирующая статистика автоматической регистрации в значительной степени определяется спецификой выбранных для регистрации электропередач.

Коммутационные импульсы, возникающие при трехфазном отключении несимметричных коротких замыканий. Односторонний разрыв передачи в процессе трехфазного отключения несимметричного короткого замыкания сопровождается переходным процессом в том же самом контуре, что и включение линии. Поэтому различие в длинах фронтов импульса обуславливается только разными начальными условиями этих переходных процессов.

Из-за сложности осуществления в сетях экспериментов со сбросом мощности, особенно при больших ее перетоках, этот вид перенапряжений почти не исследован в сетевых испытаниях, и оценки формы коммутационных импульсов могут базироваться только на результатах расчетов. Расчеты, выполненные применительно к линиям 750 кВ, показали, что наличие на питающих шинах отходящих линий сравнительно мало сказывается на форме и длине фронта этих импульсов; последние оказываются в диапазоне 2500—3500 мкс.

Связь длины фронта с кратностью перенапряжения и вероятностью разной длины фронта. Исходным для отказа от коротких испытательных импульсов для линейной изоляции в [Л. 2, 4 и 7] служит утверждение [Л. 5] о наличии корреляционной связи между амплитудой и длиной фронта коммутационного импульса, хотя коэффициент корреляции невелик ($r=0,19-0,35$). Анализ данных [Л. 5] обнаруживает значительные незакономерные колебания условной средней кратности перенапряжения $\bar{K}$ по выбранным интервалам длины фронта импульса τ_{ϕ} . Например, для линий без реакторов при $\tau_{\phi}=500-1000$ мкс $\bar{K}=1,6$, при $\tau_{\phi}=1000-1500$ мкс $\bar{K}=1,81$, при $\tau_{\phi}=1500-2000$, $2000-2500$ и $2500-3000$ мкс $\bar{K}=1,62-1,63$, при $\tau_{\phi}=3000-3500$ мкс $\bar{K}=1,55$, при $\tau_{\phi}=3500-4000$ мкс $\bar{K}=1,70$, при $\tau_{\phi}=4000-4500$ мкс $\bar{K}=1,77$. Аналогичным образом, при движении по интервалам кратности ($\bar{K}=1,2; 1,3; 1,4$ и т. д.) условная средняя длина фронта без видимой закономерности изменяется следующим образом: 2340, 1440, 1380, 1700, 1590, 1780, 1660, 1540, 1365, 909, 1240 и 1240 мкс. Такая картина свидетельствует об отсутствии систематического возрастания длины фронта импульса с ростом его амплитуды. Предлагаемые в [Л. 5] зависимость длины фронта τ_{ϕ} от кратности перенапряжения K и особенно параметры распределения

вероятностей K в разных диапазонах τ_{ϕ} являются поэтому совершенно необубедительными.

Для изучения возможной связи длин фронта и кратности перенапряжений были сопоставлены расчетные зависимости кратности перенапряжения и длины фронта импульса от угла включения линейного выключателя ψ (рис. 1).

Как известно, зависимости $K(\psi)$ различны для линий разной длины с различными источниками питания, т. е. для схем с разными собственными частотами. Зависимости $\tau_{\phi}(\psi)$ также различны для линий разной длины, причем имеют немонотонный разрывный характер. Последнее вызвано переходами максимумов перенапряжения с одной полу волны 50 Гц на другую при изменении угла включения.

По зависимостям $K(\psi)$ и $\tau_{\phi}(\psi)$ на рис. 1 построено поле точек $\tau_{\phi}(K)$. На рис. 2 аналогичное поле точек построено непосредственно по обработанным осциллограммам сетевых испытаний. Как следует из рис. 1 и 2, для каждой рассматриваемой электропередачи (и соответственно для сети СВН в целом) корреляция между K и τ_{ϕ} практически отсутствует: одной и той же кратности перенапряжения соответствуют длины фронта, различающиеся в 2—5 раз и к такому же изменению длины фронта приводит незначительное (на 5—10%) изменение кратности; пример такого соответствия показан пунктиром на рис. 1.

Результаты расчетов¹ и сетевых измерений позволяют приблизительно оценить вероятности возникновения различных длин фронта коммутационного импульса при включениях линии. Примем за относительную единицу минимальную для каждой данной электропередачи длину фронта, определяемую, как указывалось выше, длиной линии и схемой питающей сети. Тогда по данным рис. 1 и 2 находим, что для каждой конкретной линии длина фронта в относительных единицах не превысит 1,2 — в 5—35% случаев; 1,5 — в 10—65% и 2,0 — в 30—100%. Эти оценки удовлетворительно согласуются с данными [Л. 11].

Оценим возможное влияние принудительного ограничения внутренних перенапряжений на длину фронта коммутационных импульсов. При ограничении перенапряжений вентильным разрядником, как это принято в сетях 500 и 750 кВ, длина фронта сокращается приблизительно пропорционально отношению пробивного напряжения разрядника к амплитуде перенапряжения при отсутствии разрядника. При ограничении перенапряжений синхронным включением длины фронтов с учетом реального разброса углов включения окажутся в соответствии с рис. 1 и 2, лежащими в том же диапазоне, что и при обычном «неуправляемом» включении. Предвключаемое сопротивление в выключателе существенно сглаживает фронт кривой перенапряжения, доводя его до 3—4 мс, однако несинхронизированное закорачивание этого сопро-

¹ У выключателей СВН с большой скоростью смыкания контактов при включении углы включения распределены, как показывают испытания, приблизительно равномерно. Так же распределены углы включения в расчетах, результаты которых использованы на рис. 1.

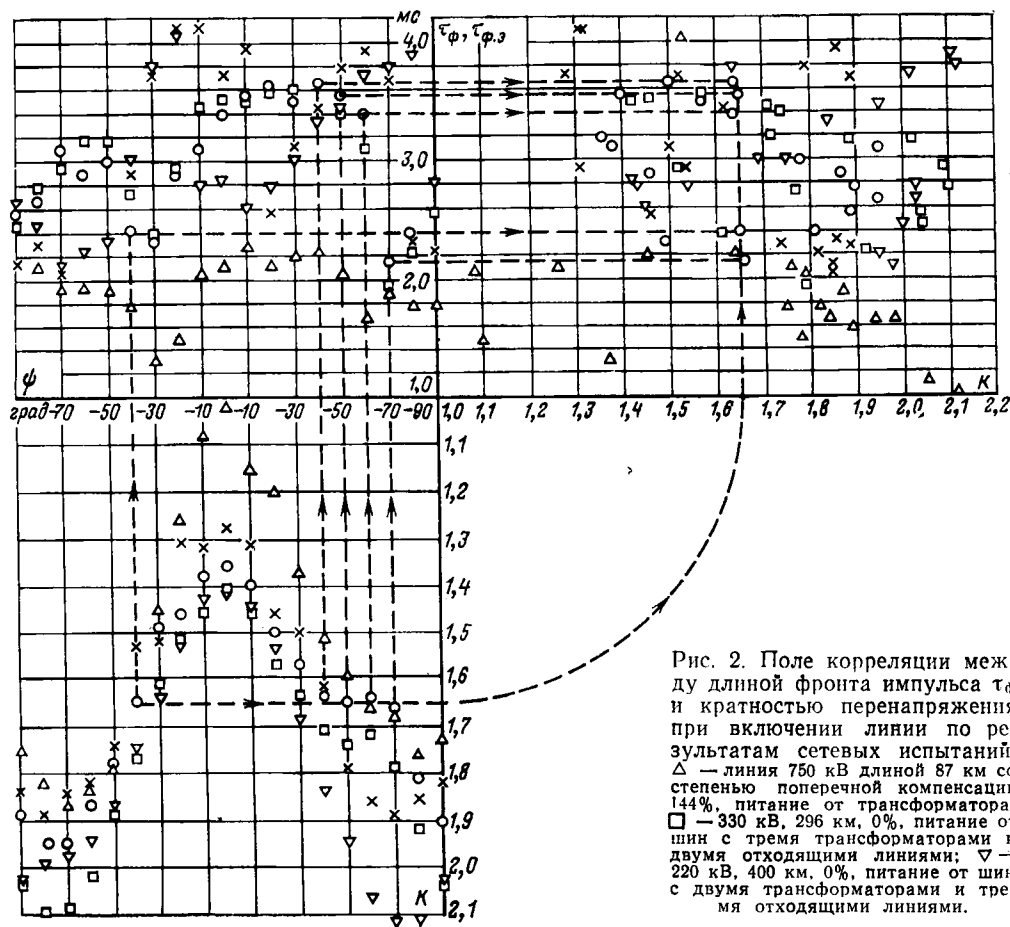


Рис. 1. Расчетные зависимости кратности перенапряжения K и длины фронта импульса τ_ϕ от угла включения ψ для линии 750 кВ, питающейся от автотрансформатора, и соответствующее им поле корреляции между τ_ϕ и K . Δ — линия длиной 100 км со степенью поперечной компенсации 120% (вынужденное напряжение 0,99); $\square$ — 350 км, 80%, 1,05; $\circ$ — 350 км, 100%, 1,0; ∇ — 500 км, 80%, 1,09; $\times$ — 500 км, 100%, 1,01.

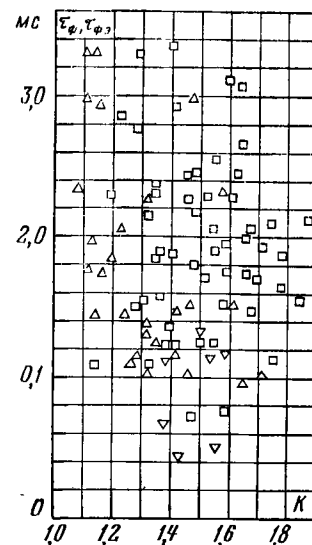


Рис. 2. Поле корреляции между длиной фронта импульса τ_ϕ и кратностью перенапряжения при включении линии по результатам сетевых испытаний. Δ — линия 750 кВ длиной 87 км со степенью поперечной компенсации 144%, питание от трансформатора; $\square$ — 330 кВ, 296 км, 0%, питание от шин с тремя трансформаторами и двумя отходящими линиями; ∇ — 220 кВ, 400 км, 0%, питание от шин с двумя трансформаторами и тремя отходящими линиями.

тивления главными контактами выключателя может приводить к наложению на сглаженную кривую всплесков напряжения с фронтом, характерным для включения линии выключателем без сопротивления.

Как следует из всего изложенного выше, изоляция линий СВН должна быть рассчитана на воздействие униполярных и биполярных коммутационных импульсов, длина фронта которых не коррелирована с кратностью перенапряжений и лежит в диапазоне от 600—4500 мкс. Поскольку с сокращением длины фронта электрическая прочность внешней изоляции снижается, при выборе линейной изоляции целесообразно исходить из эквивалентной длины фронта импульса, близкой к 1000 мкс.

В дискуссионном выступлении Г. Н. Александрова по [Л. 14] были предприняты попытка оценить длину фронта испытательного импульса, эквивалентного зарегистрированным в эксплуатации в предположении независимости K и τ_ϕ . По этой оценке эквивалентная длина фронта составляет 500—1500 мкс, что близко к приведенным выше рекомендациям.

Расчетные коммутации для подстанционной изоляции и их повторяемость. Помимо рассмотренных выше перенапряжений, характерных для питающего конца линии, подстанционная изоляция подвергается частому воздействию перенапряжений, вызванных коммутированием электрооборудова-

вания. Основные причины таких воздействий в сетях СВН:

включения трансформатора, кратность перенапряжений при которых достигает 1,75—1,9, а средняя повторяемость составляет 6—10 на трансформатор в год;

отключения шунтирующего реактора, кратность перенапряжений, при которых достигает при отсутствии специальных мер защиты 2,7—3,2, а повторяемость может быть около ста на реактор за год.

Перенапряжения, возникающие при отключениях трансформаторов СВН, малы и могут не приниматься во внимание. В применяемых схемах подстанций СВН воздействию рассматриваемых перенапряжений подвергается изоляция силовых трансформаторов, шунтирующих реакторов, разрядников, выключателей, разъединителей, шинных опор и их ошиновки, а в некоторых схемах также шин и трансформаторов тока и напряжения, т. е. практически все виды подстанционной изоляции.

Коммутационные импульсы, возникающие при включениях трансформатора и отключениях шунтирующего реактора. Эти импульсы имеют форму затухающих синусоидальных колебаний, наложенных на составляющую 50 Гц с амплитудой кратностью 0,5—1,0. Диапазон частот этих колебаний в соответствии с данными сетевых измерений составляет 0,6—6 кГц, что соответствует длинам фронта импульса примерно 40—450 мкс и захватывает

область минимумов вольт-секундных характеристик внешней изоляции СВН, и приходящуюся для оборудования напряжением 500—1200 кВ на длины фронта 200—600 мкс.

Учитывая частые коммутационные воздействия с наиболее опасными длинами фронта, подстанционную изоляцию СВН следует выбирать по минимуму ее вольт-секундной характеристики, как это предложено в [Л. 3]. Соответственно в СССР для испытания внешней изоляции нормированы импульсы с фронтом 250 мкс — для оборудования 750 кВ и 500 мкс — для оборудования 1150 кВ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сапожников А. В. Уровни изоляции электрооборудования на напряжение 750 кВ переменного тока. — «Электричество», 1970, № 2.
2. Александров Г. Н., Афанасьев В. В., Иванов В. Л. Выступление в дискуссии. — «Электричество», 1971, № 8.
3. Акопян А. А., Сапожников А. В. Выступление в дискуссии. — «Электричество», 1971, № 8.
4. Кузнецова Л. Е., Тиходеев Н. Н. Воздушная изоляция для линий сверхвысокого напряжения. — «Электричество», 1972, № 10.
5. Половой И. Ф., Халилов Ф. Х. Длина фронта внутренних перенапряжений на линиях 500 кВ. — «Электрические станции», 1970, № 10.

6. Final report of the UHV ad-hoc group of CIGRE. — «Electra», 1972, № 24.

7. Электрическая прочность междофазных воздушных промежутков на подстанциях сверхвысокого напряжения при коммутационных перенапряжениях. — «Электричество», 1972, № 10. Авт.: Г. Н. Александров, Д. Е. Герасимов, В. П. Редков, Ю. И. Лысков.

8. Menemenlis C., McGillis D. Switching impulse breakdown of air gaps with application to the design of EHV/UHV external insulation. CIGRE, 1974, rep. 33-08.

9. Switching impulse shape and dielectric strength of external EHV/UHV insulation. CIGRE, 1976, rep. 33-02. Авт.: E. M. Bazelian, N. N. Beliaikov, M. V. Burmistrov e. a.

10. Исследование внутренних перенапряжений при работе оборудования опытно-промышленной электропередачи 750 кВ. — «Электричество», 1970, № 1. Авт.: П. П. Беляков, О. В. Волкова, В. С. Рашкес, В. П. Фотин.

11. McElroy A., Charkow J. Probability aspects of transmission systems switching surge reliability. — «IEEE Trans. PAS», 1976, vol. 86, № 8.

12. Kuhn H. D., Rogalsky J. Schaltspannungen in Höchstspannungsnetzen. — «ETZ — A», 1968, № 21.

13. Hauspurg A., Caleca V., Schlomann R. H. 765-kV transmission line insulation-testing programm. — «IEEE Trans. PAS», 1969, vol. 88, № 9.

14. Menemenlis C., Harbeck C. Coefficient of variation of the positive-impulse breakdown of long air-gaps. — «IEEE Trans. PAS», 1974, vol. 93, № 3.

[14.4.1975]



УДК 621.317-62.001.33

О классификационной группе физических явлений, используемых для разработки устройств автоматики с фиксированными параметрами

Канд. техн. наук ДАДУНАШВИЛИ А. С.

Кутаиси

Современным наиболее прогрессивным направлением при создании элементов автоматики является использование физических явлений, происходящих на микроуровнях твердого тела. Особенно благоприятные условия в этом направлении создаются теперь, когда успехи в области физики и химии позволяют получать материалы, обладающие заранее заданными свойствами.

Ряд явлений, на базе которых созданы полупроводниковые приборы, интегральные схемы, квантовые генераторы, различные измерительные преобразователи и прочие устройства, уже сейчас определили направления работ в области автоматизации самых разнообразных процессов.

Классификационные схемы, предложенные различными авторами (например [Л. 1 и 2]), имели важное значение на определенном этапе, однако, ими не учтен ряд физических эффектов, используемых в настоящее время для практических целей.

Приведем краткий обзор классификационных признаков, по которым обычно оценивают физические явления с точки зрения возможности их использования при создании новых элементов автоматики.

Прежде всего различают внешние и внутренние явления, которые соответственно проявляются или только в виде внешних пространственных перемещений, или производят внутренние изменения

структуры и физических свойств этого тела. В зависимости от направленности входных воздействий существуют параллельные и перпендикулярные эффекты, а по взаимному расположению входного и выходного сигналов — продольные, если эти сигналы параллельны, и поперечные, если они перпендикулярны.

В зависимости от традиционных разделов физики, к которым относятся явления, их можно разделить на механические, тепловые, электрические, магнитные, оптические и др. Но такая примитивная классификация уже никоим образом не может охватить всего многообразия открываемых явлений. Позднее стали описывать ординарные явления, возникающие в результате воздействия только одного вида энергии, двойные и прочие в зависимости от числа воздействующих внешних факторов, необходимых для получения выходного сигнала. Таким образом, появляются классификационные группы явлений с составными названиями. Например, гальваномагнитные, фотопьезоэлектрические, фототермомагнитные и др.

Открытие новых явлений и их исследования показали, что эти явления не укладывались в принятую классификацию, поэтому для систематизации явлений образуют классификационные группы, в которых объединяют эффекты с некоторым общим показателем: резонансные, низкотемпературные, спектральные и др.

Отметим также, что невозможно классифицировать физические явления в изолированные группы. Большинство эффектов с одинаковым основанием могут размещаться в нескольких группах. Поэтому, строго говоря, следует классифицировать группы эффектов, представляя их как некую разветвленную пространственную структуру, между ветвями которой имеются связи.

В результате анализа различных классификационных схем физических явлений, используемых для создания элементов автоматики, можно установить, что в самостоятельную классификационную группу не объединены явления, связанные со строго фиксированными параметрами (например точки изменения агрегатного состояния, точки фазовых переходов, точки обратимого электрического пробоя, точки критических температур и др.).

На основе этих явлений уже реализован ряд устройств автоматики. По нашему мнению, целесообразно ввести новую классификационную группу и назвать ее — эффекты фиксированных параметров.

Использование этих эффектов позволяет создавать элементы автоматики, которые не требуют наладки при изготовлении и регулирования в процессе работы.

В общей классификационной системе физических явлений в твердом теле принято их подразделять на три группы [Л. 1]:

эффекты, которые зависят от переноса электронов и дырок, а также те, которые тесно связаны с зонной структурой материалов;

эффекты, которые связаны главным образом с диэлектрическими свойствами материалов и кинетическими явлениями для частиц, отличных от электронов и дырок;

резонансные эффекты, т. е. эффекты, которые могут быть описаны скорее на основе дискретных уровней энергии, чем с помощью энергетических зон.

В соответствии с поставленной задачей следует расширить приведенную классификацию и выделить в отдельную группу явления, используя которые, можно разрабатывать упомянутые устройства автоматики с фиксированными параметрами.

Таким образом, получим четвертую группу эффектов, включающую явления в области особых точек с достаточно сильным взаимодействием между частицами, из которых состоит рассматриваемое тело и флуктуациями, обуславливающими возникновение критических точек, которые могут быть описаны в основном на базе теорий кооперативных явлений. К этой группе явлений прежде всего следует отнести эффекты вблизи особых точек следующих превращений:

изменения агрегатного состояния веществ;

фазовых переходов в ферромагнетиках, антиферромагнетиках, сегнетоэлектриках и антисегнетоэлектриках;

обратимого пробоя кремниевых стабилитронов; перехода в сверхпроводящее состояние.

В [Л. 3—6] были показаны характеристики изменения некоторых физических параметров в рассматриваемых особых точках. Анализ этих характеристик (например, [Л. 3], рис. 37; [Л. 4], фиг. 4,

с. 373; [Л. 5] фиг. 26 и 69; [Л. 6] рис. 3-5) свидетельствует о том, что изменения могут быть очень четкими и происходить скачком.

Подробный теоретический и экспериментальный материал по рассматриваемым аномальным явлениям излагается в [Л. 7—14]. Некоторые возможности использования эффектов фиксированных параметров в устройствах автоматики показаны в [Л. 15—23]. Медленное внедрение таких устройств объясняется тем, что не всегда находятся материалы с желаемыми параметрами. Так, например, в данное время большей частью ведется поиск и исследование таких материалов, у которых точка Кюри лежит за пределами рабочих температур и кроме того принимаются меры для «растяжки» точки фазового перехода путем применения специальных присадок. Ниже приводятся описания некоторых устройств автоматики с использованием эффектов фиксированных параметров.

Магнитное тепловое реле-датчик [Л. 19], приведенное на рис. 1, представляет собою трансформатор малых размеров с комбинированным сердечником, у которого стержень сердечника 1 изготавливается из ферромагнитного материала, точка Кюри которого лежит выше контролируемой температуры, а стержень 2 должен быть изготовлен из материала, точка Кюри которого совпадает с заданной контролируемой температурой. В зависимости от назначения реле стержень 2 должен быть ферромагнетиком, антиферромагнетиком или термомагнитным сплавом.

На стержне 1 помещается первичная обмотка 1', питаемая от источника переменного тока; на стержне 2 — вторичная обмотка 2', подключаемая к исполнительному органу непосредственно или через усилитель. Все реле помещается в контролируемую среду.

Устройство работает следующим образом: в случае достижения температурной среды заданного значения, равного точке Кюри материала стержня 2', магнитные свойства сердечника (стержня 2) скачкообразно меняются. Причем, если стержень 2 изготовлен из ферромагнитного материала, в обмотке 2 исчезает э. д. с., наоборот, если стержень 2 изготовлен из антиферромагнетика, то в обмотке 2' э. д. с. резко возрастает. Если же сердечник 2 изготовлен из термомагнитного сплава, то с изменением температуры в обмотке 2' э. д. с. будет плавно меняться.

Указанные изменения э. д. с. по известным схемам могут быть легко использованы для самых разнообразных целей (повторитель, инвертор или аналоговый преобразователь).

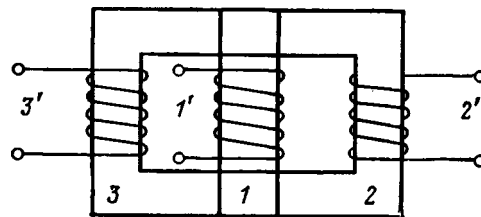


Рис. 1.

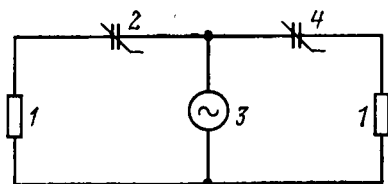


Рис. 2.

Стержень 1 сердечника, как об этом уже говорилось, делается из материала, в заданных пределах нечувствительного к изменениям температуры, что обеспечивает сохранение значения тока в первичной обмотке в допустимых (расчетных) пределах.

Если требуется реле, одновременно реализующее как функции повторителя, так и инвертора, то сердечник делается из трех стержней, как это показано на рис. 1, причем, если стержень 2 из ферромагнитного материала, то стержень 3 должен быть из антиферромагнетика с тем же значением точки Кюри — Нееля. В таком случае при исчезновении магнитного поля в стержне 2 и э. д. с. в обмотке 2', возникает магнитное поле в стержне 3 и, следовательно, э. д. с. в обмотке 3'. В таком исполнении сопротивление первичной цепи получается более стабильным.

Описанное тепловое реле имеет ряд преимуществ перед известными термочувствительными реле и измерительными преобразователями. К основным из этих преимуществ относятся:

отсутствие контактных систем, чем достигается практически неограниченный срок службы; реле не подвержено разрегулировке и, следовательно, абсолютно надежно и не требует обслуживания и ухода;

коэффициент возврата практически равен единице.

Мощность такого реле может меняться в широких пределах, и оно может воздействовать либо на исполнительный механизм, либо работать через усилитель. Обладает повышенной точностью срабатывания из-за четко выраженной релейной характеристики. Питание реле может осуществляться от сети переменного тока. Все перечисленные преимущества позволяют рекомендовать применение такого реле в схемах защиты, автоматики и измерений.

Диэлектрическое тепловое реле представляет сегнетоэлектрический конденсатор, соприкасающийся с телом, являющимся объектом контроля, и включенный последовательно с нагрузкой и источником переменного тока. Как только температура контролируемого тела превысит точку Кюри примененного сегнетоэлектрического конденсатора, значение тока в цепи резко уменьшится. Если вместо сегнетоэлектрического применить антисегнетоэлектрический чувствительный элемент, при достижении контролируемой средой температуры, превышающей точку Кюри данного антисегнетоэлектрика, ток в цепи наоборот увеличится.

Схема рис. 2 представляет комбинацию антисегнетоэлектрического и сегнетоэлектрического реле [Л. 20]. Такая комбинация позволяет осуществить как функцию инвертора, так и повторителя. Если

же точки Кюри элементов 2 и 4 одинаковы, то при превышении контролируемой средой температуры Кюри элемент 4 разрывает цепь, а элемент 2 замыкает, ток идет из одной цепи во вторую, что соответствует бесконтактной аналогии переключающих контактов электромеханических реле. Когда ставится задача регулирования температуры в определенном диапазоне, один элемент берется с уставкой нижнего предела, а второй — с уставкой верхнего предела температур.

Температурные вариации рассмотренных диэлектрических реле определяются подбором соответствующих сегнето- и антисегнетоэлектрических веществ.

Основными достоинствами диэлектрических тепловых реле являются:

большая механическая прочность и надежность, практически неограниченный срок службы и постоянная готовность к действию;

реле можно включать как по мостовым, так и дифференциальным схемам и контролировать весьма широкий диапазон как положительных, так и отрицательных температур;

реле дают возможность воспринимать как строго фиксированную температуру, так и определенный диапазон температур.

Все эти качества диэлектрических реле обеспечивают возможность их использования в устройствах автоматического контроля, сигнализации и управления тепловыми процессами; их температурные уставки строго фиксированы, и реле не требуют регулировки.

Явление обратимого пробоя при фиксированных напряжениях, имеющего место в некоторых полупроводниковых структурах, позволяет реализовать ряд устройств автоматики на весьма рациональных основах. К числу таких устройств следует отнести различные стабилизаторы, реле, усилители, генераторы, а также различные устройства измерений и защиты [Л. 21]. Для примера рассмотрим две схемы.

На рис. 3 приведена схема генератора импульсов [Л. 22], работающего следующим образом. Напряжение источника питания подается на делитель, состоящий из сопротивлений 1 и 2, и стабилизируется цепочкой кремниевых стабилитронов 3. Напряжение, снимаемое с сопротивления 2 делителя, надежно запирает триод 5 и, следовательно, триод 4. Стабилизированное опорное напряжение

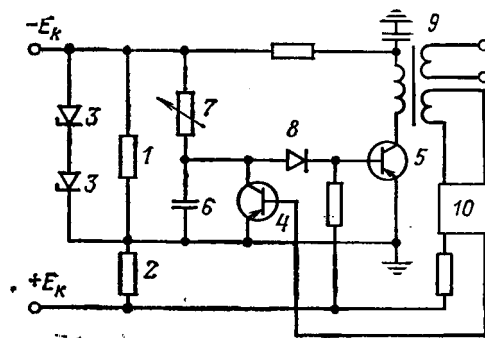


Рис. 3.

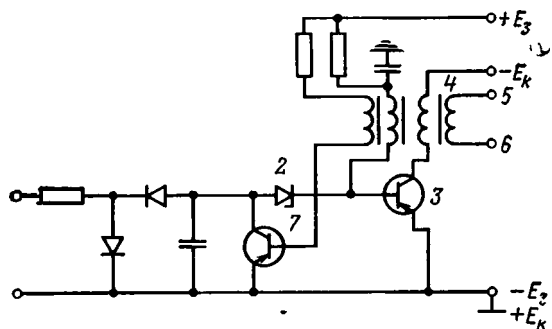


Рис. 4.

через сопротивление 7 заряжает конденсатор 6. После того, как напряжение на конденсаторе 6 достигнет значения пробоя кремниевых разделительного стабилитрона 8, триод 5 открывается и в обмотке импульсного трансформатора 9 возникает ток, образующий фронт, а затем плоскую часть импульса. Одновременно начинают возбуждаться импульсы и в остальных обмотках трансформатора 9 и через линию задержки 10 импульс подается на базу триода 4, который отпирается и шунтирует конденсатор 6. В результате управляющее напряжение на разделительном диоде падает и триод 5 запирается, прекращается ток в цепи коллектора. На базе триода 4 восстанавливается запирающий потенциал. После этого вновь начинается постепенный заряд конденсатора 6 и весь процесс повторяется. Длительность импульсов определяется линией задержки 10, а скважность переменным резистором 7. Таким образом, лавинный пробой стабилитрона 8 обеспечивает импульсный режим работы генератора.

На рис. 4 приведена схема накопительного счетчика [Л. 23], работающего следующим образом. Отрицательные импульсы после ограничения или дозирования поступают на накопительную емкость 1.

После прихода определенной серии импульсов напряжение накопительной емкости превышает пороговое напряжение стабилитрона 2, пробивает его, и импульс поступает на вход ждущего блокинг-генератора, собранного на транзисторе 3. Последний срабатывает, и со вторичной обмотки трансформатора 4 через зажимы 5 и 6 поступает импульс на индикатор счетчика (на рисунке не показан) или на следующую ступень счета.

Одновременно от другой обмотки этого трансформатора поступает отрицательный импульс на транзистор 7, представляющий собой разрядное устройство. После разряда емкости 1 схема счетчика приходит в исходное положение и начинается счет новой серии импульсов.

Особенностью приведенных на рис. 3 и 4 схем является то, что в качестве элемента связи между управляющей и управляемой цепями использован кремниевый стабилитрон, что обеспечивает в период между обратимыми пробоями полную изоляцию

этих цепей друг от друга, и следовательно, высокую точность, стабильность и надежность работы.

Рассмотренная выше методика постановки задачи и приведенные примеры позволяют утверждать целесообразность введения особой классификационной группы физических явлений, используемых для разработки устройств автоматики (группа эффектов фиксированных параметров).

Весьма важной, на наш взгляд, является также работа по установлению общей методики математического анализа и синтеза устройств автоматики, использующих явления фиксированных параметров и одновременная постановка исследований по разработке рациональных технологий получения материалов с четко выраженными и лежащими в заданной области точках фазовыми переходами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Scheibner E. I. Solid-state physical phenomena and effects. «IRE Trans.», 1961, Dec., CP-8, № 4, p. 133—151.
2. Электрические методы автоматического контроля. Под ред. К. Б. Карандеева. М., «Энергия», 1965. 384 с.
3. Белов К. П. Магнитные превращения. М., Физматгиз, 1959. 260 с.
4. Антиферромагнетизм. Сборник статей под редакцией С. В. Вонсовского. М., Изд-во иностр. лит., 1956. 488 с.
5. Кенциг В. Сегнетоэлектрики и антисегнетоэлектрики. М., Изд-во иностр. лит., 1960. 234 с.
6. Степаненко И. П. Основы теории транзисторов и транзисторных схем. М., «Энергия», 1967. 616 с.
7. Вонсовский С. В. Магнетизм. М., «Наука», 1971. 1032 с.
8. Вонсовский С. В. Магнетизм микрочастиц. М., «Наука», 1973. 280 с.
9. Вул Б. М. Вещества с высокой и сверхвысокой диэлектрической проницаемостью. — «Электричество», 1946, № 3, с. 12—20.
10. Сегнетоэлектрики и антисегнетоэлектрики. М., «Наука», 1971. 476 с. Авт.: Г. А. Смоленский, В. А. Боков, В. А. Исупов и др.
11. Вакс В. Г. Введение в микроскопическую теорию сегнетоэлектриков. М., «Наука», 1973. 328 с.
12. Желудев И. С. Основы сегнетоэлектричества. М., Атомиздат, 1973. 472 с.
13. Потанинский А. З., Покровский В. Л. Флуктуационная теория фазовых переходов. М., «Наука», 1975. 256 с.
14. Стенли Г. Фазовые переходы и критические явления. М., «Мир», 1973. 422 с.
15. Duffing P. Steuerbarer Magnetkreis. Pat. № 938799 (BRD). 1956, Februar.
16. Казарновский Д. М. Сегнетокерамика в электрической аппаратуре. — «Электричество», 1954, № 2, с. 40—51.
17. Вербицкая Т. Н., Вариконды. М., Госэнергоиздат, 1958. 64 с.
18. Миронова Е. И., Плужников В. М., Семенов В. С. Малогабаритный сегнетоэлектрический датчик-преобразователь температуры. — «Измерительная техника», 1971, № 9, с. 55—57.
19. Дадунашвили А. С. Бесконтактное тепловое реле-датчик. А. С. № 114439 (СССР). Опубл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1959, № 2, с. 44.
20. Дадунашвили А. С. Бесконтактное тепловое реле. А. С. № 440572 (СССР). Опубл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1974, № 31, с. 107.
21. Михин Д. В. Кремниевые стабилитроны. М., «Энергия», 1965. 112 с.
22. Дадунашвили А. С. Генератор импульсов. А. С. № 160724 (СССР). Опубл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1964, № 5, с. 15.
23. Дадунашвили А. С. Накопительный счетчик. А. С. № 157562 (СССР). Опубл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1963, № 18. 78 с.

[5.1.1976]

Расчет абсорбционных характеристик многослойной изоляции и возможность их использования для контроля увлажнения изоляции электрических машин

Канд. техн. наук АМБРОСОВИЧ В. Д., инж. БЕРЕЖАНСКИЙ В. Б.
ВНИИЭлектромаш

Предлагается метод расчета абсорбционных характеристик многослойной изоляции в области электрических полей, далекой от пробоя. На основе этого метода были исследованы абсорбционные характеристики статорной изоляции мощных генераторов с водяным охлаждением обмоток и обоснована методика выявления стержней с увлажненной изоляцией [Л. 1 и 2].

Профилактическому контролю изоляции высоковольтных электрических машин уделялось и уделяется большое внимание [Л. 3—6], поэтому интерес представляет расчетное определение характеристик многослойной неоднородной изоляции. В первых работах, посвященных этому вопросу, многослойные структуры заменялись двухслойными и либо анализировались обычными методами соответствующие эквивалентные схемы [Л. 7 и 8], либо такая же задача более строго решалась методами теории поля [Л. 9]. Однако использование двухслойной модели являлось существенным отступлением от реальной физической структуры изоляции.

Первый подход значительное развитие получил в [Л. 6], где показана недостаточность анализа двухслойной модели и рассмотрена эквивалентная схема с числом звеньев, определяемым количеством различных материалов, используемых в рассматриваемой конструкции изоляции, и различным их состоянием (температура, влажность и т. п.). Анализ, проведенный операционным методом с использованием интеграла Бромвича-Вагнера [Л. 10], позволил автору [Л. 6] получить аналитические выражения для всех основных характеристик многослойной изоляции.

Ниже излагается более строгий анализ многослойного диэлектрика на основании системы уравнений Максвелла, развивающий подход, принятый в [Л. 9]. При этом рассматривается многослойный, плоский, неограниченный диэлектрик с плоскостями раздела, перпендикулярными линиям напряженности электрического поля; внешнее поле, приложенное к диэлектрику, принимается однородным. Кроме того, предполагается отсутствие неоднородности внутри отдельных слоев, а диэлектрические характеристики (γ , ϵ , $\operatorname{tg} \delta$) всех слоев полагаются известными.

Включение многослойного диэлектрика на постоянное напряжение. В [Л. 11] показано, что при расчете статических полей в средах с проводимостью, отличной от нуля ($\gamma \neq 0$), следует исходить из системы уравнений Максвелла, приведенной к виду:

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{div} \mathbf{J} &= 0; \\ \mathbf{E} &= -\operatorname{grad} U, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $\mathbf{J}$ — вектор плотности электрического тока; $\mathbf{E}$ — вектор напряженности электрического поля; U —

скалярный потенциал электрического поля, причем

$$\mathbf{J} = \gamma \mathbf{E} + \epsilon_0 \epsilon \frac{d\mathbf{E}}{dt}, \quad (2)$$

где γ — проводимость диэлектрика; ϵ_0 — диэлектрическая проницаемость вакуума; ϵ — относительная диэлектрическая проницаемость диэлектрика.

Первое из уравнений (1) при числе слоев в диэлектрике, равном n , приводит к системе $(n-1)$ уравнений с n неизвестными: $\mathbf{J}_1 = \mathbf{J}_2 = \dots = \mathbf{J}_i = \dots = \mathbf{J}_{n-1} = \mathbf{J}_n$, где $\mathbf{J}_i$ — вектор плотности тока в i -м слое. С учетом (2) система принимает вид:

$$\begin{aligned} \gamma_1 E_1 + \epsilon_0 \epsilon_1 \frac{dE_1}{dt} &= \gamma_n E_n + \epsilon_0 \epsilon_n \frac{dE_n}{dt}; \\ &\dots \dots \dots \\ \gamma_i E_i + \epsilon_0 \epsilon_i \frac{dE_i}{dt} &= \gamma_n E_n + \epsilon_0 \epsilon_n \frac{dE_n}{dt}; \\ &\dots \dots \dots \\ \gamma_{n-1} E_{n-1} + \epsilon_0 \epsilon_{n-1} \frac{dE_{n-1}}{dt} &= \gamma_n E_n + \epsilon_0 \epsilon_n \frac{dE_n}{dt}. \end{aligned}$$

Дополнить эту систему можно уравнением, вытекающим из второго уравнения системы (1):

$$d_1 E_1 + d_2 E_2 + \dots + d_i E_i + \dots + d_n E_n = U,$$

где U — постоянное напряжение, приложенное к диэлектрику; d_i — толщина диэлектрика в i -м слое.

Следуя [Л. 9], выразим из последнего уравнения E_n через U , E_1 , E_2 , ..., E_i , ..., E_{n-1} и, продифференцировав, подставим в правые части первых $(n-1)$ уравнений. После переноса неизвестных величин E_1 , ..., E_{n-1} в левые части получим неоднородную систему линейных дифференциальных уравнений $(n-1)$ порядка с $(n-1)$ неизвестными и постоянными коэффициентами:

$$\begin{aligned} &\epsilon_0 (\epsilon_1 d_n + \epsilon_n d_1) \frac{dE_1}{dt} + \epsilon_0 \epsilon_n d_2 \frac{dE_2}{dt} + \dots \\ &\dots + \epsilon_0 \epsilon_n d_i \frac{dE_i}{dt} + \epsilon_0 \epsilon_n d_{n-1} \frac{dE_{n-1}}{dt} + (\gamma_1 d_n + \gamma_n d_1) E_1 + \\ &+ \gamma_n d_2 E_2 + \dots + \gamma_n d_i E_i + \dots + \gamma_n d_{n-1} E_{n-1} = \gamma_n U; \\ &\dots \dots \dots \\ &\epsilon_0 \epsilon_n d_1 \frac{dE_1}{dt} + \epsilon_0 \epsilon_n d_2 \frac{dE_2}{dt} + \dots + \epsilon_0 (\epsilon_1 d_n + \epsilon_n d_1) \times \\ &\times \frac{dE_i}{dt} + \dots + \epsilon_0 \epsilon_{n-1} d_{n-1} \frac{dE_{n-1}}{dt} + \gamma_n d_1 E_1 + \\ &+ \gamma_n d_2 E_2 + \dots + (\gamma_n d_i + \gamma_i d_n) E_i + \dots \\ &\dots + \gamma_n d_{n-1} E_{n-1} = \gamma_n U; \\ &\dots \dots \dots \\ &\epsilon_0 \epsilon_n d_1 \frac{dE_1}{dt} + \epsilon_0 \epsilon_n d_2 \frac{dE_2}{dt} + \dots + \epsilon_0 (\epsilon_n d_{n-1} + \\ &+ \epsilon_{n-1} d_n) \frac{dE_{n-1}}{dt} + \gamma_n d_1 E_1 + \gamma_n d_2 E_2 + \dots \\ &\dots + (\gamma_n d_{n-1} + \gamma_{n-1} d_n) E_{n-1} = \gamma_n U. \end{aligned}$$

Эта же система в матричной форме имеет вид:

$$A \frac{d\mathbf{e}}{dt} + B\mathbf{e} = U, \quad (3)$$

где $\mathbf{e}$ — неизвестный $(n-1)$ -мерный вектор напряженности электрического поля (составляющие вектора — напряженности электрического поля в отдельных слоях, подлежащие определению при решении системы); $\frac{d\mathbf{e}}{dt}$ — вектор производных; U — вектор свободных членов, имеющий $(n-1)$ равную составляющую $\gamma_n U$; A — матрица коэффициентов при производных;

$$a_{ji} = \begin{cases} \epsilon_0 \epsilon_n d_i & \text{при } i \neq j; \\ \epsilon_0 (\epsilon_n d_i + \epsilon_i d_n) & \text{при } i = j; \end{cases}$$

B — матрица коэффициентов при неизвестном векторе;

$$b_{ji} = \begin{cases} \gamma_n d_i & \text{при } i \neq j; \\ \gamma_n d_i + \gamma_i d_n & \text{при } i = j. \end{cases}$$

Легко показать, что матрица A — неособенная и существует матрица A^{-1} , тогда система (3) может быть приведена к нормальному виду:

$$\frac{d\mathbf{e}}{dt} = -A^{-1}B\mathbf{e} + A^{-1}U$$

или, обозначив $C = -A^{-1}B$ и $U_1 = A^{-1}U$,

$$\frac{d\mathbf{e}}{dt} = C\mathbf{e} + U_1. \quad (3a)$$

Решение системы (3a) для j -го слоя будет иметь вид (при условии, что все собственные числа различны):

$$E_j = \sum_{i=1}^{n-1} D_{ji} e^{\alpha_i t} + E_{\infty j}, \quad (4)$$

где D_{ji} — коэффициенты при экспонентах, определяемые начальными условиями.

Собственные числа α_i матрицы C определяются по разработанному стандартным программам. Первое слагаемое (4) является общим решением однородной системы $\frac{d\mathbf{e}}{dt} = C\mathbf{e}$ для j -го слоя, а второе — частным решением неоднородной системы (3a) для i -го слоя, соответствующим установившемуся значению напряженности при $t = \infty$.

Начальные значения вектора напряженности электрического поля, необходимые для определения матрицы коэффициентов при экспонентах в решении однородной системы уравнений, можно определить из условия, что при $t=0$ на границах раздела отсутствуют свободные заряды, т. е. из условия $\text{div } D_0 = 0$. В рассматриваемом случае это приводит к системе $(n-1)$ уравнений:

$$\epsilon_i E_{0i} = \epsilon_n E_{0n}, \quad 1 \leq i \leq (n-1).$$

Используя дополнительно уравнение $\sum_{i=1}^n E_{0i} d_i = u$,

получаем систему n уравнений с n неизвестными, решение которой

$$E_{0i} = \frac{U}{\epsilon_i \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\epsilon_i}} \quad (5)$$

дает вектор $\mathbf{e}_0$.

Вектор установившихся значений напряженности электрического поля в слоях $\mathbf{e}_\infty$ может быть найден либо непосредственно из системы (3a) при условии, что при $t = \infty \frac{d\mathbf{e}}{dt} = 0$ и, следовательно, $\mathbf{e}_\infty = -C^{-1}U_1$, либо из системы уравнений Максвелла (1) с учетом того, что уравнение (2) при $t = \infty$ имеет вид $J = \gamma E_\infty$. В последнем случае получаем систему $(n-1)$ уравнений $\gamma_i E_{\infty i} = \gamma_n E_{\infty n}$, $1 \leq i \leq (n-1)$. Используя дополнительно уравнение $\sum_{i=1}^n E_{\infty i} d_i = U$, находим:

$$E_{\infty i} = \frac{U}{\gamma_i \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\gamma_i}}. \quad (6)$$

Алгоритм определения матрицы коэффициентов при экспонентах может быть построен обычным методом решения систем дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами.

Таким образом, определены напряженности электрического поля в отдельных слоях, причем получены аналитические выражения, характеризующие закон изменения этих составляющих во времени. Теперь не составляет труда определить зависимости плотности тока, протекающего через диэлектрик в процессе зарядки, от времени. Соответствующие выражения могут быть получены непосредственно из (2). Так же легко может быть получено выражение для поверхностной плотности добавочного заряда на границах раздела слоев с различными диэлектрическими характеристиками (а следовательно, и для добавочной емкости на единицу поверхности): $\sigma_{\text{доб}} = \int_0^t (J - J_\infty) dt$. По по-

лученным значениям плотности тока в определенные моменты времени можно вычислить коэффициенты абсорбции.

Современные конструкции статорной изоляции крупных генераторов представляют собой многослойные структуры с числом слоев на каждом участке до 150, при этом периодически чередуются слои, имеющие одинаковые характеристики. Такой высокий порядок системы (3a) труден для обработки даже при расчетах на ЦВМ. В связи с этим, учитывая периодичность слоистой структуры, целесообразно рассмотреть вопрос о возможности снижения порядка системы (3a) при расчетных исследованиях конкретных конструкций изоляции.

Рассмотрим m -й и k -й слой и положим $\varepsilon_m = \varepsilon_k = \varepsilon$ и $\gamma_m = \gamma_k = \gamma$. Как было показано ранее, $J_m = J_k$ или $\gamma_m E_m + \varepsilon_0 \varepsilon_m \frac{dE_m}{dt} = \gamma_k E_k + \varepsilon_0 \varepsilon_k \frac{dE_k}{dt}$,

отсюда

$$\varepsilon_0 \varepsilon \frac{d(E_m - E_k)}{dt} = \gamma(E_m - E_k).$$

Обозначив $E = E_m - E_k$, получим $\frac{dE}{dt} = -\frac{\gamma}{\varepsilon_0 \varepsilon} E$,

откуда

$$E = A e^{-\frac{\gamma}{\varepsilon_0 \varepsilon} t}.$$

При $t=0$ значение $A = E_{0m} - E_{0k}$. Из (5) следует $E_{0m} = E_{0k}$, следовательно, $A=0$. В таком случае $E=0$ и $E_m = E_k$.

Таким образом, порядок системы (3а) становится равным числу слоев, имеющих различные диэлектрические характеристики.

Определение времени саморазряда многослойной изоляции. В случае саморазряда диэлектрика, предварительно заряженного до некоторого постоянного напряжения U_0 , задачу следует решать исходя из первого уравнения системы (1), но учитывая, что $J=0$, так как диэлектрик отключен от внешней цепи. При этом для каждого слоя получаем дифференциальное уравнение первого порядка с разделяющимися переменными относительно напряженности электрического поля: $\gamma_i E_i + \varepsilon_0 \varepsilon_i \frac{dE_i}{dt} = 0$, отсюда

$$E_i = A e^{-\frac{\gamma_i}{\varepsilon_0 \varepsilon_i} t}.$$

Постоянная A определяется из начальных условий и равна напряженности электрического поля E_{0i} в i -м слое непосредственно перед отключением источника. Будем исходить из предположения, что источник напряжения отключался только после того, как процесс зарядки диэлектрика был полностью закончен, тогда $A = E_{0i} = E_{\infty i}$ из выражения (6) и

$$E_i = \frac{U_0}{\gamma_i \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\gamma_i}} e^{-\frac{\gamma_i}{\varepsilon_0 \varepsilon_i} t}. \quad (7)$$

Определив таким образом напряженности электрического поля во всех слоях, можно рассчитать напряжение на диэлектрике U в режиме саморазряда как функцию времени, используя второе уравнение системы (1) в виде $U = \sum_{i=1}^n E_i d_i$. Подставляя в это выражение значение E_i из (7), имеем:

$$U = \sum_{i=1}^n \frac{U_0 d_i}{\gamma_i \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\gamma_i}} e^{-\frac{\gamma_i}{\varepsilon_0 \varepsilon_i} t}. \quad (8)$$

Из (7) видно, что напряженности в слоях с одинаковыми диэлектрическими константами тождественно равны, следовательно, в (8) можно учитывать только слои с различными диэлектрическими характеристиками, объединяя слои с одинаковыми характеристиками в один слой, толщина которого d_i равна суммарной толщине объединенных слоев. Это значительно упрощает (8).

Определение зависимостей ε и $\tan \delta$ многослойного диэлектрика от частоты по известным характеристикам отдельных слоев. При рассмотрении этой задачи будем по-прежнему исходить из системы уравнений (1). Второе уравнение этой системы при частотах до 200—500 кГц (интересующий нас диапазон) допустимо использовать в приведенном виде (вместо $E = -\text{grad } U - \frac{\partial A}{\partial t}$, где A — векторный

потенциал), так как на указанных частотах длина волны значительно превышает толщину рассматриваемого многослойного диэлектрика. По-прежнему можно использовать выражение (2) для определения плотности электрического тока, однако необходимо учитывать, что в данном случае в отличие от рассмотренных искомая функция более сложно зависит от времени, так как даже в установившемся режиме dE/dt (к диэлектрику приложено переменное напряжение и через него протекает ток смещения).

Следуя [Л. 9], будем предполагать, что зависимость напряженности поля в каждом слое от времени можно представить в виде:

$$E_i(t) = E_{mi}(t) e^{j\omega t},$$

где ω — круговая частота; E_{mi} — комплексная зависящая от времени амплитуда напряженности электрического поля в i -м слое; E_i — мгновенное значение напряженности электрического поля в i -м слое.

Таким образом, напряженность электрического поля изменяется в каждом слое по сложному закону: синусоидально, с частотой приложенного напряжения и переменной амплитудой. Амплитуда E_{mi} — комплексная величина, так как фаза напряженности может отличаться от фазы приложенного напряжения. По мере накопления свободного заряда на поверхностях раздела комплексная амплитуда в каждом слое изменяется как по величине, так и по фазе. С учетом того, что активная составляющая тока в каждом слое диэлектрика определяется не только проводимостью слоя γ_i , но и значением тангенса угла диэлектрических потерь в слое $\tan \delta_i$, можно преобразовать выражение (2) для плотности тока следующим образом:

$$J(t) = J_m(t) e^{j\omega t} = (\gamma_i + j\omega \varepsilon_0 \varepsilon_i \tan \delta_i) E_i + \varepsilon_0 \varepsilon_i \frac{dE_i}{dt} = (\gamma_i + j\omega \varepsilon_0 \varepsilon_i \tan \delta_i) E_{mi} e^{j\omega t} + \varepsilon_0 \varepsilon_i e^{j\omega t} \frac{dE_{mi}}{dt} + j\omega \varepsilon_0 \varepsilon_i E_{mi} e^{j\omega t}.$$

Вводя комплексные проводимости $\bar{\gamma}_i = \gamma_i + j\omega \varepsilon_0 \varepsilon_i \tan \delta_i + j\omega \varepsilon_0 \varepsilon_i$ и сокращая обе части выраже-

ния на $e^{j\omega t}$, получаем для комплексной амплитуды плотности тока:

$$J_m = \bar{\gamma}_i E_{mi} + \varepsilon_0 \varepsilon_i \frac{dE_{mi}}{dt}. \quad (2')$$

Используя (2') и проводя преобразования, аналогичные выполненным при анализе зарядки диэлектрика, получаем систему уравнений (3'), которая является комплексным аналогом системы (3):

$$A \frac{d\bar{\varepsilon}_m}{dt} + B \bar{\varepsilon}_m = U_1, \quad (3')$$

где $\bar{\varepsilon}_m$ — вектор комплексных амплитуд напряженностей электрического поля в слоях диэлектрика; $\frac{d\bar{\varepsilon}_m}{dt}$ — вектор производных от комплексных амплитуд;

U_1 — вектор свободных членов, имеющий $(n-1)$ равную составляющую $\bar{\gamma}_n U_m$; A — матрица коэффициентов при производных;

$$a_{ji} = \begin{cases} \varepsilon_0 \varepsilon_n d_i & \text{при } i \neq j; \\ \varepsilon_0 (\varepsilon_n d_i + \varepsilon_i d_n) & \text{при } i = j; \end{cases}$$

B — матрица коэффициентов при неизвестном векторе $\bar{\varepsilon}_m$, подлежащем определению,

$$b_{ji} = \begin{cases} \bar{\gamma}_n d_i & \text{при } i \neq j; \\ \bar{\gamma}_n d_i + \bar{\gamma}_i d_n & \text{при } i = j. \end{cases}$$

Решение системы (3') может быть получено аналогично решению системы (3) с учетом того, что матрица B комплексная.

Однако в рассматриваемой задаче нет необходимости получать общее решение системы (3'). Действительно, общее решение неоднородной системы (3'), как известно, равно сумме общего решения однородной системы:

$$A \frac{d\bar{\varepsilon}_m}{dt} + B \bar{\varepsilon}_m = 0 \quad (3'a)$$

и частного решения неоднородной системы (3').

Общее решение системы (3'a) характеризует переходный процесс. Из физических соображений ясно, что при $t \rightarrow \infty$ решение однородной системы (3'a) стремится к нулю. Если в задачах, рассмотренных ранее, нас интересовал в первую очередь закон спада тока во время переходного процесса, постоянные времени, характеризующие переходный процесс, то в настоящем случае сам переходный процесс нас не интересует. Мы исследуем характеристики установившегося режима. Таким образом, из двух отмеченных выше составляющих общего решения неоднородной системы (3') нас практически интересует только частное решение системы, так как именно оно характеризует установившийся режим, а следовательно, и зависимости ε и $\tan \delta$ многослойного диэлектрика от частоты.

В установившемся режиме $\frac{d\bar{\varepsilon}_m}{dt} = 0$ (так как процесс накопления свободных зарядов на поверхностях раздела закончен), и частное решение должно удовлетворять системе линейных алгебраических уравнений $B \bar{\varepsilon}_m = U_1$. Отсюда частное решение может быть получено в виде $\bar{\varepsilon}_m = B^{-1} U_1$. Можно, однако, получить частное решение непосредственно из

системы уравнений Максвелла (1) с учетом того, что в установившемся режиме $\left(\frac{dE_{mi}}{dt} = 0\right)$ уравнение (2') принимает вид $J_m = \bar{\gamma}_i E_{mi}$. Тогда, выполняя преобразования, аналогичные проведенным при решении первой задачи, получаем:

$$E_{mi} = \frac{U_m}{\bar{\gamma}_i \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\bar{\gamma}_i}}. \quad (9)$$

Выражение (9) дает комплексные амплитуды напряженностей электрического поля в слоях при установившемся режиме. Тогда для плотности тока, протекающего через многослойный диэлектрик в установившемся режиме, получаем:

$$J_m = \bar{\gamma}_i E_{mi} = \frac{U_m}{\sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\bar{\gamma}_i}}. \quad (10)$$

Таким образом, если ввести фиктивный однородный диэлектрик, который бы обеспечивал при приложении синусоидального напряжения с амплитудой U_m плотность тока J_m , получаемую из (10), можно определить зависимости от частоты диэлектрической проницаемости ε_0 и тангенса угла диэлектрических потерь $\tan \delta_0$ однородного диэлектрика, эквивалентного многослойной структуре. Плотность тока, протекающего через эквивалентный диэлектрик, имеющий проводимость $\bar{\gamma}_0$, равна $J_m = \bar{\gamma}_0 E_{m0}$. В однородном диэлектрике (той же толщины, что и многослойный)

$$E_{m0} = \frac{U_m}{\sum_{i=1}^n d_i}, \quad \text{откуда } \bar{\gamma}_0 = \frac{J_m}{U_m} \sum_{i=1}^n d_i.$$

Подставляя вместо J_m его значение из (10), имеем:

$$\bar{\gamma}_0 = \frac{\sum_{i=1}^n d_i}{\sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\bar{\gamma}_i}}. \quad (11)$$

Учитывая, что $\bar{\gamma}_0$ может быть представлено в виде $\bar{\gamma}_0 = \gamma_0 + j\omega \varepsilon_0 \tan \delta_0$, получаем:

$$\varepsilon_0 = \operatorname{Im} \frac{\sum_{i=1}^n d_i}{\sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\bar{\gamma}_i}} \quad \text{и} \quad \tan \delta'_0 = - \frac{\operatorname{Re} \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\bar{\gamma}_i}}{\operatorname{Im} \sum_{i=1}^n \frac{d_i}{\bar{\gamma}_i}},$$

причем $\tan \delta'_0 = \tan \delta_0 + \frac{\gamma_0}{\omega \varepsilon_0 \gamma_0}$.

Здесь γ_0 — эквивалентная проводимость эквивалентного однородного диэлектрика на постоянном напряжении; $\tan \delta_0$ — тангенс угла потерь эквива-

лентного однородного диэлектрика без учета потерь проводимости; $\operatorname{tg} \delta_a$ — то же с учетом потерь проводимости.

Так, по известным зависимостям ϵ_i и $\operatorname{tg} \delta_i$ слоев, входящих в состав многослойного диэлектрика, определяются эквивалентные ϵ_a и $\operatorname{tg} \delta_a$ на переменном напряжении при разных частотах.

Абсорбционные характеристики статорной изоляции мощных генераторов. Изложенная методика была использована для расчетного определения таких характеристик статорной изоляции мощных генераторов, как коэффициенты абсорбции, добавочная абсорбционная емкость, зависимость напряжения от времени в режиме саморазряда, зависимость диэлектрической проницаемости и тангенса угла диэлектрических потерь от частоты. Расчеты проводились для сухой изоляции, полностью увлажненной (все слои увлажнены до насыщения) и частично увлажненной (часть слоев увлажнена до насыщения, а часть не увлажнена). Замена реального увлажненного диэлектрика, слои которого увлажнены в различной степени, упрощенной моделью, которая содержит только сухие слои и слои,

увлажненные до насыщения, целесообразна в связи с тем, что результаты расчетов использовались для обоснования методики выявления стержней с увлажненной изоляцией. Упрощение, при котором еще не увлажненные до насыщения слои заменялись сухими, лишь уменьшало оценки чувствительности рассмотренных методов.

При расчетах сухой и полностью увлажненной изоляции использовалась двухслойная модель, а при расчетах изоляции с частью увлажненных слоев — четырехслойная модель. При этом в широких пределах варьировалась проводимость сухих и увлажненных слоев, чтобы проанализировать влияние разброса исходных диэлектрических параметров материалов и различной степени увлажнения на результирующие характеристики.

Исследование выполнено на примере компаундированной микалентной изоляции обмотки статора гидрогенераторов СВФ 1690/175-64. Расчетные варианты и результаты представлены в табл. 1—3 приложения и на рис. 1—3, из которых видно близкое совпадение расчетных и экспериментальных данных, что позволило оценить возможности ис-

Таблица 1

Варианты расчетных исследований режима включения микалентной изоляции на постоянное напряжение при различном ее состоянии

Состояние изоляции			Характеристики изоляции				Результаты расчета				
сухая	полностью увлажнена	увлажнено 50% по толщине	пропитанная бумага		слода		коэффициенты абсорбции			относительное увеличение емкости	постоянная времени τ , с
			ϵ	γ , 1/Ом·м	ϵ	γ , 1/Ом·м	$R_{60''}/R_{15''}$	$R_{10''}/R_1$	R_{∞}/R_0		
+	—	—	3	10^{-12}	7	10^{-13}	1,26	2,75	3,87	3,2	135,5
++	—	—	3	10^{-13}	7	10^{-13}	1,01	1,06	1,10	0,16	510,6
+++	—	—	3	10^{-11}	7	10^{-13}	7,53	1,77	32,09	4,98	16,2
—	+	—	8	10^{-8}	7	10^{-6}	1,0	1,0	28,08	0,5	10^{-4}
—	—	—	3/8	$10^{-12}/10^{-8}$	7/7	$10^{-13}/10^{-6}$	1,26	2,75	$1,5 \cdot 10^5$	5,15	135,5
											0,001
											0,0001

Примечание. Числитель — характеристики сухих слоев, знаменатель — увлажненных.

Таблица 2

Варианты расчетных исследований режима саморазряда микалентной изоляции на постоянном напряжении при различном ее состоянии

Номера кривых на рис. 1	Состояние изоляции				Характеристики изоляции				Эквивалентная постоянная времени всей изоляции, с
	сухая	увлажнено 50% по толщине	увлажнено 75% по толщине	температура, °C	пропитанная бумага		слода		
					ε	γ, 1/Ом·м	ε	γ, 1/Ом·м	
1	+	—	—	20	3	10 ⁻¹²	7	10 ⁻¹³	480
2	++	—	—	20	3	10 ⁻¹³	7	10 ⁻¹³	345
3	+++	—	—	20	3	10 ⁻¹³	7	10 ⁻¹⁴	1800
9	+	—	—	20	3	10 ⁻¹⁴	7	10 ⁻¹⁴	1800
4	—	+	—	20	3/8	10 ⁻¹² /10 ⁻⁸	7/7	10 ⁻¹³ /10 ⁻⁶	480
7	—	++	—	20	3/8	10 ⁻¹² /10 ⁻¹⁰	7/7	10 ⁻¹³ /10 ⁻⁸	480
8	—	+++	—	20	3/8	10 ⁻¹² /10 ⁻¹⁰	7/7	10 ⁻¹³ /10 ⁻¹⁰	480
5	—	—	+	20	3/8	10 ⁻¹² /10 ⁻⁸	7/7	10 ⁻¹³ /10 ⁻⁶	480
10	+	—	—	80	3,15	10 ⁻⁹	7	10 ⁻¹³	619
11	++	—	—	50	3,10	0,2·10 ⁻¹⁰	7	10 ⁻¹³	610

Примечание. В числителе указаны характеристики сухих слоев, в знаменателе — увлажненных.

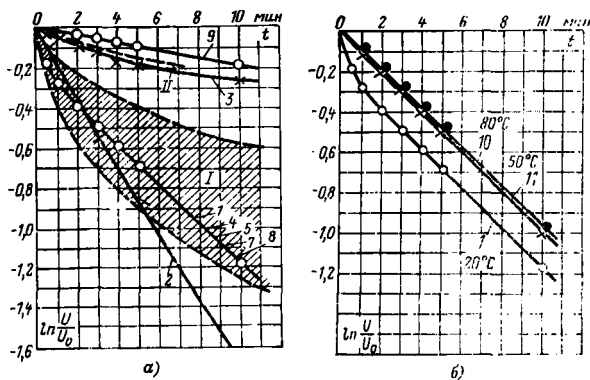


Рис. 1. Влияние разброса диэлектрических характеристик изоляции в сухих слоях и увлажнения части слоев на зависимость напряжения от времени в режиме саморазряда изоляции (а) и влияние температуры на зависимость напряжения от времени в режиме саморазряда изоляции (б).

Номера кривых соответствуют данным табл. 2; 1 — область экспериментальных значений, полученных на новых стержнях с микалентной изоляцией; II — экспериментальные данные по процессу саморазряда, полученные на стержне, бывшем в длительной эксплуатации.

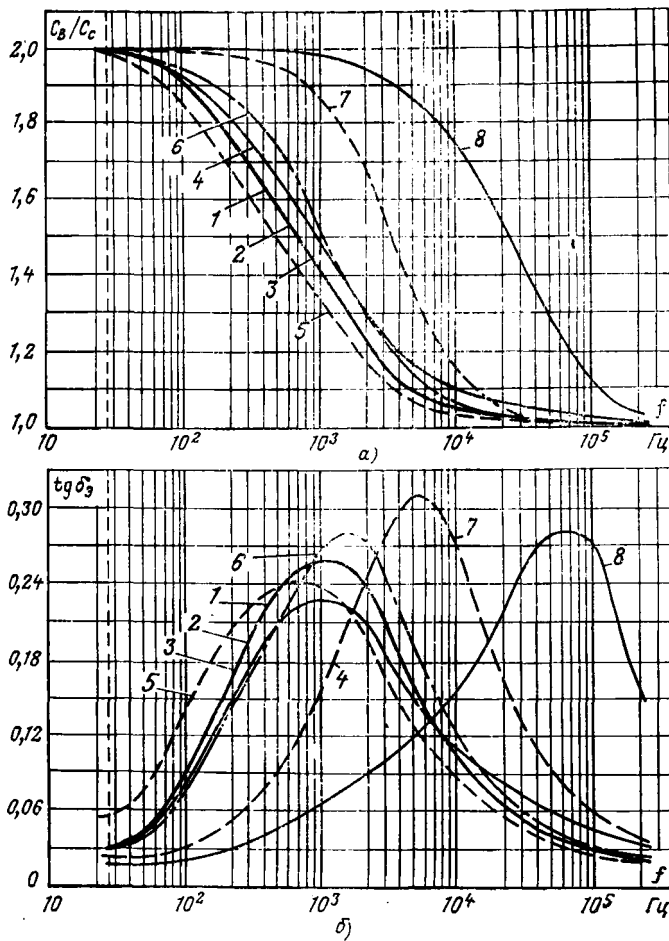


Рис. 2. Влияние разброса диэлектрических характеристик изоляции в сухих и увлажненных слоях на зависимость ϵ (а) и $\operatorname{tg} \delta$ (б) от частоты при увлажнении, охватившем 50% толщины изоляции. Номера кривых соответствуют данным табл. 3, экспериментальные значения приведены в [Л. 1].

пользования различных характеристик для контроля увлажнения изоляции электрических машин.

Выводы. 1. Процесс саморазряда в изоляции при ее частичном послойном увлажнении определяется характеристиками сухих слоев и практически не зависит от степени увлажнения части слоев. Только при увлажнении всех слоев изоляции время само-

Таблица 3

Исходные данные вариантов расчетов зависимостей ϵ и $\operatorname{tg} \delta$ от частоты при увлажнении, охватившем 50% толщины изоляции

Варианты	Номера кривых на рис. 2 и 3	Проводимость слоев, $1/\text{Ом}\cdot\text{м}$			
		в сухих слоях		в увлажненных слоях	
		слода	бумага	слода	бумага
Основной вариант	1	10^{-13}	10^{-12}	10^{-6}	10^{-8}
Влияние проводимости сухих слоев	2	10^{-12}	10^{-11}	10^{-6}	10^{-8}
Влияние проводимости слоев в увлажненных слоях	3	10^{-14}	10^{-13}	10^{-6}	10^{-8}
Влияние проводимости пропитанной бумаги в увлажненных слоях	4	10^{-13}	10^{-12}	10^{-5}	10^{-8}
Влияние температуры (80°C)	5	10^{-13}	10^{-12}	10^{-7}	10^{-8}
	6	10^{-13}	10^{-12}	10^{-6}	10^{-7}
	7	10^{-13}	10^{-12}	10^{-6}	10^{-6}
	8	10^{-13}	10^{-12}	10^{-6}	10^{-5}
	9	10^{-13}	10^{-9}	10^{-6}	10^{-6}

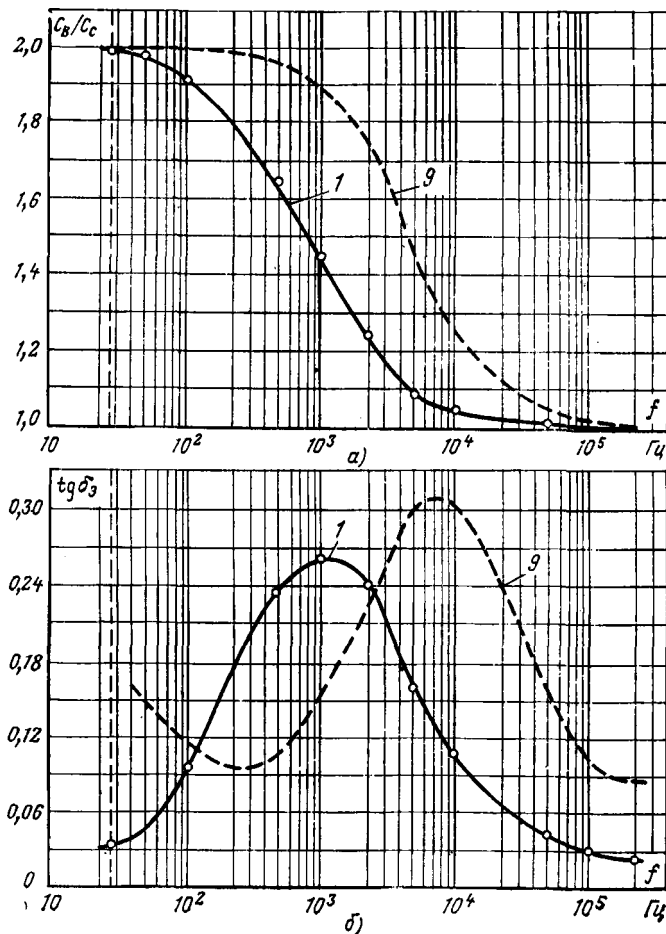


Рис. 3. Влияние температуры на зависимость ϵ (а) и $\operatorname{tg} \delta$ (б) от частоты при увлажнении, охватившем 50% толщины изоляции. Номера кривых соответствуют данным табл. 3.

разряда существенно снижается. Таким образом, время саморазряда не может служить достоверным количественным показателем, позволяющим выявлять стержни обмотки статора, часть слоев изоляции которых даже значительно увлажнена.

2. Коэффициенты абсорбции $R_{60''}/R_{15''}$, и $R_{10''}/R_1$, изменяются в первую очередь от соотношения проводимостей сухих слоев изоляции и так же, как и время саморазряда, практически не зависят от степени увлажнения изоляции поврежденных слоев. Коэффициент абсорбции R_∞/R_0 резко возрастает при наличии увлажненных слоев в изоляции. Однако практическое его использование для оценки увлажнения затруднительно, так как ток абсорбции резко падает уже в начальной стадии процесса зарядки (за доли секунды).

3. Применяемые при оценке увлажнения изоляции трансформаторов характеристики «емкость — частота» ($C_{2\text{Гц}}/C_{50\text{Гц}}$) и «емкость — время» не могут быть использованы в качестве показателей количественной оценки увлажнения в рассматриваемом случае, так как в области низких частот (100 Гц и ниже) имеется незначительная зависимость емкости от частоты при послойном увлажнении изоляции.

4. Частотные зависимости ε и $\text{tg } \delta$ изоляции непосредственно связаны с количеством увлажненных слоев. При этом разброс характеристик в сухих слоях практически не влияет на результирующие характеристики, а разброс характеристик увлажненных слоев приводит лишь к изменению частоты, на которой $\text{tg } \delta$ принимает максимальное значение, не изменяя абсолютного значения максимума и характера зависимостей $\text{tg } \delta$ и ε от частоты.

5. Предложенный в [Л. 1] количественный показатель степени увлажнения изоляции $C_{50\text{Гц}}/C_{200\text{кГц}}$ является наиболее достоверным для оценки увлажнения изоляции стержней обмоток статоров генераторов с водяным охлаждением, так как определяется непосредственно процентом увлажненных слоев и не зависит от изменений температуры изоляции и от разброса характеристик как в сухих, так и в увлажненных слоях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Выявление увлажнения изоляции обмоток гидрогенераторов с водяным охлаждением. — «Электрические станции», 1973, № 9. Авт.: В. Д. Амбросович, В. Б. Бережанский, Д. Д. Вальчихин, И. В. Фомкина.
2. Прибор для выявления стержней с увлажненной изоляцией в обмотке статора гидрогенератора. — «Электрические станции», 1974, № 2. Авт.: В. Д. Амбросович, В. Б. Бережанский, Э. С. Шевцов, Буров В. Г.
3. Кулаковский В. Б. Профилактические испытания изоляции крупных электрических машин. М.—Л., Госэнергоиздат, 1961.
4. Козырев Н. А. Изоляция электрических машин и методы ее испытания. М.—Л., Госэнергоиздат, 1962.
5. Хвальковский А. В. Вопросы надежности изоляции статорных обмоток генераторов. М.—Л., «Энергия», 1966.
6. Иерусалимов М. Е. Исследование методов неразрушающих испытаний изоляции электрических машин и трансформаторов. Автореф. дис. на соиск. учен. степени д-ра техн. наук. Киевский политехнический институт, 1969.
7. Брагин С. М. Теория абсорбции и диэлектрические потери. — «Электричество», 1929, № 17—18.
8. Сканава Г. И., Грецкий С. П. Метод расчета электрических свойств статорной изоляции высоковольтных машин. — «ЖТФ», 1937, вып. 5, т. VIII.
9. Сканава Г. И. Физика диэлектриков (область слабых полей). М.—Л., Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1949.
10. Агно А. Математика для электро- и радиоинженеров. М., «Наука», 1965.
11. Гринберг Г. А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. М.—Л., Изд. АН СССР, 1948.

[12.9.1974]



УДК 62-187.4:621.3.049.75.001.24

Прецизионные датчики угла с многослойными печатными обмотками

Канд. техн. наук САФОНОВ Л. Н.

Москва

Технологические погрешности кругового индуктосина [Л. 1] с однослойными обмотками в основном обуславливаются: несоосностью геометрических осей обмоток с осью вращения ротора; случайными погрешностями в угловом расположении проводников и их угловой ширине; неплоскостностью токопроводящих слоев обмоток.

При современном состоянии техники образования токопроводящего слоя и техники фотохимического выполнения обмоток два последних фактора являются главным препятствием для получения точности индуктосина приборного габарита на уровне $\pm 0,5 \div \pm 1''$.

В [Л. 2] показано, что относительно высокая чувствительность однослойного индуктосина к указанным технологическим погрешностям обусловлена тем, что, поскольку одна из обмоток датчика

должна быть двухфазной, а в однослойном варианте симметричная двухфазная обмотка может быть только секторной, относительные обмоточные коэффициенты секторной обмотки для паразитных гармоник порядков $p \pm Nk$ (p — число пар полюсов; N — число секторов в фазе; $k=1, 2, 3, \dots$) соизмеримы с обмоточным коэффициентом для рабочей гармоники порядка p , а для гармоники порядка $p \pm N$ могут даже превосходить его. Чтобы представить необходимую точность исполнения обмоток, приводим краткую таблицу требуемых значений технологических погрешностей при условии, что вклад трех вышеперечисленных факторов в общую погрешность одинаков.

В таблице обозначено: η — относительный радиальный эксцентриситет обмоток; γ — неперпендикулярность плоскостей обмоток оси вращения, мин;

Требуемая точность датчика	Максимально допустимое значение параметра				
	η	γ	δ_s	δ_γ	Δh_N
$\pm 1''$	$6 \cdot 10^{-4}$	2	240	200	7
$\pm 10''$	$1 \cdot 10^{-4}$	0,33	40	33	1,15
$\pm 3''$	$3 \cdot 10^{-5}$	0,1	12	10	0,35
$\pm 0,5''$	$5 \cdot 10^{-6}$	0,015	4	3,2	0,06

δ_γ — предельная погрешность случайного отклонения осевой линии проводников от расчетного положения, сек; δ_s — то же для угловой ширины проводника, сек; Δh_N — амплитуда гармоники порядка N в разложении эквивалентной функции непостоянства токопроводящих слоев (приведенной к среднему радиусу обмоток), мкм.

Расчеты проведены для датчика с $p=180$, внешним и внутренним диаметром обмоток соответственно 100 и 70 мм, эквивалентным зазором 0,2 мм.

Как следует из таблицы, требования к датчику с точностью $\pm 0,5''$ оказываются крайне жесткими, и реализовать их в настоящее время проблематично. Дело осложняется и тем, что требования к параметру Δh_N практически невозможно задать в конструкторской документации, а значения δ_s и δ_γ нельзя проконтролировать.

Один из путей повышения точности индуктосина — использование многослойных печатных обмоток. Разработка датчиков с такими обмотками стала возможной благодаря освоению методов вакуумного напыления металлов и изоляционных материалов и получению тонких фольгированных диэлектрических пленок.

Рассмотрим возможные варианты многослойных обмоток и основные их характеристики. Для этого определим вначале энергетические соотношения для многослойной обмотки.

Положим, что вторичная обмотка многослойна и имеет число слоев q , обозначим расстояние между слоями через t_c . Выходная э. д. с. индуктосина [Л. 3]

$$E_2 \sim e^{-\frac{4ph_3}{D+d}}, \quad (1)$$

где h_3 — эквивалентный зазор (расстояние между серединами проводников по толщине); D, d — диаметры обмотки.

При последовательном соединении слоев суммарная э. д. с.

$$E_{2x} \sim e^{-k_h} \sum_{i=0}^{q-1} e^{-k_h \alpha_c^i}, \quad (2)$$

где

$$k_h = \frac{4ph_3}{D+d}; \quad \alpha_c = \frac{t_c}{h_3}.$$

Увеличение выходной э. д. с. по сравнению с однослойной обмоткой, имеющей толщину одного

слоя, составит:

$$k_E = \sum_{i=0}^{q-1} e^{-k_h \alpha_c^i}, \quad (3)$$

а увеличение мощности —

$$k_P = \frac{k_E^2}{q}. \quad (4)$$

На рис. 1 даны кривые k_E и k_P в функции q для некоторых значений $\alpha_c k_h$. Из графиков следует, что для данного $\alpha_c k_h$ существует оптимальное значение q , при котором мощность выходного сигнала максимальна. Однако главный смысл применения многослойной обмотки состоит не в увеличении выходной мощности датчика, так как многослойная обмотка в любом случае проигрывает по мощности однослойной обмотке, имеющей толщину многослойной, из-за наличия в последней изоляционных прослоек. Увеличение же выходной э. д. с. можно получить с помощью обычного трансформатора. Дело в том, что каждый из слоев при прочих равных условиях может быть выполнен с более высокой точностью — за счет его меньшей толщины.

Многослойными могут быть как однофазная, так и двухфазная обмотки.

Достоинствами однофазной многополюсной многослойной обмотки являются возможность дополнительной компенсации периферических э. д. с. и улучшение формы кривой распределения индукции в зазоре путем взаимного углового сдвига слоев. Так, при сдвиге слоев на угол $\pi/p(1-1/n)$ и их встречном включении в значительной мере уничтожается действие периферических э. д. с. и ослабляется гармоника порядка n в кривой индукции.

При большом числе слоев в принципе возможно создание синусной обмотки. Наибольший эффект достигается при выполнении в многослойном исполнении двухфазной обмотки. Идеальной двухфазной обмоткой была бы такая, у которой, во-первых, каждая фаза не имела бы секторов (или имела $2p$ проводников с шагом π/p в одном слое и обладала полным интегральным эффектом [Л. 2]) и,

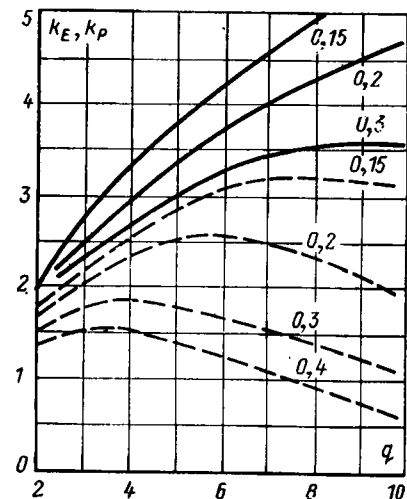


Рис. 1. Характеристики многослойной обмотки.
— k_E ; ---- k_P .

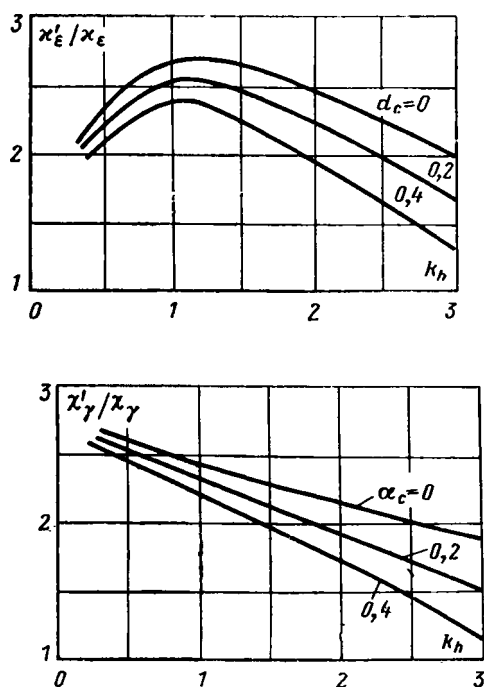


Рис. 2. Коэффициенты интегрального эффекта в двухслойной секторной обмотке с транспонированием фазы из слоя в слой.

во-вторых, симметрия двухфазной системы не зависела бы от зазора и расстояния между слоями.

К сожалению, такая двухфазная обмотка невыполнима. Может быть предложено несколько реальных вариантов двухфазной обмотки, лишь в некоторой степени приближающихся к идеальному.

Первый вариант — двухслойная секторная обмотка с транспонированием фазы из слоя в слой [Л. 4]. Каждый слой такой обмотки представляет собой обычную двухфазную секционированную обмотку; слои сдвинуты относительно друг друга на угол, ближайший к π/N (N — число секторов в фазе) и кратный π/p . Каждая фаза полной обмотки оказывается транспонированной из слоя в слой; секторы различных фаз расположены в слоях друг против друга. Физический смысл такого расположения состоит в том, чтобы каждая фаза как можно точнее приближалась к бессекторной обмотке, для которой математические ожидания обмоточных коэффициентов для всех гармоник, кроме кратных рабочей, равны нулю [Л. 2], следовательно, значения коэффициентов интегрального эффекта на 2—3 порядка выше, чем у однослойной секторной обмотки.

Достоинство секторной многослойной обмотки состоит в том, что она исключает необходимость строго выдерживать определенный выше угол сдвига между слоями — симметрия результирующей двухфазной системы при вариации зазора и изоляционного промежутка не нарушается, так как каждый из составляющих ее слоев представляет собой симметричную двухфазную систему.

Определим теперь, насколько рассматриваемая обмотка удовлетворяет первому условию идеальной двухфазной обмотки. Для этого вычислим коэффи-

циент интегрального эффекта двухслойной секторной обмотки, используя результаты [Л. 2]. Найдем вначале относительный обмоточный коэффициент для гармоники порядка ν .

Если сигнал гармоники порядка ν в первой фазе обращенного к зазору слоя обозначить через $E_{1\nu}$, и определить как

$$E_{1\nu} = E_{0\nu} k_{\nu 1} \sin \nu \varphi, \quad (5)$$

где $E_{0\nu}$ — э. д. с. гармоники порядка ν в единичном тонком проводнике; $k_{\nu 1}$ — относительный обмоточный коэффициент однослойной обмотки, см. (39) в [Л. 2]; φ — угол поворота подвижной обмотки относительно неподвижной, то сигнал этой же гармоники также в первой фазе второго слоя будет равен:

$$E_{2\nu} = E_{0\nu} k_{\nu 1} e^{-\frac{\nu \alpha_c k_h}{p}} \sin \nu (\varphi + \theta), \quad (6)$$

где α_c и k_h определены ранее; θ — угол сдвига между слоями, равный ближайшему к π/N и кратный π/p .

Амплитуда суммарного сигнала

$$E_{\nu \Sigma} = E_{0\nu} k_{\nu 1} \sqrt{1 + e^{-2k_h \alpha_c \frac{\nu}{p}} + 2e^{-k_h \alpha_c \frac{\nu}{p}} \cos \nu \theta}. \quad (7)$$

Для рабочей гармоники

$$E_{p \Sigma} = E_{0p} (1 + e^{-\alpha_c k_h}). \quad (8)$$

Относительный обмоточный коэффициент для гармоники порядка ν двухслойной обмотки

$$k_{\nu 2} = k_{\nu 1} \frac{\sqrt{1 + \exp\left(-2k_h \alpha_c \frac{\nu}{p}\right) + 2\exp\left(-k_h \alpha_c \frac{\nu}{p}\right) \cos \nu \theta}}{1 + \exp(-\alpha_c k_h)}. \quad (9)$$

Коэффициенты интегрального эффекта вычисляем по формулам (41) из [Л. 2] с заменой χ'_h в (40) на $k_{\nu 2}$.

Результаты расчетов для датчика с $S=15$ ($p=180$, $N=24$) приведены на рис. 2. По оси y отложено отношение коэффициентов интегрального эффекта двухслойной обмотки рассмотренного типа к этим же коэффициентам для обычной однослойной обмотки. Из кривых следует, что даже в случае $\alpha_c=0$ (бесконечно тонкие слои) для реальных значений $k_h=0,7—1,5$ увеличение коэффициентов интегрального эффекта происходит не столь уж значительно — всего в 2—2,5 раза. Напомним, что коэффициенты интегрального эффекта для бессекторной двухфазной обмотки могут превосходить таковые для секторной однослойной обмотки в десятки и сотни раз [Л. 2]. Поэтому требования к случайным погрешностям выполнения однофазной обмотки для датчика с двухфазной обмоткой рассмотренного типа остаются достаточно жесткими.

Используя секторные двухфазные обмотки с числом слоев более двух, можно, конечно, добиться и больших значений коэффициентов интегрального

эффекта, однако технологические трудности при изготовлении таких обмоток заметно возрастают в связи с увеличением количества токоподводов, расположенных между слоями.

Рассмотрим второй вариант двухфазной двухслойной обмотки. Каждый слой такой обмотки, так же как и в первом варианте, представляет собой двухфазную обмотку. Каждая фаза состоит из проводников с шагом π/p ; фазы расположены на разных диаметрах (рис. 3). Во втором слое под кольцом, составленным из проводников фазы А, расположена фаза В; в результате фазы оказываются также транспонированными из слоя в слой. Однофазная обмотка (или каждая фаза многослойной двухфазной обмотки) может иметь в этом случае вид, показанный на рис. 4. В рабочем положении проводники этой обмотки должны перекрывать проводники обеих фаз двухфазной кольцевой обмотки.

Очевидно, сопряжение таких обмоток обладает полным интегральным эффектом и мало чувствительно к случайным погрешностям изготовления и неплоскостности токопроводящих слоев. Теоретически при определенных условиях двухфазная обмотка по рис. 3 удовлетворяет и второму условию идеальной обмотки — инвариантности симметрии двухфазной системы по отношению к вариации зазора, однако практическая реализация обмотки с высокой точностью пока невозможна. Покажем это.

Обозначим радиальную длину проводника внешнего кольца внешнего слоя через l_1 , длину внутреннего кольца через l_2 ; то же для внутреннего слоя: l'_1 , l'_2 . Если средние диаметры колец в слоях обозначить через D_{cp1} , D_{cp2} , D'_{cp1} , D'_{cp2} , то условия симметрии по амплитуде могут быть записаны в следующей форме:

$$\begin{aligned} l_1 \exp\left(-\frac{2ph}{D_{cp1}}\right) + l'_2 \exp\left[-\frac{2p}{D'_{cp2}}(h+t_c)\right] = \\ = l'_1 \exp\left[-\frac{2p}{D'_{cp1}}(h+t_c)\right] + l_2 \exp\left(-\frac{2ph}{D_{cp2}}\right). \end{aligned} \quad (10)$$

Можно показать, что инвариантность равенства (10) по отношению к вариации зазора обеспечивается при одновременном соблюдении следующих условий:

$$\begin{aligned} l_1 = l'_1 \exp\left(-\frac{2p}{D'_{cp1}} t_c\right); \quad l_2 = l'_2 \exp\left(-\frac{2p}{D'_{cp2}} t_c\right); \\ D_{cp1} = D'_{cp1}; \quad D_{cp2} = D'_{cp2}. \end{aligned}$$

При невыполнении указанных условий появляется переменная в функции зазора несимметрия.

Рассмотрим требования к точности параметров обмотки при неизменном зазоре.

Длина проводников. Для гарантированного получения погрешности от этого фактора δ [сек] при использовании датчика в амплитудном режиме или режиме фазовращателя с пульсирующим или вращающимся полем длины проводников (при условии, что остальные параметры точны) должны выполняться с относительной погрешностью:

$$\Delta l/l \leq 0,06 \cdot 10^{-5} \delta.$$

Так, для получения точности не хуже $0,5''$ при $p=180$ и $l=10$ мм допуск на длину проводника должен быть не хуже примерно $0,5$ мкм, что реально невыполнимо.

Средние диаметры. Полагая диаметры примерно одинаковыми, получаем для допуска на диаметр:

$$\Delta D \leq 0,03 \cdot 10^{-5} \frac{\delta D_{cp}^2}{h},$$

где D_{cp} — средний диаметр для обмоток.

Так, при $D_{cp}=80$ мм, $h=0,2$ мм и $\delta=0,5''$ допуск на диаметры составляет примерно $0,005$ мм. Это достаточно жесткое, хотя и выполнимое условие.

Расстояние между слоями. Проведя необходимые расчеты, получим следующее условие:

$$\Delta t_c \leq 0,12 \cdot 10^{-5} \frac{D_{cp1} D_{cp2}}{D_{cp1} - D_{cp2}}.$$

Так, при $D_{cp1}=80$ мм, $D_{cp2}=70$ мм и $\delta=0,5$ расстояние между слоями должно быть выдержано с точностью не хуже $1,3$ мкм. Такое условие не выполнимо.

Таким образом, главным препятствием для построения высокоточного датчика с рассматриваемой схемой обмоток и использования его в амплитудном и простых фазовых режимах является невозможность выдержать расчетные длины проводников.

Возможным вариантом двухфазной бессекторной обмотки является также система, представляющая собой четырехслойную обмотку, в которой внешние слои сдвигаются относительно друг друга на 180° , включаются встречно и образуют первую фазу; внутренние слои дополнительно сдвигаются на 90° и образуют вторую фазу. Первичная обмотка может быть при этом однослойной. Однако несложный расчет показывает: чтобы обеспечить равенство коэффициентов взаимной индукции фаз вторичной и первичной обмоток и их пространственную ортогональность, должно быть выдержано равенство толщины слоев и изоляционных промежутков с точностью долей микрометра, а углового сдвига между слоями — с точностью долей секунды.

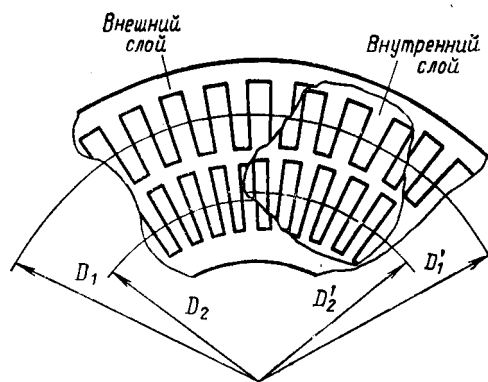


Рис. 3. Двухфазная двухслойная обмотка с полным интегральным эффектом.

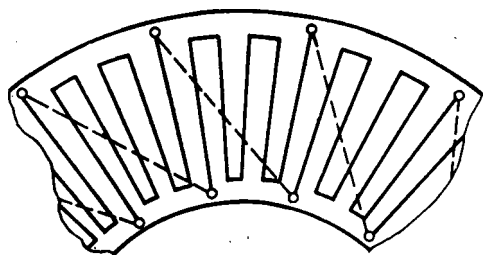


Рис. 4. Слой-фаза двухфазной двухслойной приемной обмотки.

Итак, в настоящее время индукосин с сопряжением бессекторных обмоток для амплитудного и простых фазовых режимов нереализуем. Нужно, правда, оговориться, что погрешность измерения угла датчиком с фиксированной несимметрией имеет регулярный характер и в принципе может быть скомпенсирована, например, для фазовращателя соответствующим подбором фазосдвигающих RC -цепей. Однако эта процедура достаточно сложна, а узлы измерительной системы становятся невзаимозаменяемыми, что, как правило, неприемлемо.

Значительно большие возможности открываются при построении многослойных систем с сопряжением бессекторных обмоток, если датчик предназначен для использования в режиме фазовращателя с фильтром обратной последовательности [Л. 5]. В этом случае двухфазные системы должны быть как на роторе, так и на статоре датчика. Принципиально важно, что малая несимметрия этих систем практически не сказывается на точности преобразования угла. Так, для рассмотренной выше четырехслойной обмотки нет уже необходимости задавать столь жесткие допуски на толщину слоев и угол сдвига между ними. Если, например, несимметрия первичной и вторичной двухфазных систем будут составлять по 1% с учетом несимметрии двухфазного источника питания и фазосдвигающих цепей фильтра обратной последовательности, то

погрешность преобразования от этого фактора составит всего лишь 0,01%, что при $p=180$ соответствует погрешности 0,12". Выполнение системы с такой несимметрией возможно при современном состоянии техники многослойного печатного монтажа.

Легко выполнимой оказывается в этом случае кольцевая бессекторная двухфазная обмотка (рис. 3). Если несимметрия вторичной системы (с учетом фильтра обратной последовательности) составляет, например, 1%, то рассчитанные ранее допуски расширяются в 100 раз и могут быть реализованы.

Вторичная двухфазная система может быть либо четырехслойной, либо также двухслойной с фиксированной несимметрией (выполнение каждого из слоев показано на рис. 4). Несимметрия такой обмотки может быть скомпенсирована соответствующим выбором элементов фильтра обратной последовательности. Необходимо, однако, иметь в виду, что при использовании такого сопряжения допуски на параметры обмотки по рис. 3 необходимо рассчитывать исходя из условия допустимого изменения несимметрии в функции зазора, так как фильтр обратной последовательности в общем случае не компенсирует составляющую с обратным вращением фазы, если ее относительное содержание в э. д. с. двух выходных обмоток различно. С этой точки зрения всегда целесообразно расстояние между слоями выбирать минимальным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Position Measuring Transformer. Pat. № 2799835 (USA).
2. Сафонов Л. Н. Интегральный эффект в многополюсных датчиках угла. — «Электричество», 1975, № 4.
3. Карпенко Б. К., Рубан Н. Е. Элементы теории индукосина. — «Электричество», 1964, № 9.
4. Multilayer Windings for Position Measuring Transformer. Pat. № 3441888 (USA).
5. Сафонов Л. Н. Фазовращатели с фильтром обратной последовательности. — «Электричество», 1971, № 5.

[12.3.1976]

УДК 621.313.17:537.228.1:539.4.012.1

Влияние шунтирующих сопротивлений на работу высоковольтного пьезогенератора в режиме периодического механического нагружения

МЕРКУЛОВ Р. В., ШВЕДОВА Л. А.

Москва

В последнее время в ряде стран возрос интерес к практическому использованию пьезокерамики для генерирования высоковольтного напряжения. Наиболее широко применять пьезогенераторы (ПГ) предполагается в системах зажигания двигателей внутреннего сгорания, в радиолокации, в промышленного газа.

Так как практически в любом случае ПГ оказываются нагруженными на шунтирующее сопротивление, то представляет определенный интерес выяснить влияние этих сопротивлений на выходные

параметры ПГ, в частности на амплитуду импульса выходного напряжения.

Наиболее просто создавать механическую деформацию, изменяющуюся по косинусоидальному закону эксцентриковым механизмом и системой рычагов, действующих на пьезоэлемент [Л. 1]. При работе в линейной части зависимости генерируемого ПГ напряжения от деформации можно считать, что напряжение на ПГ изменяется по закону (в режиме холостого хода, без искрового разряда), повторяющему изменения деформации:

$$u_1(t) = U_m(1 - \cos \omega t), \quad (1)$$

где ω — угловая скорость вращения эксцентрика; U_m — амплитуда выходного напряжения.

С электрической точки зрения ПГ представляет собой емкость $C_{\text{ПГ}}$, которая в случае включения параллельно ей шунтирующего сопротивления $R_{\text{ш}}$ будет разряжаться на него. Известно, что при «единичной» механической деформации пьезоэлемента, которой соответствует единичный скачок напряжения на емкости, характер изменения напряжения на ней определяется соотношением:

$$h(t) = e^{-xt},$$

где

$$x = \frac{1}{R_{\text{ш}} C_{\text{ПГ}}}. \quad (2)$$

Для определения напряжения на ПГ под воздействием деформации вида (1) с учетом сопротивления $R_{\text{ш}}$ воспользуемся формулой Дюамеля [Л. 2], после подстановки в которую (1) и (2) получим:

$$\begin{aligned} u_2(t) &= \int_0^t [e^{-x(t-\tau)}] U_m \omega \sin \omega \tau d\tau = \\ &= U_m e^{-xt} \omega \int_0^t e^{x\tau} \sin \omega \tau d\tau. \end{aligned} \quad (3)$$

После интегрирования и преобразования придем к следующему выражению:

$$u_2(t) = \frac{\omega}{x^2 + \omega^2} U_m (x \sin \omega t - \omega \cos \omega t + \omega e^{-xt}). \quad (4)$$

Введем обозначение

$$\beta = \frac{x}{\omega} = \frac{1}{\omega R_{\text{ш}} C_{\text{ПГ}}}. \quad (5)$$

(β будем в дальнейшем называть рабочим параметром ПГ). Подставив (5) в (4), получим окончательную зависимость:

$$u_2(t) = \frac{U_m}{\beta^2 + 1} (\beta \sin \omega t - \cos \omega t + e^{-\beta \omega t}). \quad (6)$$

Рассмотрим два характерных случая.

Первый: $\beta = 0$, т. е. при вращении эксцентрика со скоростью ω этот случай соответствует бесконечно большому значению шунтирующего сопротивления $R_{\text{ш}} = \infty$. Формула (6) для рассматриваемого режима преобразуется к виду:

$$u_2(t) = U_m (1 - \cos \omega t). \quad (7)$$

Из полученного выражения видно, что напряжение повторяет характер механической нагрузки на пьезоэлемент, состоит из постоянной и переменной составляющих, имеет полярность одного знака и соответствует режиму холостого хода. Максимальное значение напряжения при этом будет равно

$$U_{2m} = 2U_m \text{ при } \omega t = \pi m, \text{ где } m = 1, 2, 3, \dots$$

Второй случай: $\beta \neq 0$, т. е. $R_{\text{ш}} < \infty$. Анализ формулы (6) показывает, что экспоненциальная составляющая $\frac{U_m}{\beta^2 + 1} e^{-\beta \omega t}$ с течением времени будет стремиться к нулю. После окончания переходного процесса в импульсе напряжения ПГ будет присутствовать только переменная составляющая. Так как

при реальных значениях емкости пьезогенератора $C_{\text{ПГ}}$ и даже очень больших (порядка сотен или тысяч мегаом) шунтирующих сопротивлений переходный процесс практически заканчивается через несколько периодов генерируемого напряжения, в дальнейшем будем анализировать установившийся режим работы ПГ. При этом формула (6) может быть упрощена и представлена в следующем виде:

$$u_2(t) = \frac{U_m}{\sqrt{\beta^2 + 1}} \sin \left(\omega t - \arctg \frac{1}{\beta} \right). \quad (8)$$

Амплитуда генерируемого напряжения

$$U_{2m} = \frac{U_m}{\sqrt{\beta^2 + 1}}$$

во всех случаях оказывается меньше U_m и более чем в 2 раза меньше значения при $R_{\text{ш}} = \infty$. В частности, при $\beta^2 \gg 1$ можно считать, что

$$U_{2m} = \frac{1}{\beta} U_m. \quad (9)$$

Амплитуда напряжения при этом оказывается обратно пропорциональной рабочему параметру β .

Из формулы (8) видно, что фаза генерируемого напряжения также будет изменяться по отношению к импульсу механического воздействия на пьезоэлемент с изменением β (рис. 1).

На рис. 1 представлены кривые зависимости $\frac{U_{2m}}{U_m}$ относительного изменения амплитуды напряжения ПГ и α — сдвига этого напряжения по фазе по отношению к переменной составляющей режима холостого хода ($\alpha = \frac{\pi}{2} - \arctg \frac{1}{\beta}$) в функции от рабочего параметра. Из рис. 1, в частности, видно, что с увеличением рабочего параметра β напряжение на ПГ уменьшается, и одновременно возрастает сдвиг по фазе в сторону опережения.

Некоторые значения рабочего параметра β для различных шунтирующих сопротивлений и частоты вращения эксцентрика приведены в таблице. Емкость пьезогенератора при этом принималась равной емкости ПГ, использованного в экспериментальной установке, т. е. $C_{\text{ПГ}} = 86$ пФ.

Из таблицы видно, что при значениях шунтирующих сопротивлений, меньших 5 МОм, в приведенном интервале скоростей можно считать, что

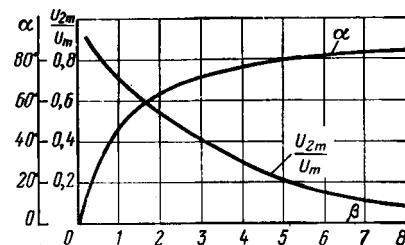


Рис. 1. Зависимость изменения напряжения и сдвига фаз от рабочего параметра (зависимость $\frac{U_{2m}}{U_m}$ справедлива для любых значений β кроме $\beta = 0$; в этом случае $R_{\text{ш}} = \infty$, $\frac{U_{2m}}{U_m} = 2$ и $\alpha = 0$).

выполняется условие $\beta^2 \gg 1$, и применять для определения максимального напряжения формулу (9):

$$u_{2m} = \frac{U_m}{\beta} = \frac{U_m 2\pi}{60x} n = k_1 n,$$

где k_1 — коэффициент пропорциональности; n — частота вращения, об/мин.

Для некоторых практических случаев (например в системах зажигания двигателей внутреннего сгорания) представляет интерес характер зависимости сдвига по фазе $\Delta\alpha$ — наибольшего изменения α при изменении частоты вращения от $n_{\min}$ до $n_{\max}$ от значения шунтирующего сопротивления (рис. 2). Приведенный график рис. 2 показывает, что наиболее критичны (с точки зрения фазовых сдвигов при изменении числа оборотов) значения шунтирующих сопротивлений, равные примерно 100 МОм.

Так как снижение напряжения на ПГ определяется процессом разряда емкости $C_{\text{ПГ}}$ на шунтирующее сопротивление, то увеличение скорости нарастания напряжения (крутизны фронта импульса) должно привести к увеличению напряжения на нем. Пусть напряжение $u_1(t)$ изменяется в соответствии с профилем кулачка в течение периода T по линейному закону:

$$u_1(t) = \psi t, \quad (10)$$

где ψ — постоянный коэффициент, определяющий крутизну наклона профиля кулачка.

Воспользовавшись формулой Дюамеля с учетом (2), получим:

$$u_2(t) = \int_0^t [e^{-x(t-\tau)}] \psi d\tau = \frac{\psi}{x} (1 - e^{-xt}). \quad (11)$$

Если $R_{\text{ш}} = \infty$, что соответствует случаю $x=0$, то, поскольку

$$u_1(t) = \psi(t) = u_{2m}(t), \quad (12)$$

это напряжение будет максимально возможным, которое можно получить спустя время t после начала сжатия ПЭ в соответствии с законом (10).

Для определения степени влияния шунтирующего сопротивления на значение напряжения ПГ возьмем отношение этого напряжения при наличии $R_{\text{ш}}$ к напряжению $u_{2m}(t)$, обозначив это отношение через K :

$$K = \frac{u_2(t)}{u_{2m}(t)} = \frac{1 - e^{-xt}}{xt}. \quad (13)$$

Полученное отношение показывает, что коэффициент k не зависит от ψ , а определяется при данном значении x только временем нарастания напряжения t . При вращении кулачка с угловой ско-

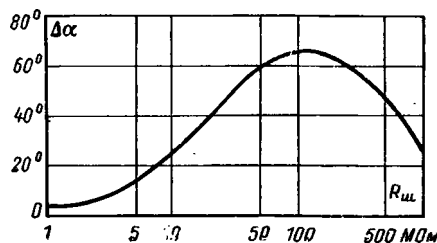


Рис. 2. Зависимость сдвига по фазе при изменении частоты вращения от 200 до 5000 об/мин от значения шунтирующего сопротивления.

Значение $R_{\text{ш}}$, МОм	Значение параметра β при различной частоте вращения (об/мин)							
	200	500	1000	1500	2000	2500	5000	10000
1000	0,556	0,22	0,11	0,07	0,06	0,05	0,02	0,011
100	5,56	2,22	1,11	0,74	0,56	0,45	0,22	0,11
50	11,1	4,45	2,22	1,48	1,12	0,89	0,44	0,22
10	55,6	22,2	11,1	7,4	5,6	4,5	2,2	1,11
5	111	44,5	22,2	14,8	11,2	8,9	4,4	2,22
3	185	74,2	37,2	24,8	18,5	14,9	7,42	3,72
1	556	222	111,0	74,2	55,6	44,5	22,2	11,1

ростью ω максимальному времени t соответствует один период $T = \frac{2\pi}{\omega}$. Если нарастание напряжения

происходит за какую-то часть γ периода T , то $t = \gamma T$, где $\gamma = 0 \div 1$. С учетом этого (13) можно переписать в виде:

$$k = \frac{1 - e^{-\gamma T x}}{\gamma x T} = \frac{1 - e^{-2\pi \gamma \beta}}{2\pi \gamma \beta}. \quad (14)$$

Если считать, что максимальное напряжение U_{2m} , определяемое в итоге деформацией пьезоэлемента, поддерживается постоянным при любом значении γ за счет изменения угла наклона профиля кулачка при постоянном уровне наивысшей точки профиля, то формула (14) при заданном рабочем параметре β позволяет определить коэффициент γ , обеспечивающий допустимое снижение напряжения за счет $R_{\text{ш}}$.

Чем меньше γ , т. е. чем быстрее происходит нарастание напряжения, тем больше k и в пределе при $\gamma \rightarrow 0$ $k \rightarrow 1$.

Приведенная формула (14) справедлива и для случая использования для генерирования высоковольтного напряжения нисходящей части кулачка, что в ряде практических случаев, оказывается более просто осуществимо.

Необходимо отметить, то линейный профиль кулачка не создает фазовых сдвигов, аналогичных создаваемым эксцентриком, что имеет значение во многих практических случаях.

Для проверки теоретических положений была создана экспериментальная установка рис. 3, позволяющая фиксировать изменение напряжения и сдвиги фаз в напряжении, генерируемом ПГ при различных шунтирующих сопротивлениях. Пьезогенератор под действием кулачкового механизма создает напряжение, изменяющееся по закону (1). Одновременно кулачковый механизм замыкает один раз за период контакты, через которые от звукового генератора подаются на смеситель осциллографа метки. Напряжение ПГ через делитель поступает также на смеситель и совместно с меткой просматривается на экране осциллографа. Резюльтирующая емкость ПГ совместно со схемой подключения составляла 86 пФ.

Экспериментальное определение сдвигов фаз напряжения ПГ в функции от изменения частоты вращения при различных значениях сопротивлений $R_{\text{ш}}$ дало практически полное совпадение с теоретическими зависимостями (рис. 4).

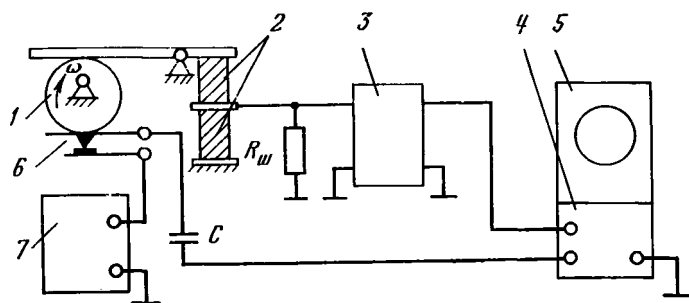
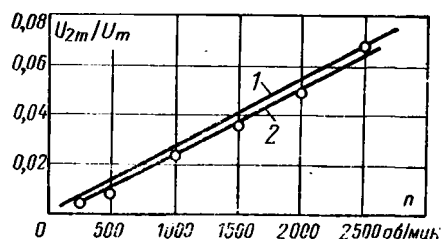


Рис. 3. Схема экспериментальной установки.

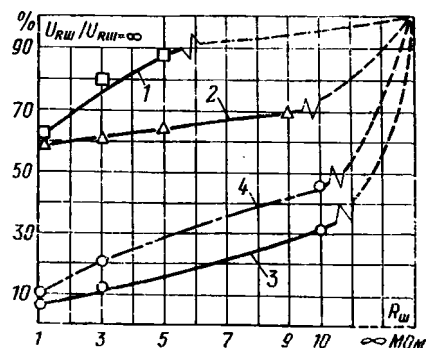
1 — кулачковый механизм; 2 — пьезоэлементы; 3 — делитель напряжения; 4 — смеситель осциллографа; 5 — осциллограф; 6 — контактная пара; 7 — звуковой генератор.

Рис. 4. Зависимость относительного изменения напряжения от частоты вращения эксцентрика при $R_{ш} = 3$ МОм.

1 — экспериментальная; 2 — теоретическая.

Замена эксцентрика на кулачки с линейным характером нарастания деформации ПЭ позволила качественно подтвердить возрастание напряжения на ПГ при уменьшении времени нарастания фронта напряжения, т. е. при уменьшении параметра γ . Результаты исследования представлены графиками относительного изменения амплитуды выходного напряжения ПГ от значения шунтирующего сопротивления, качественно отражающими влияние длительности механического импульса (рис. 5).

Приведенные экспериментальные зависимости показывают, что шунтирующее сопротивление оказывает влияние на амплитуду генерируемого напряжения практически при любой доступной форме приложения (или снятия) деформации к пьезоэлементу. Чем быстрее происходит деформация пьезоэлемента, тем меньше оказывается влияние шунтирующего сопротивления. Лучшими с этой точки зрения оказывается приложение к ПЭ ударной

Рис. 5. Зависимость относительного изменения амплитуды выходного напряжения ПГ от $R_{ш}$ при постоянной амплитуде механических импульсов.

1 — механический удар (маятник); 2 — на прессе; 3 и 4 — при частоте вращения кулачка 2000 об/мин, но на разных профилях фаски сброса; 83 и 36° соответственно; частота воздействия механических импульсов 34 Гц.

нагрузки (кривая 1) и снятие статической нагрузки на гидравлическом прессе (кривая 2).

Кривые 3 и 4 иллюстрируют влияние на работу ПГ формы кулачка. Для более крутой формы фаски сброса (36° по окружности) кривая (4) идет выше, чем для кулачка с более плавной фаской сброса нагрузки, что подтверждает приведенный выше теоретический анализ.

Выводы. 1. Наличие шунтирующих сопротивлений приводит к «пропаданию» постоянной составляющей, в результате чего напряжение на ПГ приобретает переменный по знаку характер.

2. Экспериментальная проверка теоретических зависимостей показала хорошее совпадение результатов опыта с теорией.

3. Изменение профиля кулачка на обеспечивающий линейное нарастание напряжения на ПЭ может обеспечить получение более высокого уровня выходного напряжения ПГ и снизить влияние шунтирующих сопротивлений. Практически получение очень большой скорости изменения деформации может встретить определенные трудности создания надежной системы ПГ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шведова Л. А. Исследование пьезокерамического генератора при динамических нагрузках. — «Электричество», 1973, № 10, с. 86—89.
2. Диткин В. А., Прудников А. П. Операционное исчисление. М., «Высшая школа», 1965. 465 с.

[24.10.1975]

Выбор тиристоров по току с учетом коммутации

Канд. техн. наук ЗБОРОВСКИЙ И. А., инж. ГОЛЬДИН Р. Г.

Свердловск

Для одних тиристорных преобразователей число параллельных ветвей выбирается в соответствии с рабочими режимами, для других — в соответствии с аварийными. Понятие эквивалентного тока вентильного преобразователя (ВП) позволяет осу-

ществить оптимальный выбор тиристоров по току, исходя из рабочих режимов, которые обеспечиваются также и при отключении хотя бы одной параллельной ветви быстродействующим предохранителем [Л. 1].

При определении эквивалентного тока ВП и номинального тока тиристора ВП ранее [Л. 1] было сделано допущение о том, что коммутация вентиля отсутствует. При прямоугольной форме импульсов тока тиристора эквивалентному постоянному по величине току на выходе ВП соответствует такая же максимальная температура полупроводниковой структуры, как и при заданной нагрузочной диаграмме. С учетом угла коммутации форма импульсов тока изменяется, поэтому более общее понятие эквивалентного тока связано с температурой полупроводниковой структуры (ТПС) в момент окончания импульсов тока, которая отличается от максимальной. В статье, во-первых, предлагается метод выбора тиристоров по току с учетом коммутации вентиля, во-вторых, на основе понятия эквивалентного тока вводится расчетная мощность ВП, позволяющая сравнивать ВП с различными схемами и выбирать оптимальный вариант. Как и в [Л. 1], принимается идеально сглаженный выпрямленный ток и рассматривается линейная тепловая модель.

Влияние коммутации вентиля на температуру полупроводниковой структуры. Рассмотрим определение ТПС в установившемся режиме при трапецидальной форме тока через тиристор. Известно, что при заданной форме тока тиристора, а следовательно, и мощности, рассеиваемой в полупроводниковой структуре, ТПС определяется с помощью интеграла Дюамеля; она может быть получена наложением температур от трех периодических составляющих тока (рис. 1):

$$\Delta\theta = \Delta\theta_1 + \Delta\theta_{\gamma 2} + \Delta\theta_{\gamma 3}, \quad (1)$$

где $\Delta\theta_1$ вызвана прямоугольными, а $\Delta\theta_{\gamma 2}$ и $\Delta\theta_{\gamma 3}$ треугольными импульсами тока.

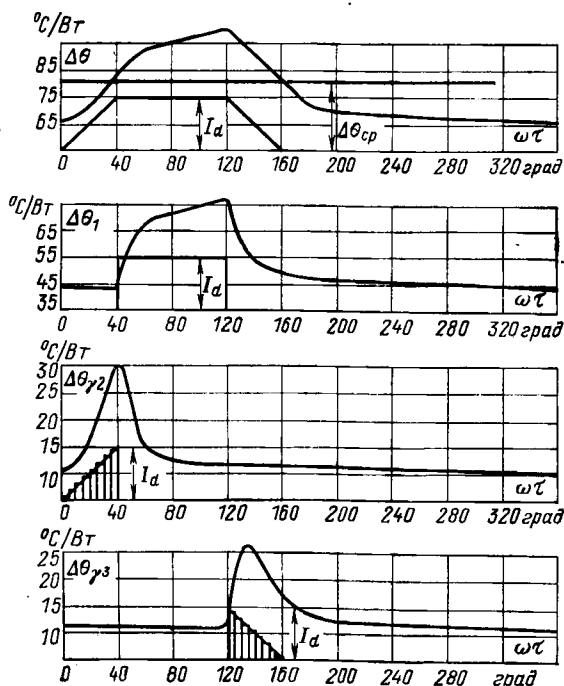


Рис. 1. Составляющие температуры полупроводниковой структуры при трапецидальной форме тока (ТЛВ-320).

Исследование формул для определения $\Delta\theta_{\gamma 2}$ и $\Delta\theta_{\gamma 3}$, полученных с помощью интеграла Дюамеля, показывает, что их практическое использование вызывает затруднение, так как при расчетах получаются разности близких величин. Поэтому для определения $\Delta\theta_{\gamma 2}$ и $\Delta\theta_{\gamma 3}$ целесообразно представить нарастающую и спадающую части тока ступенчатыми кривыми. В таком случае задача сводится к определению ТПС при периодической прямоугольной форме тока с последующим наложением температур от импульсов тока различной величины. Значения ТПС в установившемся режиме от j -й последовательности одинаковых по величине импульсов тока, сдвинутых на период T переменного тока [Л. 1], равны:

$$\Delta\theta_{nj} = P_{mj} \sum_{k=1}^n R_k \left\{ 1 - \frac{[1 - \exp(-\lambda_k t_n)] \exp(-\lambda_k t)}{1 - \exp(-\lambda_k T)} \right\}, \quad \left. \begin{aligned} &[0 \leq t \leq \Delta t_n]; \\ &\Delta\theta_{nj} = P_{mj} \sum_{k=1}^n R_k \frac{[\exp(\lambda_k \Delta t_n) - 1] \exp(-\lambda_k t)}{1 - \exp(-\lambda_k T)}, \\ &[\Delta t_n \leq t \leq T], \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где P_{mj} — мощность j -го импульса, рассеиваемая в полупроводниковой структуре; Δt_n — длительность импульса; T — длительность периода.

Результирующая ТПС от совокупности прямоугольных импульсов тока, заменяющей треугольный импульс,

$$\Delta\theta_{\gamma l} = \sum_{j=1}^m \Delta\theta_{jl} 1[t - (j-1)\Delta t_n], \quad (3)$$

где $\Delta\theta_{jl}$ — ТПС от j -й последовательности прямоугольных импульсов, определяемая по (2); $m = \frac{\gamma}{\omega \Delta t_n}$ —

число ступеней в треугольнике тока; 1 — единичная функция; $l=2$ соответствует нарастающим во времени треугольным импульсам тока, $l=3$ — спадающим треугольным импульсам тока.

Отсчет времени в (2) принят с момента, когда начинается импульс тока, а в (3) совмещен с началом треугольного импульса тока.

Как видно из (3), достаточно рассчитать ТПС для одной периодической последовательности одинаковых по величине прямоугольных импульсов, сдвинутых на период T по (2); ТПС от любой другой периодической последовательности получается пересчетом пропорционально мощности импульса P_m и сдвигом на время, указанное справа от единичной функции.

Исследование показывает, что ТПС в момент окончания импульса тока при трапецидальной форме (т. е. с учетом коммутации вентиля) меньше, чем при прямоугольной (без учета коммутации). Это объясняется, во-первых, интервалом времени коммутации, в течение которого ток тиристора уменьшается, и, во-вторых, некоторым уменьшением среднего значения мощности, рассеиваемой в полупроводниковой структуре. Из формулы для

расчета среднего значения мощности, рассеиваемой в полупроводниковой структуре,

$$P = U_0 I_{cp} + r_d I^2 \quad (4)$$

видно, что ее уменьшение обусловлено членом, пропорциональным динамическому сопротивлению r_d и квадрату действующего значения тока, так как среднее значение тока не изменяется при учете коммутации.

Результаты расчета применительно к тиристорам ТЛВ-320 ($I_d = 750$ А, $U_0 = 1,32$ В, $r_d = 36 \times 10^{-5}$ Ом) приведены ниже:

γ , град	0	20	40	60
$\Delta\theta_0$, °C	101	85	79	76
$\Delta\theta_{cp}$, °C	79,5	78,7	78	77,3
$\Delta\theta_m$, °C	101	99,9	98,5	96,8

Как видим, средняя $\Delta\theta_{cp}$ и максимальная $\Delta\theta_m$ температуры мало зависят от угла коммутации. Исключение составляет ТПС $\Delta\theta_0$ в начале бестокового интервала, существенно уменьшающаяся с ростом угла коммутации (рис. 2).

При угле коммутации $\gamma = \gamma_k$ ТПС в начале бестокового интервала совпадает со средней температурой (рис. 2). Средняя ТПС, рассчитанная без учета коммутации при прямоугольной форме тока, совпадает с температурой в момент окончания импульса тока при угле коммутации γ'_k , причем $\gamma'_k < \gamma_k$. С ростом динамического сопротивления r_d увеличивается разность между углами коммутации γ_k и γ'_k . Так как отклонение максимальной ТПС от средней может достигать 27% [Л. 1], необходимо рассмотреть метод выбора тиристоров по току для углов коммутации, при которых ТПС в начале бестокового интервала находится вблизи среднего значения.

Эквивалентный ток ВП для случая, когда ТПС в момент окончания трапецеидального импульса тока через тиристор находится вблизи средней, может быть найден следующим образом. Так как среднее значение мощности при учете угла коммутации уменьшается незначительно, можно принять, что ТПС в момент окончания импульса тока через тиристор при протекании на выходе ВП эквивалентного тока равна средней при прямоугольной форме тока:

$$\Delta\theta_0 = \frac{I_{ds}}{qa} \left(U_0 + r_d \frac{I_{ds}}{a} \right) \sum_{k=1}^n R_k, \quad (5)$$

где q — отношение периода тока к длительности прямоугольного импульса тока через тиристор, т. е. при мгновенной коммутации. В момент окончания импульса тока температура $\Delta\theta_0$ имеет наибольшее значение в соответствии с диаграммой нагрузки (рис. 3).

Результаты вычислений, приведенные выше, получены в предположении, что ток в вентиле при коммутации изменяется по линейному закону. В классической теории ток при коммутации содержит постоянную составляющую и косинусоидальную, зависящую от времени. В таком случае имеет место незначительное увеличение ТПС в момент окончания импульса тока через тиристор, что

оправдывает ее вычисление по (5) для граничного случая с учетом коммутации.

Эквивалентный ток ВП для тиристорного электропривода (граничный случай с учетом коммутации вентилей). Согласно диаграмме нагрузки (рис. 3,а) в (5) следует подставить $\Delta\theta_0$ в момент окончания действия импульса тока I_{d1} продолжительностью t_{n1} [Л. 1]:

$$\Delta\theta_0 = \frac{1}{qa} \sum_{k=1}^n \frac{R_k}{1 - \exp(-\lambda_k T_n)} \{ U_{B1} I_{d1} [1 - \exp(-\lambda_k t_{n1})] + U_{B2} I_{d2} [\exp(\lambda_k t_{n2}) - 1] \exp(-\lambda_k T_n) \} \quad (6)$$

где U_{B1} , U_{B2} — напряжения на открытых тиристорах при токах I_{d1} , I_{d2} .

Для практического расчета удобно использовать приближенную формулу, вытекающую из (5) и (6):

$$I_{ds} \approx \frac{1}{\sum R_k} \times \sum_{k=1}^n \frac{I_{d1} [1 - \exp(-\lambda_k t_{n1})] + I_{d2} [\exp(\lambda_k t_{n2}) - 1] \exp(-\lambda_k T_n)}{1 - \exp(-\lambda_k T_n)} R_k \quad (7)$$

Точность определения I_{ds} по (7) растет с уменьшением динамического сопротивления тиристора.

Ниже даны результаты расчета эквивалентных токов для двух граничных случаев ($\gamma = 0$ и $\gamma = \gamma_k$) с использованием переходных тепловых характеристик тиристора ТЛ-250 с радиатором М-10 (А-10) при естественной I_e , принудительной воздушной с тем же радиатором $I_{воз}$ и водяной с радиатором МВ-2 $I_{вод}$ системах охлаждения:

t_{n1}	t_{n2}	T_n	I_{d1}	I_{d2}	I_e	$I_{воз}$	$I_{вод}$
60	—	183	1,75	—	0,837/0,91	1,32/1,39	1,65/1,68
15	—	60	2	—	0,833/0,91	1,36/1,46	1,7/1,76
10	—	50,6	2,25	—	0,836/0,938	1,47/1,59	1,88/1,94
5	10	71	2,5	2	0,875/0,99	1,38/1,56	1,98/2,04
15	60	244	2,0	1,75	0,843/0,925	1,31/1,42	1,71/1,77
15	120	295	2,0	1,4	0,928/1,0	1,32/1,43	1,66/1,73

(Переходные тепловые характеристики приведены в приложении.) В числителе указаны эквивалентные токи, рассчитанные по (7), а в знаменателе — при прямоугольной форме импульса тока через тиристор [Л. 1]. За базовый принят номинальный ток, равный среднему квадратичному току нагрузочной диаграммы (рис. 3,а).

Нагрузочные диаграммы верхних трех строк заимствованы из [Л. 2], нижних — из

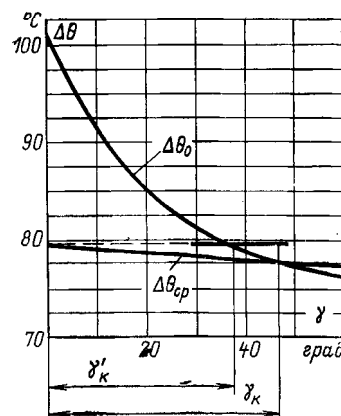


Рис. 2. Зависимость температуры полупроводниковой структуры от угла коммутации ТЛВ-320.

[Л. 1]. Как видим, эквивалентные токи для граничного случая с учетом коммутации вентиля меньше, чем при прямоугольной форме импульса тока через тиристор. С увеличением эффективности охлаждения эта разница уменьшается. Эквивалентные токи по отношению к номинальным при естественной, принудительной воздушной и водяной системах охлаждения для двух рассматриваемых граничных случаев принимают в среднем следующие значения: 0,86/0,95; 1,36/1,47; 1,765/1,82.

Эквивалентный ток ВП для систем возбуждения (граничный случай с учетом коммутации вентилей). Температура $\Delta\theta_0$ имеет наибольшее значение в момент окончания режима форсировки возбуждения с установившегося номинального режима при токе I_{d1} (рис. 3, б):

$$\Delta\theta_0 = \frac{1}{a} \left\{ U_{B1} I_{d1} \sum_{k=1}^n R_k + (U_{B2} I_{d2} - U_{B1} I_{d1}) \times \right. \\ \left. \times \sum_{k=1}^n R_k [1 - \exp(-\lambda_k t_{\phi})] \right\} \quad (8)$$

где t_{ϕ} — длительность форсировки.

Для практического расчета эквивалентного тока удобно использовать приближенную формулу,

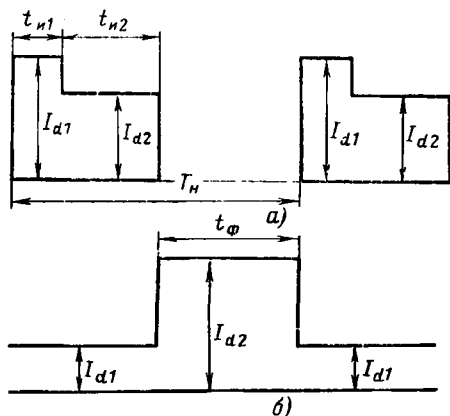


Рис. 3. Нагрузочные диаграммы.

а — для систем электропривода; б — для систем возбуждения.

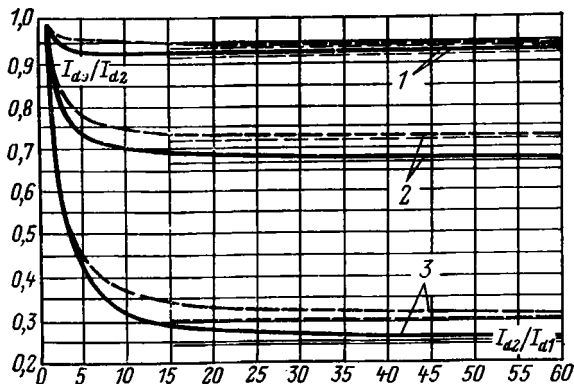


Рис. 4. Графики для определения эквивалентного тока вентилях преобразователей для систем возбуждения.

1 — водяное охлаждение; 2 — принудительное воздушное; 3 — естественное.

вытекающую из (5) и (8):

$$I_{d2} \approx I_{d1} + \frac{I_{d1} - I_{d2}}{\Sigma R_k} \sum_{k=1}^n R_k \exp(-\lambda_k t_{\phi}). \quad (9)$$

Точность определения I_{d2} по (9) зависит от значения динамического сопротивления. Результаты расчета эквивалентных токов с использованием переходных тепловых характеристик тиристора ТЛ-250 при естественной, принудительной воздушной и водяной системах охлаждения представлены в виде графиков на рис. 4. Длительность форсировки принята равной 50 с. Из сравнения кривых, построенных по (9) для граничного случая с учетом коммутации вентилей (сплошные линии), с кривыми, построенными по [Л. 1] (прерывистые линии) при прямоугольной форме тока через тиристор видно, что первые идут ниже вторых. Чем эффективнее охлаждение, тем ближе кривые.

Кривые рис. 4 дают представление о том, как изменяется эквивалентный ток при различных способах охлаждения в зависимости от предварительной нагрузки ВП. Чем эффективнее охлаждение, тем меньшее влияние оказывает на эквивалентный ток предварительная нагрузка ВП.

Номинальный и предельный токи тиристора в ВП. Для определения числа параллельных ветвей ВП необходимо знать номинальный ток тиристора в ВП. Метод его расчета при условии, что импульсы тока через тиристор имеют прямоугольную форму, рассмотрен в [Л. 1]. Если ТПС в момент окончания импульса тока находится вблизи среднего значения, то номинальный ток следует находить по формуле:

$$I_{\theta,н} = \frac{1}{2r_{\theta q}} \left(\sqrt{U_{\theta}^2 + \frac{4\Delta\theta_0 r_{\theta q}}{\Sigma R_k}} - U_{\theta} \right). \quad (10)$$

Сравнение номинальных токов для двух граничных случаев, в одном из которых ТПС в момент окончания импульса тока через тиристор находится вблизи среднего значения (сплошные линии), а в другом равна максимальному значению (прерывистые линии), дано на рис. 5. Чем эффективнее охлаждение, тем сильнее расхождение между токами. Номинальный ток тиристора, рассчитанный по (10), больше, чем при прямоугольной форме импульса тока.

Необходимо отметить, что согласно [Л. 3] номинальный ток тиристора в ВП определяется однозначно по номинальному току в однополупериодной схеме выпрямления и тепловому сопротивлению [Л. 1]. В [Л. 4] вместо номиналь-

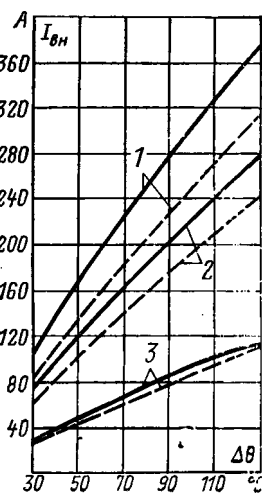


Рис. 5. К определению номинального тока тиристора в вентильном преобразователе ТЛ-250.

1 — водяное охлаждение; 2 — принудительное воздушное; 3 — естественное.

ных токов тиристоры приводятся значения предельных токов при заданной температуре корпуса. Заводы — изготовители тиристоры указывают также предельные токи при нормированной температуре охлаждающей среды, заданных типах охладителей и условиях охлаждения. Предельному току соответствует ТПС 125°C для обычных и 140°C для лавинных тиристоры. Превышение предельных значений может привести к повреждению тиристоры.

В связи с тем, что [Л. 4] номинальные токи тиристоры исключены, предприятию-изготовителю ВП надлежит определить номинальный ток, задавшись ТПС $\Delta\theta_0$ в момент окончания импульса тока. Как известно, от значения $\Delta\theta_0$ зависит интенсивность отказов тиристоры. Интересно отметить, что в информации по тиристорам [Л. 5] наряду с предельными токами приводятся номинальные (рекомендуемые токи).

Расчетная мощность преобразователя. С помощью эквивалентного тока можно ввести понятие «расчетная мощность преобразователя». Например, для случая трехфазной мостовой схемы

$$S_{\Pi} = 2U_{\Pi}I_{\Delta\theta}, \quad (11)$$

где U_{Π} — максимальное напряжение на плече преобразователя.

Расчетная мощность позволяет сравнивать вентиля преобразователи между собой при одинаковых условиях охлаждения и формах тока. Для сравнения преобразователей с различными системами охлаждения и формами тока следует перейти

к расчетному количеству тиристоры:

$$n = \frac{2U_{\Pi}I_{\Delta\theta}}{U_{B.H}I_{B.H}}, \quad (12)$$

где $U_{B.H}$ — номинальное напряжение на тиристоре.

Выражение (12) можно также понимать и как мощность, выраженную в относительных единицах.

Приложение. Параметры переходных тепловых характеристик.

Естественное охлаждение тиристоры ТЛ-250

$R_{\kappa}, ^\circ\text{C}/\text{Вт}$	0,02	0,046	0,07	0,6
$\lambda_{\kappa}, 1/\text{с}$	2100	6	0,23	0,0009

Принудительное воздушное охлаждение

$R_{\kappa}, ^\circ\text{C}/\text{Вт}$	0,02	0,025	0,07	0,13
$\lambda_{\kappa}, 1/\text{с}$	2100	75	0,23	0,006

Водяное охлаждение

$R_{\kappa}, ^\circ\text{C}/\text{Вт}$	0,02	0,025	0,045	0,06	0,05
$\lambda_{\kappa}, 1/\text{с}$	2100	75	6	0,35	0,0255

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Зборовский И. А. Оптимальный выбор тиристоры по току для вентиля преобразователей, ведомых сетью. — «Электричество», 1973, № 9.
- Агрегаты преобразовательные с силовыми полупроводниковыми вентилями. ГОСТ 18142-72. Введ. 1.7.73. М., 1973. 16 с.
- Вентили силовые полупроводниковые кремниевые управляемые — тиристоры. ГОСТ 14069-68. Введ. 1.7.69. М., 1970. 29 с.
- Вентили силовые полупроводниковые кремниевые управляемые — тиристоры. ГОСТ 14069-72. Введ. 1.7.73. М., 1973. 45 с.
- Semikron Thyristoren. Gesellschaft für Gleichrichterbau und Elektronik m. b. H. Nürnberg, 1972.

[9.9.1975]

УДК [621.314.214.2 + 621.372.852.2].001.5

Метод гармонического анализа характеристик поворотных трансформаторы и фазовращателей

СМОЛИН В. И., ТИХОНОВ В. Н.

Челябинский филиал Уральского электромеханического института инженеров железнодорожного транспорта

Известно [Л. 1], что физические процессы в поворотных трансформаторах (ПТ) и фазовращателях (ФВ) описываются наилучшим образом при гармоническом анализе. Однако методы такого анализа, учитывающие одновременное влияние комплекса различного рода дефектов ПТ и ФВ, не получили достаточного развития [Л. 2—4].

Ниже рассматривается метод гармонического анализа точности ПТ и ФВ, основанный на разложении в ряд Тейлора многомерной функции выходного параметра датчиков.

Будем считать, что математическая модель (система уравнений электрического равновесия) ПТ и ФВ известна [Л. 2—4]. Из анализа математической модели находим требуемую характеристику (амплитуда или фаза выходного напряжения, э. д. с. обмоток и др.) в виде многомерной функции угла поворота θ и параметров $x_1, x_2, \dots, x_n$ датчика (ПТ или ФВ):

$$\varphi = \varphi(\theta, x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (1)$$

Известны также координаты номинальной точки $(\theta, x_{10}, x_{20}, \dots, x_{n0})$ многомерной функции. Это значения параметров ПТ и ФВ при номинальном (идеальном) режиме работы.

Несоответствие характеристик датчика номинальному режиму работы обусловлено комплексом дефектов, представляющим собой совокупность малых отклонений $\Delta x_1, \Delta x_2, \dots, \Delta x_n$ параметров от их номинальных значений $x_{10}, x_{20}, \dots, x_{n0}$.

Разлагая функцию (1) в ряд по степеням отклонений параметров, находим точное описание погрешности исследуемой характеристики датчика:

$$\Delta\varphi = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial\varphi}{\partial x_i} \right)_0 \Delta x_i + \frac{1}{2!} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \left(\frac{\partial^2\varphi}{\partial x_i \partial x_j} \right)_0 \Delta x_i \Delta x_j + \dots + \frac{1}{q!} (d^q\varphi)_0. \quad (2)$$

Частные производные кратного ряда Тейлора

(2) вычисляются в номинальной точке, содержащей

переменную координату θ . Поэтому каждая частная производная является периодической функцией параметра θ и путем тригонометрических преобразований может быть представлена в виде суммы гармонических компонент:

$$\left(\frac{\partial r_{\varphi}}{\partial x_{i_1}, \dots, \partial x_{i_r}} \right)_0 = \beta_{i_1, \dots, i_r 0} + \sum_{k=1}^m \beta_{i_1, \dots, i_r k} \cos k\theta + \sum_{k=1}^m \gamma_{i_1, \dots, i_r k} \sin k\theta, \quad (3)$$

где $1 \leq i_1, \dots, i_r \leq n$; β, γ — числовые коэффициенты, образованные координатами номинальной точки.

После преобразования частных производных ряда (2) к виду (3) и группирования членов с одинаковыми гармониками получаем тригонометрический ряд погрешностей:

$$\Delta\varphi = \beta_0 + \sum_{k=1}^m \beta_k \cos k\theta + \sum_{k=1}^m \gamma_k \sin k\theta, \quad (4)$$

где

$$\begin{aligned} \beta_0 &= \sum_{i=1}^n \beta_{i0} \Delta x_i + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \beta_{ij0} \Delta x_i \Delta x_j + \dots; \\ \beta_k &= \sum_{i=1}^n \beta_{ki} \Delta x_i + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \beta_{ijk} \Delta x_i \Delta x_j + \dots; \\ \gamma_k &= \sum_{i=1}^n \gamma_{ik} \Delta x_i + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \gamma_{ijk} \Delta x_i \Delta x_j + \dots \end{aligned}$$

Реальные отклонения параметров [Л. 2] — в десятых и сотых долях процента, поэтому вторые и последующие слагаемые коэффициентов β и γ ряда (4), содержащие произведение нескольких величин отклонений, составляют ничтожную долю первого слагаемого и ими можно пренебречь. В результате получаем линеаризованную формулу погрешностей:

$$\Delta\varphi = A_0 + \sum_{k=1}^m A_k \cos k\theta + \sum_{k=1}^m B_k \sin k\theta, \quad (5)$$

где

$$A_0 = \sum_{i=1}^n \beta_{i0} \Delta x_i; \quad A_k = \sum_{i=1}^n \beta_{ik} \Delta x_i; \quad B_k = \sum_{i=1}^n \gamma_{ik} \Delta x_i.$$

Широкое применение [Л. 3 и 4] находит метод анализа точности ПТ и ФВ, при котором каждый раз рассматривается влияние лишь одного дефекта. Нетрудно установить взаимосвязь результатов такого анализа с содержанием линеаризованной формулы (5). А именно, формула (5) есть сумма частных погрешностей, получаемых в результате учета различных дефектов при последовательном анализе.

Следует отметить, что значения отклоне-

ний параметров не являются единственным критерием применимости линеаризации. Необходима также [Л. 5] непрерывность всех частных производных ряда (2) в некоторой окрестности номинальной точки. Проверка выполнения этого условия может быть произведена лишь на конкретной математической модели датчика и может занять гораздо больший объем, чем сам анализ. Поэтому часто идут по пути постулирования второго условия, практическим обоснованием которого служит аналитичность подавляющего большинства многомерных функций, описывающих реальные объекты.

Практическое применение метода иллюстрируется ниже анализом характеристик четырехобмоточного ПТ (СКПТ) (рис. 1). Эта электрическая машина описывается матричным уравнением:

$$\begin{pmatrix} U \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Z_{ff} & Z_{fk} & Z_{fa} & Z_{fb} \\ Z_{kf} & Z_{kk} & Z_{ka} & Z_{kb} \\ Z_{af} & Z_{ak} & Z_{aa} & Z_{ab} \\ Z_{bf} & Z_{bk} & Z_{ba} & Z_{bb} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_f \\ I_k \\ I_a \\ I_b \end{pmatrix}. \quad (6)$$

Учтем в Z -параметрах системы (6) несинусоидальность кривой взаимоиנדукции между статорными и роторными обмотками ПТ:

$$\begin{aligned} Z_{af} &= Z_{fa} = H_{10} + H_{11} \cos \theta + \sum_{k=2}^l H_{1k} \cos k\theta + \\ &+ \sum_{k=1}^l G_{1k} \sin k\theta; \\ Z_{ak} &= Z_{ka} = H_{20} + H_{21} \sin \theta + \sum_{k=2}^l H_{2k} \sin k\theta + \\ &+ \sum_{k=1}^l G_{2k} \cos k\theta; \\ -Z_{bf} &= -Z_{fb} = H_{30} + H_{31} \sin \theta + \\ &+ \sum_{k=2}^l H_{3k} \sin k\theta + \sum_{k=1}^l G_{3k} \cos k\theta; \\ Z_{bk} &= Z_{kb} = H_{40} + H_{41} \cos \theta + \sum_{k=2}^l H_{4k} \cos k\theta + \\ &+ \sum_{k=1}^l G_{4k} \sin k\theta. \end{aligned} \quad (7)$$

Полученная модель ПТ обладает хорошей полнотой описания объекта исследования. (Взаимосвязь коэффициентов уравнения (6) с геометрическими параметрами электрической машины, определяемая особенностями конструкции, здесь не рассматривается.)

Идеальному режиму работы ПТ соответствуют значения параметров: $Z_{af} = Z_{fa} = H \cos \theta$; $Z_{ak} = Z_{ka} = H \sin \theta$; $Z_{bf} = Z_{fb} = -H \sin \theta$; $Z_{bk} = Z_{kb} = H \cos \theta$; $Z_{kf} = Z_{fk} = 0$; $Z_{ab} = Z_{ba} = 0$; $Z_{ff} = Z_{kk} = Z_s$; $Z_{aa} = Z_{bb} = Z_r$.

При выполнении этих условий амплитуды выходных напряжений ПТ имеют строго синусоидаль-

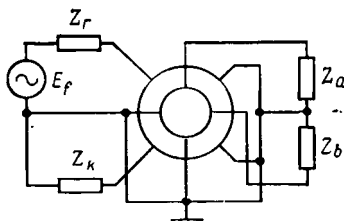


Рис. 1. Электрическая схема СКПТ.

ную (косинусоидальную) зависимость от угла поворота θ , например,

$$U_a = U_f \frac{HZ_a}{H^2 + Z_s Z_r} \cos \theta.$$

Несоответствие параметров ПТ номинальным значениям может проявляться согласно (6) и (7) в виде следующей совокупности дефектов ПТ: $\Delta Z_{ff} = Z_{ff} - Z_s$; $\Delta Z_{kk} = Z_{kk} - Z_r$; $\Delta Z_{aa} = Z_{aa} - Z_r$; $\Delta Z_{bb} = Z_{bb} - Z_r$; $Z_{fh} \neq 0$; $Z_{ab} \neq 0$; H_{10} ; H_{20} ; H_{30} ; H_{40} ; H_{1k} ; H_{2k} ; H_{3k} ; H_{4k} ; G_{1k} ; G_{2k} ; G_{3k} ; G_{4k} , где $k=1, 2, \dots$

Наличие этих факторов нарушает синусоидальный характер выходного сигнала ПТ, при этом отклонение амплитуды напряжения U_a от косинусоидального закона описывается гармоническим рядом (5), где

$$A_0 = k \left[4(H_{12} + H_{42}) + 8(H_{22} + H_{32}) + \frac{16}{H} (Z_{ab} Z_s - Z_{fk} Z_r) + (2-a)H_{10} - 8H_{40} \right];$$

$$A_1 = k \left[(3-4a)\Delta H_1 + \Delta H_2 + \Delta H_3 - 2\Delta H_4 + \sum_{p=1}^4 H_{p3} \right];$$

$$B_1 = k \left[(2-a)G_{11} + \sum_{p=1}^4 (G_{p3} - G_{p1}) \right];$$

$$A_2 = k \left[2(H_{10} + H_{40}) + (2-a)H_{12} - 2H_{42} + \sum_{p=1}^4 H_{p4} \right];$$

$$B_2 = k \left[2(H_{20} + H_{30}) + (2-a)G_{12} - 2G_{42} + \sum_{p=1}^4 G_{p4} \right];$$

$$A_k = k \left\{ \sum_{p=1}^4 [H_{p(k-2)} + H_{p(k+2)}] + (2-a)H_{1k} - 2H_{4k} - 2[H_{2(k-2)} + H_{3(k+2)}] \right\};$$

$$B_k = k \left\{ \sum_{p=1}^4 [G_{p(k-2)} + G_{p(k+2)}] + (2-a)G_{1k} - 2G_{4k} \right\},$$

$$(k \geq 3);$$

$$k = U_f Z_a I^2 / 4(H^2 + Z_s Z_r)^2; \quad a = Z_s Z_r / I^2; \\ \Delta H_p = H_{p0} - H.$$

Установление взаимосвязи коэффициентов ряда (5) с параметрами электрической машины открывает широкие возможности для диагностики ПТ и ФВ — оценки уровня и характера дефектов ПТ пу-

тем точного количественного сравнения результатов теоретического и электрического исследования. Такая оценка предполагает, естественно, экспериментальный анализ характеристик конкретных образцов.

Проведем гармонический анализ экспериментальных данных, полученных по наиболее распространенным методикам испытаний ПТ и ФВ.

В случае прямых методов измерения эмпирическая информация представляет собой последовательность $n+1$ точек (y_i, θ_i) , где θ_i — угол поворота вала датчика, считываемый с угломерного устройства; y_i — параметр исследуемой характеристики (амплитуда, фаза, импеданс и др.), определяемый по измерительному прибору; i — порядковый номер точки ($i=0, 1, \dots, n$).

Амплитудные характеристики датчиков исследуют часто компенсационным методом с помощью индуктивного делителя напряжения [Л. 7]. Результаты испытаний представлены здесь совокупностью точек $(k_i U_{\text{эм}}, \theta_i)$, где k_i — коэффициент передачи делителя, соответствующий углу θ_i ; $U_{\text{эм}}$ — входной сигнал делителя, в качестве которого обычно используют напряжения питания поворотного трансформатора.

Фазовые характеристики датчиков измеряют эталонной мерой фазового сдвига по методу равных интервалов [Л. 4, 8 и 9]. Данные испытаний составляют в этом случае последовательность точек $(i\Delta_\varphi, \theta_i)$, где Δ_φ — эталонная мера фазового сдвига.

Как показывает анализ, рассмотренные результаты испытаний отражаются наилучшим образом следующей эмпирической формулой:

$$y(\theta) = A_0 + B_0 \theta + \sum_{k=1}^m (A_k \cos k\theta + B_k \sin k\theta). \quad (8)$$

Хотя первые два члена формулы (8) не имеют конкретного физического смысла для некоторых

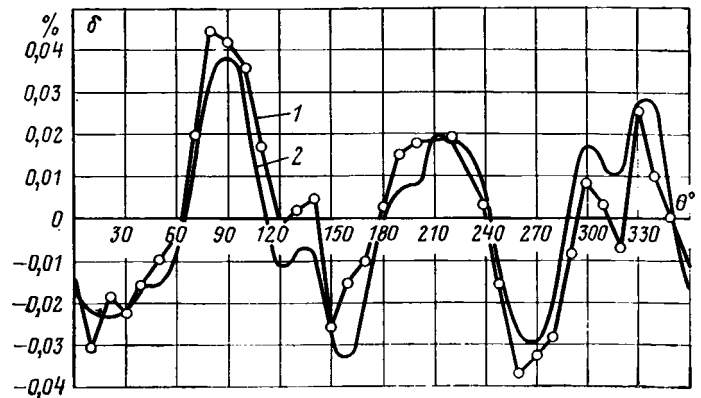


Рис. 2. Кривые погрешности ВТ-5.

Коэффициенты гармоник	Значения k									
	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$A_k \times 10^{-2}, \%$	-0,48	-0,23	-0,15	0,09	-0,19	-0,46	-0,05	-0,29	0,04	0,01
$B_k \times 10^{-2}, \%$	-0,06	-2,57	0,07	0,30	-0,02	-0,65	0,02	0,15	0,02	0,29

характеристик датчиков, они могут появиться в эмпирических данных вследствие ряда причин (систематические ошибки измерения, отклонение случайных ошибок от нормального закона распределения, неравенство диапазона измеряемых углов целому числу периодов и др.). Поэтому учет этих членов желателен во всех случаях для центрирования эмпирических данных.

Гармонический состав экспериментальных характеристик найдем методом наименьших квадратов, исходя из квадратического критерия оптимизации:

$$\sum_{i=0}^n [y_i - y(\theta_i)]^2 = \min,$$

где y_i — общее для всех методов обозначение ординат экспериментальных точек.

В этом случае неизвестные коэффициенты формулы (8) находятся из решения системы уравнений:

$$\begin{pmatrix} \sum_{i=0}^n y_i \\ \sum_{i=0}^n y_i \theta_i \\ \sum_{i=0}^n y_i \cos \theta_i \\ \sum_{i=0}^n y_i \sin \theta_i \\ \dots \\ \sum_{i=0}^n y_i \cos m\theta_i \\ \sum_{i=0}^n y_i \sin m\theta_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} n+1 & \sum_{i=0}^n \theta_i & \sum_{i=0}^n \cos \theta_i & \sum_{i=0}^n \sin \theta_i & \dots & \sum_{i=0}^n \cos m\theta_i & \sum_{i=0}^n \sin m\theta_i \\ \sum_{i=0}^n \theta_i & \sum_{i=0}^n \theta_i^2 & \sum_{i=0}^n \theta_i \cos \theta_i & \sum_{i=0}^n \theta_i \sin \theta_i & \dots & \sum_{i=0}^n \theta_i \cos m\theta_i & \sum_{i=0}^n \theta_i \sin m\theta_i \\ \sum_{i=0}^n \cos \theta_i & \sum_{i=0}^n \theta_i \cos \theta_i & \sum_{i=0}^n \cos^2 \theta_i & \sum_{i=0}^n \cos \theta_i \sin \theta_i & \dots & \sum_{i=0}^n \cos \theta_i \cos m\theta_i & \sum_{i=0}^n \cos \theta_i \sin m\theta_i \\ \sum_{i=0}^n \sin \theta_i & \sum_{i=0}^n \theta_i \sin \theta_i & \sum_{i=0}^n \cos \theta_i \sin \theta_i & \sum_{i=0}^n \sin^2 \theta_i & \dots & \sum_{i=0}^n \sin \theta_i \cos m\theta_i & \sum_{i=0}^n \sin \theta_i \sin m\theta_i \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum_{i=0}^n \cos m\theta_i & \sum_{i=0}^n \theta_i \cos m\theta_i & \sum_{i=0}^n \cos \theta_i \cos m\theta_i & \sum_{i=0}^n \sin \theta_i \cos m\theta_i & \dots & \sum_{i=0}^n \cos^2 m\theta_i & \sum_{i=0}^n \cos m\theta_i \sin m\theta_i \\ \sum_{i=0}^n \sin m\theta_i & \sum_{i=0}^n \theta_i \sin m\theta_i & \sum_{i=0}^n \cos \theta_i \sin m\theta_i & \sum_{i=0}^n \sin \theta_i \sin m\theta_i & \dots & \sum_{i=0}^n \cos m\theta_i \sin m\theta_i & \sum_{i=0}^n \sin^2 m\theta_i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} A_0 \\ B_0 \\ A_1 \\ B_1 \\ \dots \\ A_m \\ B_m \end{pmatrix} \quad (9)$$

Важным моментом численного анализа является контроль за адекватным отражением формулой (8) физических процессов исследуемых датчиков.

Число распознаваемых гармоник ограничено теоретически, как известно [Л. 10], дискретностью экспериментальных точек (шаг по углу θ не должен превышать половины периода высшей гармоники эмпирической формулы). Случайные ошибки измерения могут исказить коэффициенты высших гармоник формулы (8), поэтому количество реально идентифицируемых гармоник может быть меньше теоретического. При расчетах на ЦВМ число гармоник формулы (8) удобно контролировать по критерию постоянства (допустимому изменению) вычисленных коэффициентов низших номеров гармоник при добавлении в формулу высших номеров компонент.

Пример. В соответствии с предлагаемой методикой был проведен гармонический анализ экспериментальной погрешности ПТ типа ВТ-5 класса точности 0,04 (кривая 1, рис. 2) для случая, когда погрешность распознавания результатов не превышала 30%. Расчеты показывают, что в этом случае количество идентифицируемых гармоник не превышает одиннадцати (теоретически — семнадцати). Коэффициенты гармоник, выраженные в процентах по отношению к первой гармонике, приведены в таблице.

По этим данным построена зависимость расчетной погрешности от угла поворота (кривая 2, рис. 2).

Результаты анализа показывают, что погрешность исследованного ПТ определяется 3 и 7-й гармониками. Существенное влияние имеют 9 и 10-я гармоники, уровень четных компонент незначителен. Для увеличения числа распознаваемых гармоник необходимо уменьшать интервал дискретности экспериментальных точек.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Романишин Р. Н. Спектральный метод анализа погрешностей однофазных индукционных фазовращателей. — «Электричество», 1974, № 10.
2. Хрущев В. В. Электрические микромашины. М., «Энергия», 1969.
3. Бычатын Д. А., Гольдман И. Я. Поворотный индуктосин. М., «Энергия», 1969.

4. Ахметжанов А. А. Системы передачи угла повышенной точности. М., «Энергия», 1966.

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

6. Гехер К. Теория чувствительности и допусков электронных цепей. М., «Советское радио», 1973.

7. Скрипник Ю. А., Нижинский А. Д., Жукинский И. Н. Устройство для измерения нелинейности амплитудных характеристик электрических преобразователей. А. С. № 301646 (СССР). Оpubл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1971, № 14.

8. Устройство для измерения нелинейности фазовой характеристики круговых фазовращателей. А. С. № 278871 (СССР). Оpubл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1970, № 16. Авт.: М. С. Евдокимов, Ю. А. Скрипник, В. Я. Дремлюга, И. В. Яновская.

9. Крепышев Г. Б., Смолин В. И. Установки для измерения малых фазовых сдвигов. — В кн.: Электротехническая аппаратура. Устройство управления и контроля. М. «Энергия», 1971, т. 1.

10. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике. М., «Наука», 1973.

[6.1.1976]

Внутренний теплообмен в горизонтальных газонаполненных токопроводах

ВИШНЕВСКИЙ Ю. И., ФИЛИПОВ Ю. А.
Ленинград

Исследованию и проектированию газонаполненных токопроводов уделяется достаточно большое внимание в основном применительно к глубоким городским и промышленным вводам, элементам присоединений крупных гидро- и турбоагрегатов на станциях, кабелям, криогенным линиям электропередач, элементам КРУ и т. п. устройствам.

В статье рассмотрены вопросы внутреннего теплообмена в горизонтальных газонаполненных токопроводах, определяющего их пропускную способность, и даны практические методы расчета. Внешний теплообмен не рассматривается, так как широко освещен в литературе.

Поскольку в подавляющем большинстве случаев в качестве внешних оболочек токопроводов применяются трубы, а в качестве токоведущих частей — круглые стержни, а также полые круглые и коробчатые проводники, исследования проводились применительно к этим геометрическим формам. В качестве заполняющих газов рассматривались сжатый воздух и шестифтористая сера, хотя выведенные соотношения позволяют вести расчет практически для любых газов и жидкостей. Частично изложенные ниже выводы приводились ранее [Л. 1—3]. Попытки дать формулы для практического расчета на основе критериальных уравнений делались позднее и другими авторами [Л. 4].

Принято конвективный теплообмен между токоведущими проводником токопровода и оболочкой на единицу длины выражать обычным уравнением теплопроводности [Л. 5]:

$$Q_k = \frac{\lambda_3}{\delta_k} \frac{S_o - S_r}{\ln \frac{S_o}{S_r}} (\vartheta_r - \vartheta_o), \text{ Вт/м.} \quad (1)$$

где S_o , S_r — периметры оболочки и токоведущего проводника, м; $\vartheta_r - \vartheta_o$ — разность температур между проводником и оболочкой, К; δ_k — толщина прослойки, м; λ_3 — эквивалентный коэффициент теплопроводности;

$$\lambda_3 = \lambda \varepsilon, \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}. \quad (2)$$

В (2) λ — коэффициент теплопроводности, $\frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}$;

ε — функция от числа Рэлея, определяемого, в свою очередь, как произведение критериев Грасгофа и Прандтля — $Gr \cdot Pr$.

Хотя современные математические методы и позволяют теоретически точно определить функцию ε для различных прослоек [Л. 6], однако более удобно пользоваться значениями эквивалентного коэффициента теплопроводности, представленными в критериальном виде по экспериментальным данным. На основании опытов Д. Л. Бояринцева и других, результаты которых нанесены на рис. 1 в виде точек, М. А. Михеев рекомендовал следующие выражения для определения λ_3 (пунктирные линии

на рис. 1) [Л. 5]:

$$\varepsilon = 0,105 (Gr \cdot Pr)^{0,3} \text{ при } 10^3 < Gr \cdot Pr < 10^6; \quad (3)$$

$$\varepsilon = 0,4 (Gr \cdot Pr)^{0,2} \text{ при } 10^6 < Gr \cdot Pr < 10^{10}. \quad (4)$$

Однако внимательный анализ исходных данных показывает, что при значениях $Gr \cdot Pr > 10^6$ предложенное выражение неоднозначно. Так, точки, полученные при исследовании плоских горизонтальных газовых прослоек, лежат значительно выше предложенной прямой, а при значениях $Gr \cdot Pr > 10^8$ нанесены только точки, полученные при исследовании шаровых газовых прослоек, причем некоторые из этих точек также лежат значительно выше кривой. Малочисленность экспериментальных данных при $Gr \cdot Pr > 10^8$, особенно для цилиндрических газовых прослоек, объясняется, по-видимому, отсутствием в то время технических задач, связанных с теплопередачей через прослойки, заполненные сжатым газом при высоком давлении.

На рис. 1 нанесены также данные экспериментов, проведенных по инициативе и при участии авторов при исследовании цилиндрических газовых прослоек, заполненных сжатым воздухом и элегазом. На основании этих данных, а также данных М. А. Михеева, приведенных на рис. 1 для значений $Gr \cdot Pr > 10^6$, нанесена зависимость, описываемая выражением

$$\varepsilon = 0,133 (Gr \cdot Pr)^{0,28}, \quad (5)$$

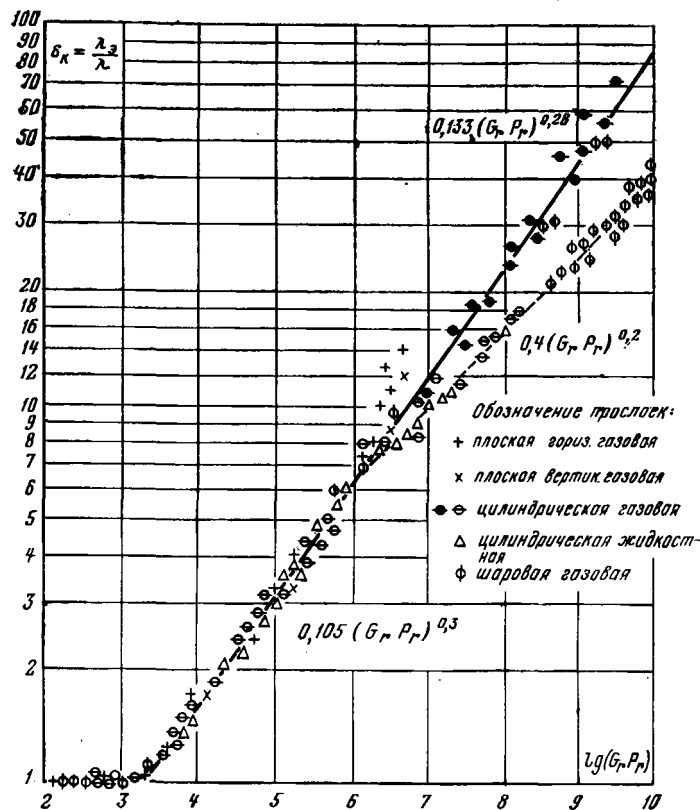


Рис. 1.

которая рекомендуется в дальнейшем для применения при расчетах теплопередачи через газовые и жидкостные прослойки. Критерии Грасгофа и Прантля для данного случая равны:

$$\text{Gr} = \frac{\delta^3 \kappa \beta g (\vartheta_T - \vartheta_0)}{\nu^2}; \quad \text{Pr} = \frac{\nu}{a} = \frac{\eta C_p}{\lambda}, \quad (6)$$

где $\beta = \frac{1}{273 + \vartheta_{ж}}$ — коэффициент объемного расширения, K^{-1} ; $\vartheta_{ж} = \frac{1}{2}(\vartheta_T + \vartheta_0)$ — расчетная определяющая температура для физических характеристик среды в прослойке, K ; $\nu = \frac{\eta}{\rho}$ — коэффициент кинематической вязкости, $\text{м}^2/\text{с}$; ρ — плотность, $\text{кг}/\text{м}^3$; η — коэффициент динамической вязкости, $\text{Па} \cdot \text{с}$; $a = \frac{\lambda}{C_p \rho}$ — коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; C_p — теплоемкость сжатого газа при постоянном давлении, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{K})$.

Учтя, что плотность газа при изотермическом сжатии пропорциональна давлению, получим:

$$\rho = \rho_0 \frac{P}{P_0} \quad (7)$$

и, следовательно,

$$\nu = \frac{\eta}{\rho} = \frac{\eta}{\rho_0} \frac{P_0}{P}; \quad (8)$$

$$\text{Gr} \cdot \text{Pr} = \frac{\delta^3 \kappa \beta C_p \rho_0^2 g}{\lambda \eta} \left(\frac{P}{P_0} \right)^2 (\vartheta_T - \vartheta_0), \quad (9)$$

где ρ_0 — плотность газа при атмосферном давлении; P_0 и P соответственно атмосферное и расчетное давления газа, Па .

Подставив (9) в (2) и (1), с учетом (3) или (5) найдем соответственно выражения для конвективного теплообмена во внутренней полости токопровода:

для $10^3 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^6$

$$Q_k = 0,105 \left(\frac{\beta \rho_0^2 C_p g \lambda^{2,33}}{\eta} \right)^{0,3} \times \frac{(S_0 - S_T) \delta_k^{-0,1}}{\ln \frac{S_0}{S_T}} \left(\frac{P}{P_0} \right)^{0,6} (\vartheta_T - \vartheta_0)^{1,2}, \quad \text{Вт/м}; \quad (10)$$

для $10^6 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^{10}$

$$Q_k = 0,133 \left(\frac{\beta \rho_0^2 C_p g \lambda^{2,58}}{\eta} \right)^{0,28} \times \frac{(S_0 - S_T) \delta_k^{-0,16}}{\ln \frac{S_0}{S_T}} \left(\frac{P}{P_0} \right)^{0,56} (\vartheta_T - \vartheta_0)^{1,28}, \quad \text{Вт/м}. \quad (11)$$

Аналогично могут быть выведены соотношения и для жидкостных прослоек, однако в них будет отсутствовать зависимость от давления, что обусловлено несжимаемостью жидкости:

для $10^3 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^6$

$$Q_k = 0,105 \left(\frac{\beta C_p g \lambda^{2,33}}{\eta} \right)^{0,3} \times \frac{(S_0 - S_T) \delta_k^{-0,1}}{\ln \frac{S_0}{S_T}} (\vartheta_T - \vartheta_0)^{1,2}, \quad \text{Вт/м}; \quad (12)$$

для $10^6 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^{10}$

$$Q_k = 0,133 \left(\frac{\beta \rho^2 C_p g \lambda^{2,58}}{\eta} \right)^{0,28} \times \frac{S_0 - S_T}{\ln \frac{S_0}{S_T}} (\vartheta_T - \vartheta_0)^{1,28}, \quad \text{Вт/м}. \quad (13)$$

Соотношения (10)–(13) являются универсальными и описывают конвективный теплообмен во внутренней полости газо- и жидкостно-наполненных горизонтальных токопроводов. В частности, для газонаполненного токопровода с трубчатой оболочкой и коаксиально расположенным в ней круглым токоведущим проводником выражение (11) приобретает вид:

$$Q_k = 0,467 \left(\frac{\beta \rho_0^2 C_p g \lambda^{2,58}}{\eta} \right)^{0,28} \times \frac{(d_0 - d_T)^{0,84}}{\ln \frac{d_2}{d_1}} \left(\frac{P}{P_0} \right)^{0,56} (\vartheta_T - \vartheta_0)^{1,28}, \quad \text{Вт/м}, \quad (14)$$

а для квадратного коробчатого проводника

$$Q_k = 0,133 \left(\frac{\beta \rho_0^2 C_p g \lambda^{2,58}}{\eta} \right)^{0,28} \times \frac{(\pi d_0 - 4h) \left(\frac{d_0 - h}{2} \right)^{-0,16}}{\ln \frac{\pi d_0}{4h}} \left(\frac{P}{P_0} \right)^{0,56} (\vartheta_T - \vartheta_0)^{1,28}, \quad \text{Вт/м}, \quad (15)$$

где d_0 — внутренний диаметр оболочки токопровода, м ; d_T — наружный диаметр круглого токоведущего проводника, м ; h — сторона квадратного коробчатого проводника, м .

Комплексы

$$A_1 = \left(\frac{\beta \rho_0^2 C_p g \lambda^{2,33}}{\eta} \right)^{0,3} \quad \text{и} \quad A_2 = \left(\frac{\beta \rho_0^2 C_p g \lambda^{2,58}}{\eta} \right)^{0,28},$$

входящие в (10)–(13), являются некоторыми функциями расчетной определяющей температуры в прослойке $\vartheta_{ж} = \frac{1}{2}(\vartheta_T + \vartheta_0)$. Однако для практических

расчетов следует иметь в виду, что в случае применения в качестве заполняющей среды газов температурная зависимость указанных комплексов настолько мала, что ею можно пренебречь, принимая при расчете параметры газов для приблизительно ожидаемой температуры. Например, A_2 для воздуха в диапазоне температур от 0 до 100°C изменяется от 4,51 до 4,15, что составляет всего 9%. Для жидкостей указанные комплексы с возрастанием температуры существенно увеличиваются. Для примера на рис. 2 показаны зависимости комплекса A_2 от температуры для трансформаторного масла (1) и воздуха (2).

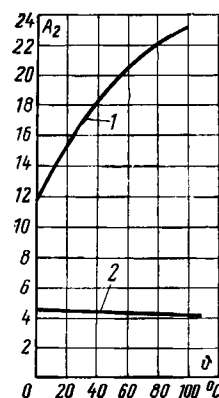


Рис. 2

Таким образом, применяя (12) и (13) для жидкостных прослоек, необходимо производить несколько корректирующих расчетов при приближении к истинным значениям $Q_{\text{ж}}$. Выполняя практические расчеты как для газовых, так и для жидкостных прослоек при давлениях до 10 МПа, можно пренебречь зависимостью указанных комплексов от давления [Л. 7].

Второй составляющей теплового потока между токоведущим проводником и оболочкой токопровода является лучистый теплообмен, который определяется соотношением:

$$Q_{\text{л}} = \frac{\sigma_0 S_{\text{T}} \cdot 10^{-8}}{\frac{1}{\epsilon_{\text{T}}} + \frac{S_{\text{T}}}{S_0} \left(\frac{1}{\epsilon_0} - 1 \right)} [(T_{\text{T}})^4 - (T_0)^4], \text{ Вт/м}, \quad (16)$$

где $\sigma_0 = 57 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}^4}$ — коэффициент излучения абсолютно черного тела; T_{T} , T_0 — средние температуры поверхностей токоведущего проводника и оболочки, К; ϵ_{T} , ϵ_0 — степени черноты этих поверхностей.

Практически излучение следует учитывать только при теплообмене в газонаполненном токопроводе, так как капельные жидкости с точки зрения обычных тепловых расчетов непрозрачны для теплового излучения.

Уравнение теплового баланса внутренней полости токопровода имеет вид:

$$Q_{\text{п}} = Q_{\text{к}} + Q_{\text{л}}, \quad (17)$$

где $Q_{\text{п}}$ — тепловая энергия, выделяющаяся в единице длины токоведущего проводника;

$$Q_{\text{п}} = I^2 R (1 + \alpha \vartheta_{\text{T}}). \quad (18)$$

В (18) I — ток, А; R — сопротивление единицы длины проводника при 0°C, Ом/м; α — температурный коэффициент сопротивления токоведущего проводника, К⁻¹.

Обозначив в (10) и (11) газовые комплексы через A_1 и A_2 , геометрические через B_1 и B_2 и относительное давление через $P' = P/P_0$ и подставив (7), (8) и (13) в (14), получим:

для $10^3 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^6$

$$I^2 R (1 + \alpha \vartheta_{\text{T}}) = 0,105 A_1 B_1 (P')^{0,6} (\vartheta_{\text{T}} - \vartheta_0)^{1,3} + k (T_{\text{T}}^4 - T_0^4), \text{ Вт/м}; \quad (19)$$

для $10^6 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^{10}$

$$I^2 R (1 + \alpha \vartheta_{\text{T}}) = 0,133 A_2 B_2 (P')^{0,56} (\vartheta_{\text{T}} - \vartheta_0)^{1,28} + k (T_{\text{T}}^4 - T_0^4), \text{ Вт/м}, \quad (20)$$

где

$$k = \frac{\sigma_0 S_{\text{T}} \cdot 10^{-8}}{\frac{1}{\epsilon_{\text{T}}} + \frac{S_{\text{T}}}{S_0} \left(\frac{1}{\epsilon_0} - 1 \right)}.$$

Из (19) и (20) методом подбора можно найти перепад температур между токоведущим проводником и оболочкой токопровода. В некоторых случаях (19) и (20) можно существенно упростить, если пренебречь лучистым теплообменом между проводником и оболочкой. Выражение (15) показывает, что допустимость этого приближения возможна в следующих случаях: мал периметр токоведущего проводника; мала излучающая способность токоведущего проводника и оболочки (ϵ_{T} и $\epsilon_0 < 0,1$); мала ожидаемая разность температур между проводником и оболочкой ($\vartheta_{\text{T}} - \vartheta_0 < 10 \text{ К}$).

В упрощенном виде выражения (19) и (20) выглядят так:

$$I^2 R = 0,105 A_1 B_1 (P')^{0,6} (\vartheta_{\text{T}} - \vartheta_0)^{1,3}; \quad (21)$$

$$I^2 R = 0,133 A_2 B_2 (P')^{0,56} (\vartheta_{\text{T}} - \vartheta_0)^{1,28}. \quad (22)$$

Из (21) и (22) получаем:

при $10^3 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^6$

$$\vartheta_{\text{T}} - \vartheta_0 = 5,7 \left(\frac{R}{A_1 B_1} \right)^{0,77} \frac{I^{1,54}}{(P')^{0,460}}; \quad (23)$$

при $10^6 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^{10}$

$$\vartheta_{\text{T}} - \vartheta_0 = 4,85 \left(\frac{R}{A_2 B_2} \right)^{0,78} \frac{I^{1,57}}{(P')^{0,436}}. \quad (24)$$

Выражения (19) и (20) дают возможность получить критерии для оптимального выбора геометрии токопроводов и вида заполняющей внутреннюю полость среды с точки зрения наибольшей пропускной способности по току.

Проанализируем вначале зависимость эффективности теплообмена от вида заполняющей среды (комплексы A_1 и A_2). Имея в виду, что $\eta = \text{Pr} \lambda / C_p$, удобнее представить A_1 и A_2 в виде:

$$A_1 = \left(\frac{\beta p_0^2 C_p^2 \text{Pr} \lambda^{1,33}}{\text{Pr}} \right)^{0,3}; \quad (25)$$

$$A_2 = \left(\frac{\beta p_0^2 C_p^2 \text{Pr} \lambda^{1,58}}{\text{Pr}} \right)^{0,28}, \quad (26)$$

так как критерий Прандтля для газообразных заполнителей имеет всего несколько определенных значений: например, при $T = 293^\circ \text{C}$: для одноатомных газов 0,67; для двухатомных газов 0,72; для трехатомных газов 0,80; для семиатомных газов 0,85; для многоатомных газов 1.

Таким образом, выбирая вид заполняющей среды, следует стремиться к наибольшему значению комплекса $\rho C_p \lambda / \text{Pr}$.

Введем безразмерный коэффициент кратности теплообмена, учитывающий эффективность конвективного теплообмена при атмосферном давлении в любой среде по сравнению с воздухом:

$$m_1 = \frac{A_1}{A_{1B}}; \quad m_2 = \frac{A_2}{A_{2B}};$$

$$m_1 = \left[\frac{\frac{\beta}{\beta_B} \left(\frac{p_0}{p_{0B}} \right)^2 \left(\frac{C_p}{C_{pB}} \right)^2 \left(\frac{\lambda}{\lambda_B} \right)^{1,33}}{\frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_B}} \right]^{0,3}; \quad (27)$$

$$m_2 = \left[\frac{\frac{\beta}{\beta_B} \left(\frac{p_0}{p_{0B}} \right)^2 \left(\frac{C_p}{C_{pB}} \right)^2 \left(\frac{\lambda}{\lambda_B} \right)^{1,58}}{\frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_B}} \right]^{0,28}. \quad (28)$$

В таблице приведены коэффициенты m_1 и m_2 для некоторых видов заполнителей при температуре 20°C. Оценивая температурный перепад, следует иметь в виду, что коэффициенты m_1 и m_2 , вычисленные по (27) и (28), в выражения (23) и (24) входят соответственно со степенями 0,77 и 0,78.

Из таблицы, в которой для примера приведены характеристики некоторых заполнителей, следует, в частности, важный вывод, что эффективность теплообмена даже при одном и том же заполнителе

зависит от величины $Gr \cdot Pr$, например для элегаза: при $10^3 < Gr \cdot Pr < 10^6$ значение $m_1 = 1,65$; при $10^6 < Gr \cdot Pr < 10^{10}$ значение $m_1 = 1,49$, что необходимо учитывать при выборе геометрии токопровода и рабочего давления.

Анализ коэффициентов B_1 и B_2 в выражениях (19) и (20) показывает, что эффективность конвективного теплообмена существенно зависит также от геометрии токопровода. Для иллюстрации на рис. 3 построены зависимости коэффициентов B_1 и B_2 для коаксиального токопровода при постоянном диаметре токоведущего проводника, принятом за единицу, от отношения n внутреннего диаметра оболочки к наружному диаметру проводника. В этом случае:

$$\left. \begin{aligned} B_1 &= 3,34 \frac{(n-1)^{0,9}}{\ln n}; \\ B_2 &= 3,51 \frac{(n-1)^{0,84}}{\ln n}. \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

Существенно, что оба коэффициента имеют минимумы, определяемые соответственно из выражений:

$$\left. \begin{aligned} 0,9n \ln n &= n - 1, \quad n \approx 1,24; \\ 0,84n \ln n &= n - 1, \quad n \approx 1,45. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

В левой восходящей ветви представленных коэффициентов преобладает теплопередача, подчиняющаяся законам теплопроводности, в правой — конвекции. При $Gr \cdot Pr < 10^3$ теплоотвод через заполнитель осуществляется практически только путем теплопроводности.

При конструировании токопроводов с газовым заполнителем следует правильно выбирать материалы и покрытия проводника и оболочки для уве-

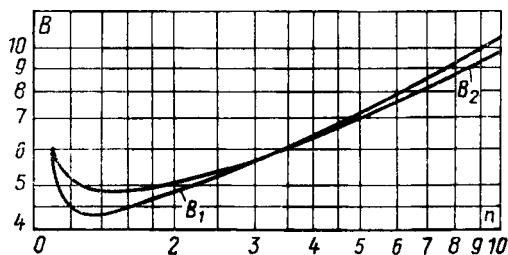


Рис. 3

личения роли лучистого теплообмена. Анализ (16) показывает, что лучистый теплообмен увеличивается с возрастанием степени черноты проводника и внутренней поверхности оболочки, причем более существенно влияние степени черноты проводника. По-видимому, наиболее простым способом увеличения лучистого теплообмена является окраска проводника и внутренней поверхности оболочки. Цвет краски одностипного состава существенного влияния на лучистый теплообмен не оказывает.

Достоверность теоретических выводов была проверена экспериментально на двух макетах токопроводов, изготовленных в НПО «Электроаппарат» и в ЛПИ им. М. И. Калинина. В первом макете в качестве оболочки была использована прокатная бронзовая труба диаметром 205/160, в качестве токоведущего проводника — аксиально расположенные медные трубы (диаметр 53/47 и 80/74). Поверхности проводников непосредственно перед опытом были отпескоструены. В качестве заполнителей использовались элегаз и воздух при различных давлениях. Результаты эксперимента в виде зависимости $\Delta\vartheta = f(P')$ приведены на рис. 4 (сплошные кривые).

Определим произведение критериев Грасгофа и Прандтля по выражению (19) для среднерасчетной температуры $\vartheta = 20^\circ\text{C}$.

Для воздуха

$$Gr \cdot Pr = \frac{(0,160 - 0,053)^3 \cdot 10^3 \cdot 1,205^2 \cdot 9,8}{8(273 + 20)(0,026 \cdot 18,3 \cdot 10^{-6})} \left(\frac{P}{P_0}\right)^2 (\vartheta_T - \vartheta_0) = 0,158 \cdot 10^6 \left(\frac{P}{P_0}\right)^2 (\vartheta_T - \vartheta_0),$$

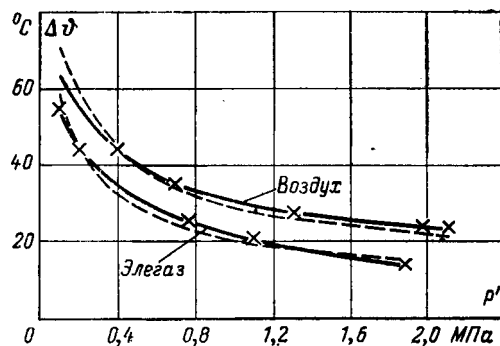


Рис. 4

Вид заполнителя	Данные для расчета и расчет коэффициентов m_1 и m_2										
	Молекулярная масса	Плотность, кг/м ³	Теплопровод- ность, Вт м·град	Удельная теплоемкость, кДж кг·град	Коэффициент объемного расширения, К ⁻¹	Критерий Прандтля	Отношение электрических прочностей	m_1	m_2	A_1	A_2
Воздух (азот)	28,95	1,205	0,026	1	$3,41 \cdot 10^{-3}$	0,703	1	1	1	6,75	4,5
Элегаз	147	6,14	0,013	0,733	$3,41 \cdot 10^{-3}$	0,85	2,5	1,6	1,49	10,4	7,2
Водород	2,016	0,0814	0,18	14,42	$3,41 \cdot 10^{-3}$	0,72	0,56	2,1	2,3	14	10,5
Гелий	3,99	0,161	0,145	13,6	$3,41 \cdot 10^{-3}$	0,7	0,2	2,7	2,9	18,3	13,05
Трансформа- торное масло	—	880,3	0,11	1,665	$6,3 \cdot 10^{-4}$	298	4,4	—	11,8	81,5	52,5
Вода	18,016	998,2	0,6	4,187	$1,82 \cdot 10^{-4}$	7,02	—	—	89	644	400

где $\delta = 0,0535$ м; $C_p = 10^3 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}$; $\lambda = 0,026 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}$;

$\rho_0 = 1,205 \frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$; $\beta = \frac{1}{273 + 20} \text{К}^{-1}$; $\eta = 18,3 \cdot 10^{-6} \text{Па} \cdot \text{с}$.

Таким образом, для данного случая уже при атмосферном давлении $\text{Gr} \cdot \text{Pr} > 10^6$ при $\vartheta_{\text{т}} - \vartheta_0 \approx 60 \text{ К}$. Верхний предел $\text{Gr} \cdot \text{Pr}$ определится при $(P/P_0)^2 = 20^2$ и будет равен:

$$0,63 \cdot 10^7 (\vartheta_{\text{т}} - \vartheta_0) < 10^{10},$$

т. е. видно, что выражением (20) можно пользоваться во всем диапазоне примененных в эксперименте давлений.

Для элегаза

$$\text{Gr} \cdot \text{Pr} = \frac{(0,160 - 0,053)^3 \cdot 0,733 \cdot 10^3 \cdot 6,14^2 \cdot 9,8}{8 (273 + 20) \cdot 0,013 \cdot 15,7 \cdot 10^{-6}} \times \\ \times \left(\frac{P}{P_0} \right)^2 (\vartheta_{\text{т}} - \vartheta_0) = 6,56 \cdot 10^5 \left(\frac{P}{P_0} \right)^2 (\vartheta_{\text{т}} - \vartheta_0),$$

где $C_p = 0,733 \cdot 10^3 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}$; $\rho_0 = 6,14 \text{ кг/м}^3$; $\lambda = 0,013 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}$; $\eta = 15,7 \cdot 10^{-6} \text{Па} \cdot \text{с}$.

Таким образом, и для элегаза уравнением (20) можно пользоваться во всем диапазоне примененных давлений.

Определим значения B_2 и k :

$$B_2 = \pi \cdot 2^{0,16} \frac{(d_0 - d_{\text{т}})^{0,84}}{\ln \frac{d_0}{d_{\text{т}}}} = 0,488;$$

$$k = \frac{5,76 \pi d_{\text{т}} \cdot 10^{-8}}{\frac{1}{\varepsilon_{\text{т}}} + \frac{d_{\text{т}}}{d_0} \left(\frac{1}{\varepsilon_0} - 1 \right)} = 0,156 \cdot 10^{-8},$$

где $\varepsilon_0 = 0,2$ — коэффициент черноты излучения для тусклой прокатной латуни; $\varepsilon_{\text{т}} = 0,22$ — коэффициент черноты излучения для отпескоструенной меди.

Учитывая, что через токоведущий проводник пропускать ток 1419 А, а сопротивление проводника при 0°С с учетом поверхностного эффекта 1,012 составляло 34,8 мОм/м получим из (20) расчетные уравнения теплового баланса при заполнении токопровода воздухом и элегазом (из таблицы $A_{2\text{возд}} = 4,5$ и $A_{2\text{элег}} = 7,2$):

для воздуха

$$69,6 (1 + 4,3 \cdot 10^{-3} \vartheta_{\text{т}}) = 0,292 (P')^{0,56} (\vartheta_{\text{т}} - \vartheta_0)^{1,28} + \\ + 0,156 \cdot 10^{-8} (T_{\text{т}}^4 - T_0^4);$$

для элегаза

$$69,6 (1 + 4,3 \cdot 10^{-3} \vartheta_{\text{т}}) = 0,467 (P')^{0,56} (\vartheta_{\text{т}} - \vartheta_0)^{1,28} + \\ + 0,156 \cdot 10^{-8} (T_{\text{т}}^4 - T_0^4).$$

Решения уравнений представлены пунктиром на рис. 4.

Второй макет, исследовавшийся в ЛПИ им. М. И. Калинина В. В. Крыжановским и М. Б. Моисеевым, представлял собой отрезок газонаполненного токопровода на напряжение 110 кВ. Оболочка токопровода была выполнена из стальной

трубы диаметром 245/225, токоведущий проводник — из алюминиевой трубы диаметром 60/45, зачищенной мелкой наждачной бумагой.

Исследования проводились в диапазоне токов от 600 до 1300 А при заполнении внутренней полости элегазом при давлении 0,35 МПа и азотом при давлении 1,5 МПа. Экспериментальные зависимости превышения температуры токоведущего проводника над оболочкой от тока приведены на рис. 5 (сплошные кривые). На этом же рисунке пунктиром нанесены зависимости, рассчитанные по уравнению (20).

При расчете приняты: $\varepsilon_{\text{т}} = 0,055$ — коэффициент черноты излучения для шероховатого алюминия; $\varepsilon_0 = 0,736$ — коэффициент черноты излучения для окисленной стали.

Газовые комплексы A_2 для азота и элегаза имеют такие же значения, как и в предыдущем случае, т. е. 4,5 и 7,2 соответственно.

Геометрический комплекс

$$B_2 = \pi \cdot 2^{0,16} \frac{(d_0 - d_{\text{т}})^{0,84}}{\ln \frac{d_0}{d_{\text{т}}}} = 0,582;$$

$$k = 0,06 \cdot 10^{-8}.$$

Расчетные уравнения для азота и элегаза имеют вид:

$$I^2 \cdot 37,7 \cdot 10^{-6} (1 + 4,2 \cdot 10^{-3} \vartheta_{\text{т}}) = \\ = 0,348 (P')^{0,56} (\vartheta_{\text{т}} - \vartheta_0)^{1,28} + 0,06 \times 10^{-8} (T_{\text{т}}^4 - T_0^4); \\ I^2 \cdot 37,7 \cdot 10^{-6} (1 + 4,2 \cdot 10^{-3} \vartheta_{\text{т}}) = 0,52 (P')^{0,56} (\vartheta_{\text{т}} - \\ - \vartheta_0)^{1,28} + 0,06 \cdot 10^{-8} (T_{\text{т}}^4 - T_0^4).$$

В обоих случаях расчетные и экспериментальные данные достаточно хорошо совпадают, что дает основание рекомендовать предложенную методику для практических расчетов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вишневский Ю. И. Исследования характеристик металлической дугогасительной камеры воздушных выключателей. — Труды ЛПИ им. М. И. Калинина, 1965, № 258.
2. Исследования теплового режима круглого проводника, размещенного в металлической камере. — В кн.: Высоковольтное аппаратостроение. Под ред. В. В. Афанасьева. Л., «Энергия», 1969. Авт.: Х. И. Вишневский, А. И. Сорокин, Ю. А. Филиппов и др.
3. Филиппов Ю. А. Разработка и исследование токоведущих систем многоамперных высоковольтных коммутационных аппаратов. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. Л., 1972 (ЛПИ).
4. Doerksen H. Calculated heat transfer characteristics of air and SF₆. — «Power apparatus and systems», 1970.
5. Михеев М. А. Основы теплопередачи. М., Госэнергоиздат, 1956.
6. Гершуни Г. З., Жуховицкий Е. М. Конвективная устойчивость несжимаемой жидкости. М., «Наука», 1972.
7. Цедерберг Н. В. Теплопроводность газов и жидкостей. М., Госэнергоиздат, 1963.

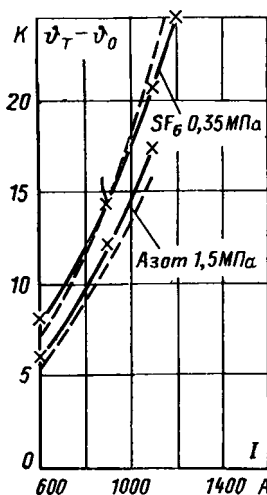


Рис. 5

Устойчивость системы электропривода с тиристорным преобразователем и двигателем смешанного возбуждения

Канд. техн. наук БОГОСЛОВСКИЙ А. П., инж. ФИНКЕЛЬ Е. А.

Москва

Для механизмов подъема кранов большой грузоподъемности, требующих широкого диапазона регулирования скорости, плавности переходных процессов, повышенной скорости перемещения малых грузов, высокой надежности в работе, весьма перспективным является привод по системе «тиристорный преобразователь — двигатель смешанного возбуждения» (рис. 1, а) [Л. 1]. Для получения необходимых характеристик н. с., создаваемая параллельной обмоткой, должна составлять сравнительно небольшую долю общей н. с. двигателя (примерно 30%).

Одной из особенностей указанной системы является ее статическая неустойчивость в генераторном режиме на положениях спуска. Механические характеристики $n=f(M)$ этих положений представлены на рис. 1, в. Пунктиром показана характеристика динамического торможения (ХДТ), т. е. характеристика, которая получается при отключении тиристорного преобразователя.

На участках механических характеристик, расположенных правее ХДТ и соответствующих работе двигателя в генераторном режиме, а преобразователя в инверторном, производная момента двигателя по скорости больше нуля, следовательно, при постоянном статическом моменте такая система является статически неустойчивой.

Известно, однако, что благодаря инерционности магнитного потока, возможна вполне устойчивая работа системы и в тех случаях, когда она статически неустойчива. Так, например, могут устойчиво работать двигатели с параллельным возбуждением, у которых из-за сильной реакции якоря скорость растет с увеличением нагрузки [Л. 2]. Рассматриваемая система также может работать устойчиво, если соблюдаются некоторые условия, определению которых и посвящена статья.

Эквивалентная схема при работе двигателя в генераторном режиме, а преобразователя в инверторном представлена на рис. 1, б. Для этой схемы может быть составлена следующая система дифференциальных уравнений:

ренциальных уравнений:

$$L \frac{dI}{dt} + r_r I + 2p\omega_n \sigma \frac{d\Phi}{dt} + \varepsilon_{пр} + I_{пр} r_{пр} = k\Phi n; \quad (1)$$

$$r_{пар} i + 2p\omega_{пар} \sigma \frac{d\Phi}{dt} = U; \quad (2)$$

$$\frac{\pi}{30} J \frac{dn}{dt} = M_{ст} - \frac{30}{\pi} kI\Phi; \quad (3)$$

$$L_{\mu} \frac{d\Phi}{dt} + R_k \Phi = F_{нл} + \omega_n I + \omega_{пар} i. \quad (4)$$

Уравнение (4) учитывает влияние вихревых токов [Л. 3]. За положительное направление скорости вращения двигателя условно принято направление при спуске грузов.

Если в (1) подставить значение $I_{пр}$, которое может быть определено из уравнения:

$$\varepsilon_{пр} = (I - I_{пр}) r_d - r_{пр} I_{пр},$$

получим:

$$L \frac{dI}{dt} + rI + 2p\omega_n \sigma \frac{d\Phi}{dt} + \varepsilon_{пр.э} = k\Phi n. \quad (5)$$

В предыдущих уравнениях

$$r = r_r + \frac{r_d r_{пр}}{r_d + r_{пр}};$$

$\varepsilon_{пр}$ — напряжение на зажимах преобразователя при токе, равном нулю; $\varepsilon_{пр.э} = \frac{r_d}{r_d + r_{пр}} \varepsilon_{пр}$; ω_n — число

витков последовательной обмотки; $\omega_{пар}$ — число витков параллельной обмотки; J — момент инерции, приведенный к валу двигателя; Φ — полезный поток; R_k — дифференциальное сопротивление магнитной цепи на линейном участке, аппроксимирующем характеристику намагничивания; $F_{нл}$ — фиктивная н. с. нелинейности; L_{μ} — магнитная индуктивность; σ — коэффициент, учитывающий наличие потока рассеяния.

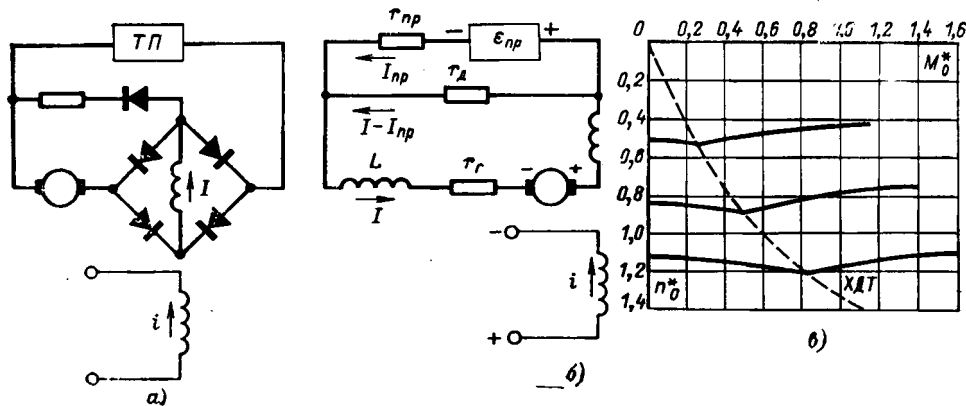
Коэффициент σ не является постоянной величиной и растет по мере увеличения насыщения машины, приближенно он равен:

$$\sigma = 1 + \frac{R_k}{R_{рас}}. \quad (6)$$

Это выражение может быть получено, если принять, что поток в главном полюсе является суммой полезного потока и потока рассеяния. Полезный поток определяется уравнением (4) (но без учета вихревых токов), а поток рассеяния

$$\Phi_{рас} = \frac{\omega_n I + \omega_{пар} i}{R_{рас}}.$$

Магнитное сопротивление для потока рассеяния $R_{рас}$ можно считать постоянным, так как оно определяется в основном сопротивлением



воздушных зазоров. Дифференциальное сопротивление магнитной цепи изменяется, как видно из рис. 2, примерно в 1,5 раза.

Максимальное значение коэффициента σ , соответствующее номинальному режиму, равно приблизительно 1,15. Из формулы (6) следует, что при указанном изменении R_k коэффициент σ будет меняться в пределах от 1,1 до 1,15. Таким незначительным изменением можно пренебречь и в дальнейших расчетах принять $\sigma = \text{const}$.

После линеаризации методом, принятым в теории регулирования, получаем следующую систему уравнений, справедливую для малых отклонений от установившегося режима:

$$\left. \begin{aligned} L \frac{d(\Delta I)}{dt} + r(\Delta I) + 2p\omega_n \sigma \frac{d(\Delta \Phi)}{dt} - \\ - kn_0(\Delta \Phi) - k\Phi_0(\Delta n) = 0; \\ 2p\omega_{\text{пар}} \sigma \frac{d(\Delta \Phi)}{dt} + r_{\text{пар}}(\Delta i) = 0; \\ \frac{30^2 k}{\pi^2 f} \Phi_0(\Delta I) + \frac{30^2 k}{\pi^2 f} I_0(\Delta \Phi) + \frac{d(\Delta n)}{dt} = 0; \\ -\omega_n(\Delta I) + L_\mu \frac{d(\Delta \Phi)}{dt} + R_{k0}(\Delta \Phi) - \\ - \omega_{\text{пар}}(\Delta i) = 0. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Индексы у символов Φ_0 , I_0 , n_0 соответствуют установившемуся режиму; $\Delta \Phi$, ΔI , Δn , Δi — отклонения соответствующих величин от установившихся значений; R_{k0} — дифференциальное сопротивление магнитной цепи, соответствующее потоку Φ_0 .

Поскольку система уравнений (7) является линейной, для определения устойчивости может быть использован критерий Рауса — Гурвица. В соответствии с этим критерием после некоторых преобразований может быть получено следующее необходимое условие устойчивости:

$$\frac{I_n}{\epsilon_n} \left(r - \lambda \frac{\epsilon_0}{I_0} \right) T_m (T_v + T_\pi) + \\ + \frac{\Phi_0^2}{\Phi_m^2} (T_{\text{пар}} + T_\Phi) (T_v - \lambda T_\pi) > 0, \quad (8)$$

где

$$T_{\text{пар}} = \frac{2p\omega_{\text{пар}}^2 \sigma}{r_{\text{пар}} R_{k0}}; \quad T_\pi = \frac{2p\omega_n^2 \sigma}{r_n R_{k0}}; \\ T_\Phi = \frac{L_\mu}{R_{k0}}; \quad T_v = T_{\text{пар}} + T_\Phi + \frac{r_n}{r} T_\pi; \\ T_\pi = \frac{L}{r}; \quad T_m = \frac{\pi}{30} \frac{n_n}{M_n} J = \frac{\pi^2}{30^2 k^2} \frac{\epsilon_n}{I_n \Phi_n};$$

I_n , ϵ_n , Φ_n — значение тока э. д. с. и потока в номинальном режиме; $\lambda = \frac{I_0 \omega_n}{R_{k0} \Phi_0}$; r_n — сопротивление после-

дательной обмотки возбуждения. Условие (8) является достаточным только для малых отклонений от положения равновесия. Учитывая, однако, физическую сущность процессов, происходящих в рассматриваемой системе, можно предположить, что если система устойчива при малых отклонениях, то она устойчива также и при переходных процессах в реальных условиях. При испытаниях электропривода, выполненного по рассматриваемой системе, это положение подтвердилось.

Второй член левой части неравенства (8) всегда положителен, так как индуктивность главной цепи сравнительно невелика и $T_v \gg \lambda T_\pi$. С учетом этого обстоятельства условие устойчивости может быть записано следующим образом:

$$\theta = \frac{T_n \Phi_n^2 T_m}{\epsilon_n} \frac{T_v + T_\pi}{T_v - \lambda T_\pi} \frac{\lambda \frac{\epsilon_0}{I_0} - r}{\Phi_0^2 (T_{\text{пар}} + T_\Phi)} < 1. \quad (9)$$

В установившемся режиме значения тока, момента, скорости и потока связаны следующими соотношениями:

$$M_0 = \frac{30}{\pi} k I_0 \Phi_0; \quad kn_0 \Phi_0 = \epsilon_{\text{пр.э}} + r I_0; \\ \Phi_0 = f(F_0); \quad F_0 = \omega_{\text{пар}} i + \omega_n I_0.$$

После их дифференцирования по моменту и некоторых преобразований можно получить следующее значение производной установившейся скорости:

$$\frac{dn_0}{dM_0} = \frac{n_0}{M_0} \frac{I_0}{\epsilon_0} \frac{r - \lambda \frac{\epsilon_0}{I_0}}{1 + \lambda}. \quad (10)$$

Из анализа выражений (9) и (10) следует, что если система статически устойчива при постоянном статическом моменте ($\frac{dn_0}{dM_0} > 0$ при постоянном условно положительном [направлении скорости]), то

значение θ меньше нуля. Если θ больше нуля, но меньше единицы система устойчива, хотя статическая устойчивость и не обеспечивается. Если θ больше единицы, система неустойчива. Из (9) также видно, что θ уменьшается, а устойчивость системы, следовательно, увеличивается при уменьшении момента инерции, уменьшении индуктивности главной цепи, увеличении активного сопротивления главной цепи и увеличении отношения н. с. создаваемой обмоткой параллельного возбуждения, к суммарной н. с. Величина θ зависит также от установившегося режима. Для заданной системы θ является функцией двух независимых переменных — статического момента и напряжения преобразователя.

Для того чтобы найти, какой режим является наиболее неблагоприятным в отношении устойчивости, необходимо определить точку в области, ограниченной осью абсцисс, ХДТ, последней механической характеристикой спуска и прямой $M = M_{\text{ст. max}}$, где θ имеет максимальное значение.

Входящая в (9) составляющая $\frac{T_v + T_\pi}{T_v - \lambda T_\pi}$ мало зависит от изменения напряжения преобразователя и статического момента, так как $T_\pi \ll T_v$, поэтому достаточно рассмотреть как изменяется величина

$$\lambda \frac{\epsilon_0}{I_0} - r \quad (11)$$

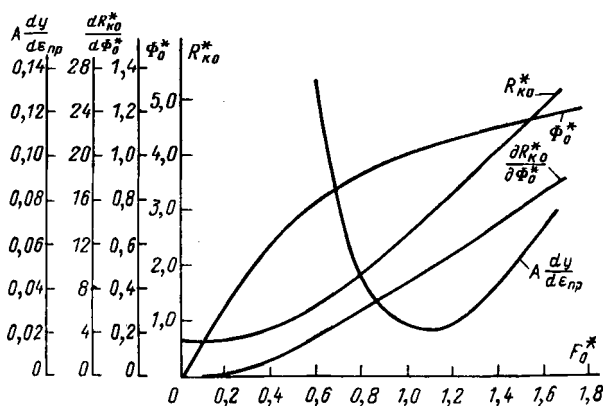


Рис. 2

Подставив в (11) значения λ , $T_{\text{пар}}$, T_{Φ} и $\varepsilon_0 = k\Phi_0 n_0$, получим:

$$\frac{\lambda \frac{\varepsilon_0}{T_0} - r}{\Phi_0^2 (T_{\text{пар}} + T_{\Phi})} = \frac{1}{\frac{2p\omega_{\text{пар}}^2}{r} + L_{\mu}} \frac{k\omega_{\text{пар}} n_0 - rR_{\kappa 0}}{\Phi_0^2}. \quad (12)$$

Поскольку первый множитель (12) от режима работы не зависит, рассмотрим, как изменяется составляющая

$$y = \frac{k\omega_{\text{пар}} n_0 - rR_{\kappa 0}}{\Phi_0^2}. \quad (13)$$

При работе на определенной механической характеристике y заведомо уменьшается при увеличении нагрузки, так как при этом n_0 уменьшается, $R_{\kappa 0}$ и Φ_0 увеличивается. Следовательно, на любой механической характеристике наихудшей с точки зрения устойчивости является точка, соответствующая наименьшему значению момента, т. е. для рассматриваемой системы — точка пересечения механической характеристики с ХДТ. Таким образом, точка, для которой θ является максимальной, лежит на ХДТ. Чтобы найти эту точку, надо определить $dy/d\varepsilon_{\text{пр}}$.

Для точек, лежащих на ХДТ.

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_{\text{пр}} \frac{r_{\text{л}} + r_{\text{г}}}{V_{\text{л}}}. \quad (14)$$

После постановки (14) в (15) с учетом того, что $kn_0 = \frac{\varepsilon_0}{\Phi_0}$ получим:

$$y = \omega_{\text{пар}} \frac{r_{\text{л}} + r_{\text{г}}}{r_{\text{л}}} \frac{\varepsilon_{\text{пр}}}{\Phi_0^2} - r \frac{R_{\kappa 0}}{\Phi_0^2}. \quad (15)$$

Дифференцируя (15) по напряжению преобразователя и несколько преобразуя, получаем следующее выражение:

$$A \frac{dy}{d\varepsilon_{\text{пр}}} = (r_{\text{л}}^* + r_{\text{г}}^*) \left(1 - 3 \frac{F_0^*}{\Phi_0^* R_{\kappa 0}^*} + 3 \frac{x}{\Phi_0^* R_{\kappa 0}^*} \right) - r^* \left(\frac{\Phi_0^*}{R_{\kappa 0}^*} \frac{dR_{\kappa 0}^*}{d\Phi_0^*} - 2 \right), \quad (16)$$

где A — положительная величина; $F_0^* = \frac{F_0}{F_{\text{н}}}$; $\Phi_0^* =$

$\frac{\Phi_0}{\Phi_{\text{н}}}$; $R_{\kappa 0}^* = \frac{dF_0^*}{d\Phi_0^*}$; $x = \frac{\omega_{\text{пар}} i}{F_{\text{н}}}$; $r_{\text{л}}^*$, $r_{\text{г}}^*$, r^* — отно-

сительные значения соответствующих сопротивлений; $F_{\text{н}}$, $\Phi_{\text{н}}$ — номинальная н. с. и номинальный поток такой же машины, как и рассматриваемая, но имеющей только обмотку параллельного возбуждения, заполняющую все обмоточное пространство.

На рис. 2 показана зависимость Φ_0^* от F_0^* , построенная по усредненной характеристике намагничивания машин серии ДП. По этой кривой вычислены и построены на том же рисунке зависимости от F_0^* величин

$$R_{\kappa 0}^*, \frac{dR_{\kappa 0}^*}{d\Phi_0^*} \text{ и } A \frac{dy}{d\varepsilon_{\text{пр}}}$$

при $x=0,3$ и $r_{\text{л}}^*=1$.

Как видно из последней кривой, производная $\frac{dy}{d\varepsilon_{\text{пр}}}$ положительная на всем возможном диапа-

зоне изменения н. с., а следовательно, и на всем возможном диапазоне изменения напряжения преобразователя, так как для точек, лежащих на ХДТ, э. д. с. преобразователя и н. с. связаны однозначной зависимостью. При больших значениях x и $r_{\text{л}}$ производная $\frac{dy}{d\varepsilon_{\text{пр}}}$ также будет положительной, что

видно из (16) и кривых, представленных на рис. 2.

Так как величина $\frac{T_{\text{в}} + T_{\text{я}}}{T_{\text{в}} - \lambda T_{\text{я}}}$ несколько увеличива-

ется при повышении напряжений преобразователя, указанное будет справедливо и при значениях x , несколько меньших 0,3, и $r_{\text{л}}^*$, меньших единицы, т. е. при любых реальных значениях этих величин.

На основании вышеизложенного режим, наихудший с точки зрения устойчивости, определяется точкой пересечения последней характеристики спуска с ХДТ — максимальным значением напряжения преобразователя. Если на последней характеристике спуска преобразователь при максимальном статическом моменте не переходит в инверторный режим, то наибольшее значение величины θ будет иметь в точке пересечения ХДТ с прямой $M = M_{\text{ст. max}}$.

По уравнению (9) может быть определено максимальное значение θ для конкретной системы и решен вопрос о ее устойчивости.

Поскольку при проектировании машины желательно иногда знать заранее минимальное значение н. с. параллельной обмотки, которое необходимо для обеспечения устойчивости, выражение (9) мо-

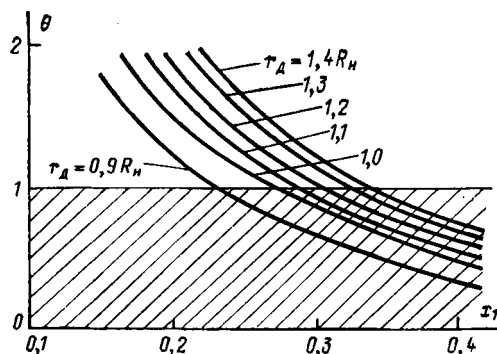


Рис. 3

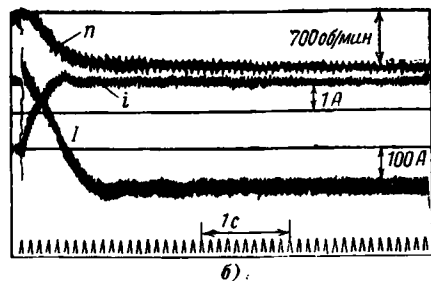
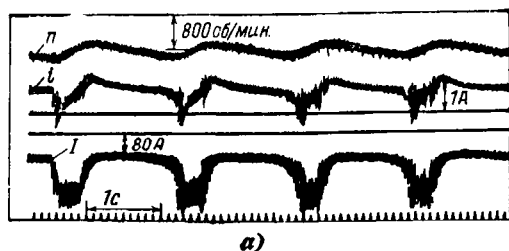


Рис. 4

жет быть преобразовано в следующее:

$$\theta = \frac{T_m}{T} \frac{R_{*k0}}{R_{*k1}} \frac{1}{x + \xi} \frac{1}{1 - r^*_{\Gamma}} \frac{1}{\Phi_0^2} \times \frac{x + (1-x)^2 \frac{r^*_{п.н}}{r^*} + \xi + \frac{R_{*k0}}{R_{*k1}} \frac{T_{я}}{T}}{x + (1-x)^2 \frac{r^*_{п.н}}{r^*} + \xi - \lambda \frac{R_{*k0}}{R_{*k1}} \frac{T_{я}}{T}}, \quad (17)$$

где $\xi = \frac{L_{\mu} r_{пар.н}}{2 p \sigma \omega_n^2}$, $r_{пар.н}$, ω_n — сопротивление обмотки возбуждения и число витков; T , R_{*k1} — постоянная времени и сопротивление магнитной цепи машины параллельного возбуждения в номинальном режиме; $r^*_{п.н}$ — сопротивление обмотки возбуждения машины последовательного возбуждения в относительных единицах.

Входящие в (17) относительные величины $\frac{T_m}{T}$, R_{*k1} , ξ , $r^*_{п.н}$, $\frac{T_{я}}{T}$ известны для определенного типа двигателя. Значения r^*_{Γ} и r^* также могут быть приближенно определены. Максимальное напряжение преобразователя можно принять равным номинальному. При этих условиях θ является функцией только величин $r^*_{д}$ и x . Для определения остальных

величин, входящих в (17), могут быть использованы следующие формулы:

$$I^*_{*0} = \frac{U^*_{пр\max}}{r^*_{д}};$$

$$F^*_{*0} = x + k_{п}(1-x)I^*_{*0},$$

где $k_{п}$ — коэффициент, учитывающий лучшее использование обмоточного пространства последовательной обмотки по сравнению с параллельной;

$$\lambda = \frac{F^*_{*0} - x}{R^*_{*k0} \Phi^*_{*0}};$$

R^*_{*k1} и Φ^*_{*0} определяются как функции F^*_{*0} (см. рис. 2).

Значение θ в зависимости от отношения н. с. параллельной обмотки к номинальной н. с. машины смешанного возбуждения, можно определить по формуле:

$$x_1^* = \frac{x}{1 + k_{п}(I^*_{*0} - x)}. \quad (18)$$

На рис. 3 представлены зависимости $\theta = f(x_1)$ при разных значениях $r^*_{д}$ для двигателя ДП-52.

Вышеизложенная методика была использована при проектировании двигателя и разработке системы электропривода механизма подъема башенного крана, предназначенного для высотного строительства. Был изготовлен двигатель ДП-52 смешанного возбуждения с н. с. параллельной обмотки, составляющей 30% номинальной н. с. двигателя. Система, включающая этот двигатель, преобразователь серии АТК и контактный реверсор, была испытана на подъемном механизме.

На рис. 4, а и б представлены осциллограммы, полученные при спуске груза. Осциллограммы на рис. 4, а сняты при таких параметрах системы, для которых значение $\theta = 1,3$, а осциллограммы рис. 4, б — при $\theta = 0,85$.

Как видно из осциллограмм, в первом случае работа была неустойчивой, во втором — устойчивой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Богословский А. П. Применение в тиристорных электроприводах механизмов подъема кранов двигателей постоянного тока смешанного возбуждения. Материалы семинара «Автоматизированный электропривод», МДНТП, 1972.
2. Жиц М. З. Об устойчивости работы двигателей постоянного тока параллельного возбуждения при ослабленном поле. — «Электротехника», 1963, № 11.
3. Жиц М. З. Переходные процессы в машинах постоянного тока. М., «Энергия», 1974.
4. Иоффе А. Б. Тяговые электрические машины. М., Госэнергоиздат, 1957.

[25.2.1976]

Приближенный метод расчета коэффициента неоднородности электрического поля

КОЛЕЧИЦКИЙ Е. С.

Московский энергетический институт

Определение коэффициента неоднородности электрического поля является важным этапом расчета высоковольтных конструкций. Так как для изоляционных материалов допустимые градиенты напряженности, как правило, известны, то знание коэффициента неоднородности позволяет сопоставить максимальный градиент с допустимым и таким образом судить об электрической прочности конструкции. В существующей технической литературе имеются данные справочного характера о коэффициентах неоднородности для целого ряда промежутков (см. например, [Л. 1]). Они получены на основании расчета различных полей разными методами. Как правило, это промежутки простейшей конфигурации.

Расчет электрического поля, образованного электродами сложных конструкций, проводится обычно численными методами с помощью ЦВМ. Однако для определения максимальной напряженности поля (или, что одно и то же, коэффициента неоднородности) можно предложить относительно простой метод расчета. Он сводится к решению системы из двух — четырех линейных уравнений и может осуществляться с помощью простейших вычислительных средств. Суть этого метода сводится к следующему.

Даже в промежутке сложной формы достаточно легко определить точку, в которой напряженность максимальна. Обычно она находится на участке поверхности электрода с минимальным радиусом кривизны. В принципе в рассматриваемой конструкции может быть несколько точек на электродах, где напряженность может быть примерно одинакова. Этот случай будет рассмотрен ниже. Пусть точка, в которой нужно рассчитать напряженность, определена. Расчет напряженности предлагается проводить в следующей последовательности.

Определяется радиус кривизны $r_{кр}$ в той точке поверхности электрода, где напряженность максимальна. В центр кривизны помещается электрический заряд. Если электрод обладает меридианной симметрией, то это может быть точечный или кольцевой заряд. Для случая плоского поля это должна быть равномерно заряженная ось. На электроде выделяется участок поверхности, на которой $r_{кр}$ постоянен и равен минимальному значению. В практических конструкциях это почти

всегда возможно, так как поверхности электродов можно достаточно точно очертить с помощью прямолинейных отрезков и частей окружностей. За пределами выделенного участка поверхностная плотность заряда принимается постоянной на всем электроде или же поверхность разбивается на ряд участков, в пределах которых поверхностная плотность заряда постоянна. Число участков зависит от имеющихся расчетных средств. В простейшем случае достаточно выделить два — три участка с постоянной плотностью заряда.

Далее выделяются расчетные точки. Одна из них та, в которой напряженность максимальна. Остальные следует поместить в середины участков электродов с постоянной плотностью зарядов. В выбранных расчетных точках рассчитываются потенциалы от всех зарядов. Далее потенциалы расчетных точек приравниваются потенциалам соответствующих электродов. Это равносильно составлению системы линейных уравнений относительно неизвестных зарядов или поверхностных плотностей заряда. После решения системы уравнений определяются все заряды. Напряженность в рассматриваемой точке определяется как сумма напряженностей, созданных всеми зарядами системы электродов.

Если электроды имеют относительно простую форму, например, состоят из дисков, трубчатых или кольцевых электродов, то расчет можно упростить. В этом случае вместо поверхностных зарядов можно ввести в расчет заряды, расположенные на осях симметрии элементов. Ниже это демонстрируется на простейших примерах.

В случае, если нужно рассчитать напряженность в нескольких точках электрода, можно вести расчет двумя способами. Первый способ состоит в том, чтобы в каждой интересующей точке поместить заряд. Однако при этом возрастает число неизвестных в системе уравнений и объем вычислений. По второму способу следует вычислять напряженность последовательно в каждой из выбранных точек указанным выше методом. При выборе способа расчета следует помнить, что объем вычислений пропорционален квадрату числа выбранных точек, а также учитывать возможности имеющихся вычислительных средств.

Предлагаемый метод расчета проверялся на различных примерах, известных из технической литературы.

В таблице приведены значения коэффициента неоднородности, полученные описанным способом. Во всех случаях наименьшее расстояние от электрода до плоскости равно двум радиусам скругления ($s/r=2$).

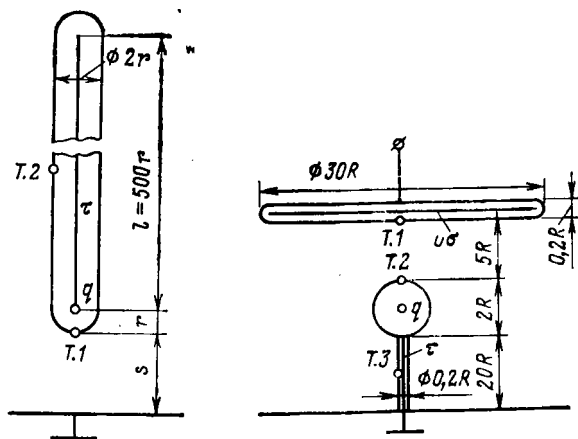


Рис. 1.

Рис. 2.

Система электродов	Коэффициент неоднородности		
	приближенный	точный	источник $K_{точн}$
Шар — плоскость	2,58	2,68	[Л. 1]
Шар радиуса R с подводом радиуса r , расположен над плоскостью; подвод вертикальный $l_{под} \geq R$; $R = 2,5 r$	2,38	2,56	[Л. 2]
Круглый провод — плоскость	1,49	1,61	[Л. 3]
Вертикально расположенная шина с круглым концом	1,48	1,67*	[Л. 1]

* Значение дано с некоторым преувеличением.

С увеличением отношения s/r погрешность в определении $K_{\text{прибл}}$ уменьшается. Определение погрешности $K_{\text{прибл}}$ в общем случае весьма затруднительно. Поскольку значение заряда, помещаемого в центр кривизны, по сути дела, определяется по методу средних потенциалов, то нет оснований считать погрешность его вычисления большой. В общем случае она тем меньше, чем меньше r_{min} других характерных размеров. Достаточная разработанность метода средних потенциалов [Л. 4] позволяет утверждать, что указанный заряд может быть определен с точностью в несколько процентов. С другой стороны при расчете напряженности составляющая, зависящая от значения этого заряда, существенно превосходит остальные.

Накопленный опыт расчетов показывает, что при отношении расстояния между электродами к минимальному радиусу кривизны $s/r_{\text{min}} \geq 2$ погрешность при использовании предлагаемого метода не превышает 10%, что вполне достаточно для оценочных расчетов.

Пример 1. Система электродов стержень со сферическим скруглением — проводящая плоскость (см. рис. 1). Максимальная напряженность будет в точке 1. В центр сферы помещается точечный заряд q , на оси стержня — равномерно заряженный отрезок длиной l с линейной плотностью заряда τ . Расчетная точка 2 расположена посредине стержня. Потенциалы точек 1 и 2 равны потенциалу стержня U_0 . Для точек 1 и 2 имеем систему уравнений:

$$\varphi_1 = \frac{q}{4\pi\epsilon r} \left(1 - \frac{r}{2s+r}\right) + \frac{\tau}{4\pi\epsilon} \ln \frac{l(2s+r)}{r(l+2s+r)} = U_0; \quad (1)$$

$$\varphi_2 = \frac{q}{4\pi\epsilon r} \left(\frac{2r}{l} - \frac{2r}{l+4r+4s}\right) + \frac{\tau}{4\pi\epsilon} \ln \left\{ \left(\frac{l}{r}\right)^2 \frac{(l+4s+4r)}{(3l+4s+4r)} \right\} = U_0. \quad (2)$$

Напряженность в точке 1 и коэффициент неоднородности равны:

$$E_1 = \frac{q}{4\pi\epsilon r^2} + \frac{\tau}{4\pi\epsilon r} \left(1 + \frac{r}{2s+r}\right); \quad (3)$$

$$K = \frac{E_1}{E_{\text{ср}}} = \frac{E_1}{U_0} s. \quad (4)$$

Значения коэффициентов неоднородности K , рассчитанных по формулам для разных s , приведены далее:

Отношение s/r	Значения K по формуле (4)	по [Л. 2]
2	2,40	2,56
10	8,57	8,34
100	66,60	64,0

Пример 2. Проведем сравнение величин коэффициентов неоднородности для так называемой в ТВН «перевернутой схемы» и для системы электродов шар с подводом — плоскость. Размеры «перевернутой схемы» приведены на рис. 2. Высоковольтным электродом является диск. Расчетная система зарядов следующая: равномерно заряженный диск, лежащий в плоскости симметрии высоковольтного электрода, точечный заряд q в центре шара и равномерно заряженный отрезок на оси симметрии подвода к шару. Для данных рис. 2 коэффициент неоднородности «перевернутой схемы» равен $K=3,9$. В системе шар с подводом — плоскость под высоким потенциалом находился шар. Геометрические размеры промежутка: расстояние между шаром и плоскостью в свету равно $s=5R$, диаметр подвода $2r=0,2R$; длина подвода $b=500R$. В этом случае коэффициент неоднородности $K_2=4,9$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Резвых К. А. Расчет электростатических полей. М., «Энергия», 1967. 120 с.
2. Steinbigler H. Anfangsfeldstärken und Ausnutzungsfaktoren Rotations-symmetrischer Elektrodenanordnungen in Luft. Dissertation, Technische Hochschule, München, 1969.
3. Говорков В. А. Электрические и магнитные поля. М., «Энергия», 1968. 487 с.
4. Иосель Ю. Я., Кочанов Э. С., Струнский М. Г. Расчет электрической емкости. Л., «Энергия», 1969. 239 с. [6.4.1976]

УДК 621.315.14.014.1.001.24

Определение напряженности магнитного поля на поверхности экранов пофазно экранированных токопроводов

Канд. техн. наук ЧАЛБЯН К. М., инж. РУБАЛЕВСКАЯ Д. Ф.

АзНИИЭ

При численном расчете электромагнитного поля пофазно экранированных токопроводов возникает необходимость разработки методики определения напряженности магнитного поля на поверхностях экранов от токов, распределенных по их сечениям. Эта напряженность используется в качестве краевых условий напряженности магнитного поля на поверхностях экранов при решении краевой задачи, необходимой для определения напряженности магнитного поля по сечению экрана.

Как известно, напряженность магнитного поля от токов, распределенных по сечению экранов, рассчитывается путем векторного суммирования напряженностей, создаваемых токами ds , расположенными в центрах элементарных площадок ds , на которые разбивается сечение экрана:

$$\Delta H = \frac{\delta ds}{2\pi N}, \quad (1)$$

где N — расстояние от центра площадки ds до точки, в которой определяется напряженность магнитного поля.

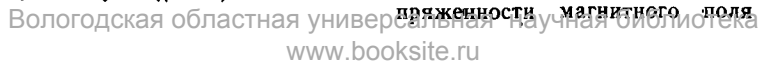
Однако, если рассматривается экран большого радиуса с малой толщиной стенки, то при разбиении сечения экрана на практически целесообразное число элементов с точки зрения памяти и времени счета на имеющихся сейчас ЦВМ по-

лучаются площадки сильно вытянутой формы. При этом использование формулы (1) в расчете напряженности магнитного поля для случая расположения точки наблюдения и токов ds в одном экране на одном и том же радиусе может дать большие погрешности.

Для определения напряженности магнитного поля на поверхностях экранов исходим из одного из следующих условий: реальная криволинейная площадка, полученная при разбиении сечения экрана, заменяется прямоугольной полоской, в которой нитевидный ток, расположенный в центре площадки, заменяется прямолинейным ленточным током с постоянной плотностью;

в реальной криволинейной площадке, полученной при разбиении сечения экрана нитевидный ток, расположенный в центре площадки, заменяется криволинейным ленточным током с постоянной плотностью.

В [Л. 1] был рассмотрен расчет магнитного поля прямолинейного ленточного проводника с постоянной линейной плотностью тока. Для оценки погрешности расчета напряженности магнитного поля в зависимости от числа разбиений было проведено сравнение с точным значением напряженности магнитного поля, полученным при равномерном распределении тока. В качестве примера рассматривалось уединенное кольцо с единичной плотностью тока.



экранов реальных токопроводов, в которых плотность тока распределяется неравномерно, необходимо провести оценку получаемой погрешности. При этом из-за отсутствия аналитического выражения для реального распределения плотности тока по сечению экранов токопроводов оценку погрешности удастся провести только для частных случаев с заданным законом распределения тока.

Для оценки погрешности расчета напряженности магнитного поля на поверхностях экранов токопроводов приводится аналитический расчет напряженности магнитного поля для случая, при котором источником поля является вся круговая лента и плотность тока τ меняется по закону $\tau = \tau_0 \cos k\alpha$, где k — целое число.

Поле ΔH от элемента ленточного тока в форме дуги (см. рисунок) вычисляется по формулам (2), где R_0 — радиус ленточного проводника с плотностью тока τ . Рассматриваемый элемент ленточного тока характеризуется углом α , отсчитываемым в положительном (против часовой стрелки) направлении от оси x . Точка наблюдения M характеризуется расстоянием b от центра экрана O и углом φ , также отсчитываемым от оси x в положительном направлении.

Составляющие полной напряженности поля в точке M определяются интегрированием выражений:

$$H_{x'} = \frac{\tau_0 R_0^2}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} \frac{\sin(\varphi - \alpha) \cos k\alpha d\alpha}{b^2 + R_0^2 - 2bR_0 \cos(\varphi - \alpha)}; \quad (12)$$

$$H_{y'} = \frac{-\tau_0 R_0}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} \frac{[b - R_0 \cos(\varphi - \alpha)] \cos k\alpha d\alpha}{b^2 + R_0^2 - 2bR_0 \cos(\varphi - \alpha)}. \quad (13)$$

Вычисление $H_{x'}$, определяемое выражением (12), дает:

$$H_{x'} = \frac{\tau_0 R_0^2 \sin k\varphi}{\pi b^2} \int_0^{\pi} \frac{\sin k\psi \sin \varphi d\psi}{1 - 2 \frac{R_0}{b} \cos \psi + \left(\frac{R_0}{b}\right)^2}.$$

Из [Л. 2] по формуле (3.613.3) имеем:

1. Если $R_0 < b$, то при $k=0$ $H_{x'}=0$; при $k \neq 0$

$$H_{x'} = \frac{\tau_0}{2} \left(\frac{R_0}{b}\right)^{k+1} \sin k\varphi.$$

2. Если $R_0 > b$, то при $k=0$ $H_{x'}=0$; при $k \neq 0$

$$H_{x'} = \frac{\tau_0}{2} \left(\frac{b}{R_0}\right)^{k-1} \sin k\varphi.$$

Вычисление $H_{y'}$, определяемое выражением (13), дает:

$$H_{y'} = \frac{-\tau_0 \cos k\varphi}{\pi} \left\{ \frac{R_0}{b} \int_0^{\pi} \frac{\cos k\psi d\psi}{1 - 2 \frac{R_0}{b} \cos \psi + \left(\frac{R_0}{b}\right)^2} - \left(\frac{R_0}{b}\right)^2 \int_0^{\pi} \frac{d\psi}{1 - 2 \frac{R_0}{b} \cos \psi + \left(\frac{R_0}{b}\right)^2} \right\}.$$

Из [Л. 2] по формулам (3.613.2) и (3.613.4) имеем:

1. Если $R_0 < b$, то
при $k=0$

$$H_{y'} = \frac{-\tau_0 R_0}{b};$$

при $k \neq 0$

$$H_{y'} = \frac{-\tau_0 \cos k\varphi}{2} \left(\frac{R_0}{b}\right)^{k+1}.$$

2. Если $R_0 > b$, то при $k=0$ $H_{y'}=0$ и при $k \neq 0$

$$H_{y'} = \frac{\tau_0}{2} \left(\frac{b}{R_0}\right)^{k-1} \cos k\varphi.$$

Случай $k=0$ соответствует равномерному распределению плотности тока по ленточному проводнику; $k \neq 0$ — случаю распределения плотности тока по заданному закону $\tau = \tau_0 \cos k\varphi$. Полученные выражения для $H_{x'}$ и $H_{y'}$ совпадают с ранее полученными (8)–(11). Эти точные формулы были использованы для оценки погрешности расчета.

Расчет погрешности при определении напряженности магнитного поля на внутренней и наружной поверхностях экранов производился при сравнении результатов численного расчета по формулам (6) с точным решением при разбиении экрана по периметру на 12, 36, 72 элемента при разбиении по радиусу на шесть элементов. Максимальная погрешность в расчете составляющих напряженности магнитного поля на поверхностях экранов для указанного числа разбиений по формулам (6) составляет соответственно 12,4; 3,5 и 1,4%.

Однако, учитывая, что ток в экранах реального токопровода состоит из продольной и вихревой составляющих и при этом продольная составляющая тока распределяется по периметру экрана равномерно, то применение методики определения напряженности магнитного поля при разбиении сечения экрана на криволинейные элементы внесет меньшую погрешность, так как расчет от продольной составляющей дает точное значение.

Вывод. Использование полученной методики определения граничных условий напряженности магнитного поля с установленной погрешностью позволит рассчитать электромагнитное поле тока короткого замыкания и соответственно электродинамические силы в экранах с необходимой точностью.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Чальян К. М., Рубалевская Д. Ф. Оценка погрешности при численном расчете магнитного поля в экранах токопровода. — «Республиканский межведомственный научно-технический сборник. Теоретическая электротехника», Львов, 1976, вып. 21.
2. Градштейн И. С., Рыжик И. М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. М., «Наука», 1971.
3. Бронштейн И. Н., Семендяев К. А. Справочник по математике. М., «Наука», 1954.

[27.5.1976]

Сопротивление растекания между двумя металлическими полуэллипсоидами с поверхностным слоем

Канд. техн. наук КУХАРКИН Е. С.
Московский энергетический институт

Сопротивление растекания между полуэллипсоидами можно определить исходя из известного распределения потенциалов в окружающей проводящей среде, когда к электродам приложено напряжение U [Л. 1]. При этом плотность тока на экваториальной плоскости ($\xi=0$) имеет только нормаль-

ные составляющие:

$$J = -\gamma \left(\frac{1}{\eta_{\xi}} \frac{d\varphi}{d\xi} \right)_{\xi=0} = -\frac{\gamma}{c_2 \eta} \sum_{n=1}^{\infty} C_n Q_n(\eta) \left(\frac{\partial P_n}{\partial \xi} \right)_{\xi=0};$$

$$J_1 = -\gamma \left(\frac{1}{h_\xi} \frac{d\varphi_1}{d\xi} \right)_{\xi=0} = -\frac{\gamma_1}{c_2 \eta} \sum_{n=1}^{\infty} [A_n P_n(\eta) + B_n Q_n(\eta)] \left(\frac{\partial P_n}{\partial \xi} \right)_{\xi=0},$$

где

$$h_\xi = c_2 \sqrt{\frac{\eta^2 - \xi^2}{1 - \xi^2}}; \left(\frac{\partial P_n}{\partial \xi} \right)_{\xi=0} = (-1)^{\frac{n-1}{2}} \frac{n!!}{(n-1)!!}.$$

Ток между электродами

$$I = \int_{\eta=\eta_0}^{\eta=\eta_1} J_1 dS + \int_{\eta=\eta_1}^{\eta=\infty} J dS,$$

где площадь кольца радиуса ρ в экваториальной плоскости ($\xi=0$) равна:

$$dS = 2\pi \rho d\rho = 2\pi c_2 \sqrt{(1-\xi^2)(\eta^2-1)} h_\eta d\eta = 2\pi c_2 \eta d\eta.$$

Поэтому проводимость растекания

$$Y_{\text{ш}} = \frac{|I|}{U} = \frac{2\pi\gamma c_2}{U} \left| \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}} n!!}{(2n+1)(n-1)!!} \times \right. \\ \left. \times \left\{ [Q_{n-1}(\eta_1) - Q_{n+1}(\eta_1)] C_n + \frac{\gamma_1}{\gamma} A_n [P_{n+1}(\eta_1) + \right. \right. \\ \left. \left. + P_{n-1}(\eta_0) - P_{n+1}(\eta_0) - P_{n-1}(\eta_1)] + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\gamma_1}{\gamma} B_n [Q_{n+1}(\eta_1) + Q_{n-1}(\eta_0) - Q_{n-1}(\eta_1) - Q_{n+1}(\eta_0)] \right\} \right|, \quad (1)$$

Формула (1) предполагает знание порознь и проводимости γ_1 , и толщины поверхностного слоя $\Delta\eta = \eta_1 - \eta_0$. В направлении, нормальном эллиптической границе, этот слой имеет на единицу поверхности сопротивление

$$\Omega = \frac{h_\eta \Delta\eta}{\gamma_1} = \frac{c_2 \Delta\eta}{\gamma_1} \sqrt{\frac{\eta_1^2 - \xi^2}{\eta_0^2 - 1}}, \quad (2)$$

где h_η — коэффициент Ламе; $c_2 = \sqrt{c^2 - b^2}$.Проводимость слоя на всей поверхности S_0 электрода

$$Y_g = \int_{S_0} \frac{dS_0}{\Omega} = \frac{2\pi\gamma_1}{\Delta\eta} c_2 (\eta_0^2 - 1) (1 - \xi_0) = \frac{1}{z'g}, \quad (3)$$

где $\xi_0 = \frac{\delta}{2c}$ — координата границы между электродом и изолирующей прослойкой;

$$dS_0 = 2\pi \rho h_\xi d\xi = 2\pi c_2 \sqrt{(\eta_0^2 - 1)(\eta_0^2 - \xi^2)} d\xi$$

— площадь поверхности кольца, заключенного между координатами ξ и $\xi + d\xi$, с радиусом $\rho = c_2 \sqrt{(\eta_0^2 - 1)(1 - \xi^2)}$; h_ξ — коэффициент Ламе.

Таким образом, из выражений для экспериментально определяемых сопротивления (2) и проводимости (3) можно оценить только отношение $\Delta\eta/\gamma_1$.

Выражение для проводимости растекания между двумя полуэллипсоидами, в которое входит только суммарная проводимость поверхностного слоя (3), может быть получено из приближенного граничного условия на внешней поверхности тонкого поверхностного слоя ($\eta = \eta_1 \approx \eta_0$)

$$\varphi \approx \varphi_0 + \Omega \frac{\gamma}{h_\eta} \frac{\partial \varphi}{\partial \eta}.$$

Здесь φ — потенциал в области с проводимостью γ ; $\varphi_0 = \varphi_1(\eta_0, \xi)$ — потенциал на поверхности $\eta = \eta_0$.

В этом случае

$$U = \frac{P_{n-1}(\xi_0) - P_{n+1}(\xi_0)}{2} + (2n+1) \int_0^{\xi_0} \varphi_0(\xi) P_n(\xi) d\xi$$

$$C_n = \frac{Q_n(\eta_0) - \Delta\eta \frac{\gamma}{\gamma_1} Q'_n(\eta_0)}{Q_n(\eta_0) - \Delta\eta \frac{\gamma}{\gamma_1} Q'_n(\eta_0)}$$

для нечетных n и $C_n = 0$ для четных n .

В общем случае проводимость растекания для тонкого поверхностного слоя

$$Y_{\text{ш}} = \frac{|I|}{U} = \frac{1}{U} \int_{\eta=\eta_0}^{\eta=\infty} J dS =$$

$$= \frac{2\pi\gamma c_2}{U} \left| \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}} n!!}{(n-1)!!} \frac{Q_{n-1}(\eta_0) - Q_{n+1}(\eta_0)}{2n+1} C_n \right|.$$

Для тонкого зазора

$$Y_{\text{ш}} \approx \pi\gamma c_2 \left| \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}} n!!}{(n-1)!!} \times \right. \\ \left. \times \frac{Q_{n-1}(\eta_0) - Q_{n+1}(\eta_0)}{2\pi\gamma c_2 (\eta_0^2 - 1)(1 - \xi_0) z'g Q'_n(\eta_0) - Q_n(\eta_0)} \times \right. \\ \left. \times \left[\frac{P_{n-1}(\xi_0) - P_{n+1}(\xi_0)}{2n+1} + \frac{2}{\pi} \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \int_0^{\xi_0} \left(\arcsin \frac{\xi}{\xi_0} \right) P_n(\xi) d\xi \right] \right|, \quad (4)$$

причем $n = 1, 3, 5 \dots$

В случае полусфер радиуса $a = c$ непосредственное применение формулы (4) приводит к неопределенности, так как $\eta_0 \rightarrow \infty$ при $b = c$. После раскрытия этой неопределенности с помощью разложения Лежандра для больших аргументов из (4) можно получить:

$$Y_{\text{ш}} \approx \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}} (n-2)!!}{R_0 + (n+1)2z_n} \left[P_{n-1}(\xi_0) - P_{n+1}(\xi_0) + \right. \\ \left. + \frac{2}{\pi} \int_0^{\xi_0} \left(\arcsin \frac{\xi}{\xi_0} \right) P_n(\xi) d\xi \right], \quad (5)$$

где $R_0 = \frac{1}{\pi a \gamma}$ и $n = 1, 3, 5, \dots$

Формулы (4) и (5) позволяют рассчитать проводимость растекания более строго, чем это давала модель двух компланарных лент [Л. 2].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кухаркин Е. С. Стационарное поле двух полусферондов с поверхностным слоем. — «Электричество», 1976, № 8.
2. Кухаркин Е. С. Эквивалентная схема измерительного электрода. — «Труды МЭИ», 1972, вып. 134.

[16.12.1974]

Упрощенный метод расчета магнитных систем с редкоземельными магнитами и тонкой ненасыщенной арматурой

КУРБАТОВ П. А.

Московский энергетический институт

При разработке новых конструкций систем с постоянными магнитами проявляется тенденция их миниатюризации, которая достигается в настоящее время применением магнитотвердых материалов на основе R—Co и соответствующим уменьшением элементов арматуры из магнитомягкого материала. Толщина этих элементов рассчитывается так, чтобы материал не попадал в глубокое насыщение и сохранялась с достаточной точностью эквипотенциальность поверхности.

В [Л. 1 и 2] показано, что использование понятия магнитного заряда и отсутствие внутренней нормальной к поверхности эквипотенциальной арматуры производной потенциала позволяют свести задачу к решению интегральных уравнений Фредгольма 2-го рода для плотности заряда на поверхностях элементов арматуры. Этот метод успешно применяется для расчета магнитных систем с редкоземельными магнитами и массивной арматурой из магнитомягкого материала.

Практическое использование интегральных уравнений 2-го рода для расчета магнитных систем с тонкой арматурой выявило некоторые его недостатки, например, сравнительно большие затраты машинного времени, необходимые для уменьшения методических погрешностей расчета плотности магнитного заряда. Возникновение погрешности вычисления плотности зарядов на тонких элементах арматуры проявляется в нарушение условия их эквипотенциальности. Например, при расчете магнитной системы, изображенной на рис. 1, поверхность пластин магнитопроводов разбивалась на 200 элементарных площадок, в пределах которых плотность поверхностного магнитного заряда принималась постоянной. Кривая распределения потенциала по пластине (в относительных единицах), вычисленная по найденному распределению зарядов, изображена на рис. 2 (кривая 1). Потенциал заметно отличается от нуля, т. е. не отвечает заданному условию симметрии магнитной системы.

В [Л. 2 и 3] показано, что для электростатических задач при наличии тонких эквипотенциальных элементов целесообразно использовать краевое условие о значении потенциала на них, а также без большой потери точности можно значительно уменьшить площадь поверхностей интегрирования и, следовательно, резко сократить затраты машинного времени, если пренебречь их толщиной и записать уравнения для суммарной плотности заряда. Развитие этого подхода для расчета магнитных систем представляется весьма перспективным, хотя и приводит к интегральным уравнениям 1-го рода, которые вызывают определенные трудности при решении.

Проиллюстрируем последовательность рассуждений при выводе упрощенных интегральных уравнений для расчета плотности заряда на элементах арматуры на примере магнитной системы рис. 1.

Пластина магнитопровода (I) приближенно может быть заменена слоем магнитных зарядов плотностью σ , образованным слиянием зарядов на ее верхней и нижней поверхностях. Примем, что результирующий слой магнитных зарядов располагается на поверхности пластины, соприкасающейся с магнитами. В этом случае потенциал любой точки Q магнитной системы, в том числе магнитопровода, определяется выражением:

$$\varphi(Q) = \frac{1}{4\pi\mu_0} \left(\sum_{j=1}^2 \int_{S'_j} \frac{\sigma}{r} dS + \int_{S_M} \frac{\sigma_M}{r} dS \right), \quad (1)$$

где S'_j — часть поверхности магнитопровода (см. рис. 1); σ_M — плотность магнитного заряда на поверхности S_M свободных от арматуры торцов магнитов.

Потенциал пластины магнитопровода при достаточно большой проницаемости материала практически постоянен и согласно (1) для него справедливо уравнение

$$\sum_{j=1}^2 \int_{S'_j} \frac{\sigma}{r} dS = 4\pi\mu_0 C_i - \int_{S_M} \frac{\sigma_M}{r} dS, \quad (2)$$

где C_i — потенциал пластины; $i = 1, 2$.

Соотношение (2) представляет собой интегральное уравнение Фредгольма 1-го рода относительно неизвестной плотности суммарного заряда σ на пластине. Известно [Л. 4], что расчет σ по уравнению (2) не является строго корректной задачей, поэтому для его решения необходимо применение специальных регуляризирующих алгоритмов.

Для регуляризации уравнения (2) в [Л. 2] предлагается предварительно провести либо приближенное, либо точное преобразование его к интегральному уравнению 2-го рода. Однако в обоих случаях теряется экономия времени счета из-за усложнения подынтегральных функций. Кроме того, непосредственное использование этих методов невозможно, так как часто заранее не известны величины потенциалов C_1 и C_2 .

Предлагаемый алгоритм прямого решения, позволяющий получить устойчивое распределение плотности заряда σ по поверхностям пластин, основан на сведении к системе (2) линейных алгебраических уравнений.

Выделим на поверхностях S'_j несущих слою результирующего магнитного заряда, n малых площадок ΔS_j и аппроксимируем искомое распределение σ в виде линейной комбинации функций:

$$\sigma(Q) = \sum_{j=1}^n \beta_j \delta_j(Q), \quad (3)$$

где Q — точки, лежащие на поверхностях S'_j ; $\delta_j(Q)$ — кусочно-постоянная функция;

$$\delta_j(Q) = \begin{cases} 1, & \text{если } Q \in \Delta S_j; \\ 0, & \text{если } Q \notin \Delta S_j; \end{cases}$$

β_j — неизвестные коэффициенты, которые можно определить по схеме поточечной коллокации, т. е. выбрать их таким образом, чтобы σ точно удовлетворяла интегральному уравнению (2) в n средних точках элементарных площадок ΔS_j .

Подставив (3) в (2), получим систему из n линейных алгебраических уравнений относительно β_j :

$$\sum_{j=1}^n \beta_j \int_{\Delta S_j} \frac{1}{r} dS = 4\pi\mu_0 \varphi(Q_i) - \int_{S_M} \frac{\sigma_M}{r} dS, \quad (4)$$

$$i = 1, 2, \dots, n,$$

где $\varphi(Q_i) = \begin{cases} C_1, & \text{если } Q_i \in S'_1; \\ C_2, & \text{если } Q_i \in S'_2. \end{cases}$

В матричной записи (4) имеет вид:

$$A\beta = f, \quad (5)$$

где A матрица размером $n \times n$, элементами которой являются поверхностные интегралы $a_{ij} = \int_{\Delta S_j} \frac{1}{r} dS$ (i — соответствует расположению точки наблюдения Q_i на i -й площадке); β —

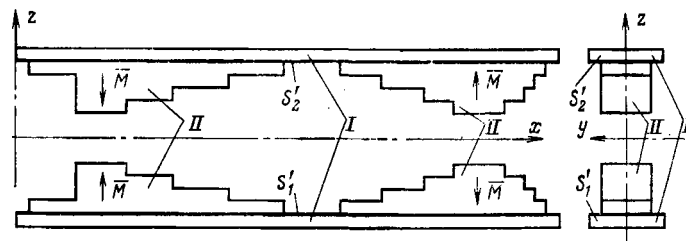


Рис. 1. Схема системы гребенчатого типа с редкоземельными магнитами.

I — пластины магнитопровода; II — постоянные магниты.

матрица-столбец неизвестных коэффициентов; f — матрица-столбец правых частей:

$$f_i = 4\pi\mu_0\varphi(Q_i) - \int_{S_M} \frac{\sigma_m}{r} dS.$$

Если потенциалы магнитопроводов C_1 и C_2 заранее не известны, то систему уравнений (5) следует предварительно преобразовать. Выберем из (5) два уравнения, соответствующие точкам наблюдения $Q_{N1} \in S'_1$ и $Q_{N2} \in S'_2$. Далее из всех уравнений, записанных для поверхности S'_1 , вычтем почленно уравнение, соответствующее точке Q_{N1} , а из всех уравнений для поверхности S'_2 — уравнение, соответствующее точке Q_{N2} . Тогда значения потенциалов элементов арматуры C_1 и C_2 исключаются. На место уравнений для Q_{N1} и Q_{N2} поставим известные [Л. 1] условия о суммарных зарядах на поверхностях S'_1 и S'_2 :

$$\int_{S'_1} \sigma dS = q_1; \int_{S'_2} \sigma dS = q_2.$$

В результате получим новую систему линейных алгебраических уравнений относительно неизвестных коэффициентов β

$$A_1\beta = f_1, \quad (6)$$

где матрицы A_1 и f_1 получены из матриц A и f после указанных преобразований.

Уравнение (6) при малых размерах площадок ΔS_j не всегда дает устойчивое решение из-за слабой обусловленности матрицы A_1 . Незначительные погрешности счета и неточности исходной информации приводят к значительным изменениям коэффициентов β и, следовательно, искомой плотности магнитного заряда σ . Для исключения этого эффекта целесообразно выполнить для системы (6) регуляризующее преобразование по [Л. 4]:

$$(A_1 + \alpha E)\tilde{\beta} = A_1 f_1, \quad (7)$$

где A_1^T — транспонированная матрица A_1 ; E — единичная матрица; $\alpha > 0$ — малый параметр; $\tilde{\beta}$ — приближенные значения коэффициентов β .

Система уравнений (7) хорошо обусловлена и ее решение проводится известным методом Гаусса [Л. 5], допустимо также применение итерационных схем решения.

Рассчитанные по (7) приближенные значения коэффициентов $\tilde{\beta}$ являются функцией параметра α , причем

$$\lim_{\alpha \rightarrow +0} \tilde{\beta} = \beta.$$

Выбор α можно провести с помощью несложного вычислительного эксперимента. Задается убывающая последовательность чисел $\alpha = \alpha_1, \alpha_2, \dots$. Для каждого значения α рассчитываются коэффициенты $\tilde{\beta}$ и значение нормы невязки $\|A_1\tilde{\beta} - f_1\|$ системы (6). Если при этом выполняется неравен-

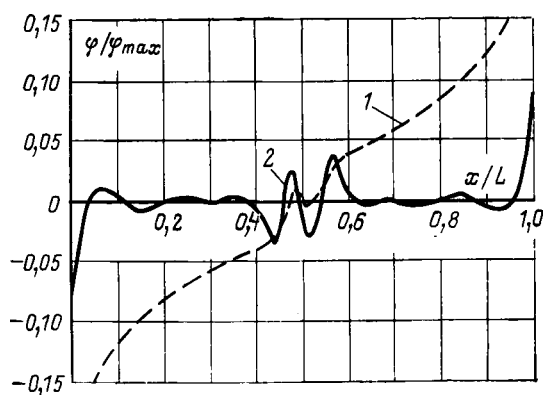


Рис. 2. Кривая относительного значения магнитного потенциала по средней линии пластины ($\varphi_{\max}$ — максимальное значение потенциала на оси x ; L — размер пластины по оси x).
1 — расчет по методу интегральных уравнений 2-го рода; 2 — 1-го рода.

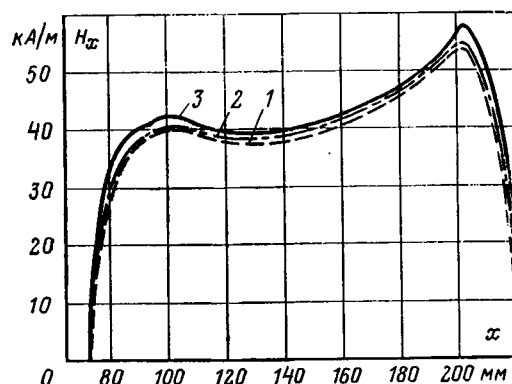


Рис. 3. Кривая напряженности магнитного поля на оси магнитной системы: 1 — расчет при 12 точках коллокации на пластине; 2 — при 44 точках; 3 — экспериментальная кривая.

ство $\|A_1\tilde{\beta} - f_1\| \leq \epsilon$, где $\epsilon \leq \sqrt{\sum_{i=1}^n \Delta f_i^2}$ — погрешность вычисления правой части (6), вызванная неточностью исходной информации о магнитах], то значение $\tilde{\beta}$ считается приемлемым для расчета исследуемого типа магнитных систем с принятым числом точек коллокации.

После расчета коэффициентов $\tilde{\beta}$ по формуле (3) определяется значение плотности магнитного заряда. Затем, используя соотношение (1), рассчитываем потенциалы и напряженность поля системы.

Расчет ряда магнитных систем методом, основанным на интегральных уравнениях 1-го рода, показал, что требуемое постоянство потенциала на арматуре достигается уже при довольно грубом разбиении поверхности, несущей слой результирующего заряда, на элементарные площадки. Например, у магнитной системы рис. 1 распределение потенциала пластины имеет вид кривой 2 рис. 2.

Характерно, что на исследуемом участке пластины было выделено всего 12 элементарных площадок, в то время как при расчете этой системы с помощью интегральных уравнений Фредгольма 2-го рода (кривая 1) на этом же участке имелось 22 элементарных площадки. Тем не менее, кривая 2 значительно ближе к нулю, чем кривая 1.

Кривые 1, 2 рис. 3 показывают распределение осевой составляющей напряженности магнитного поля, рассчитанной по методу интегральных уравнений 1-го рода при различном числе точек коллокации на пластине (44 и 12). Максимальное расхождение между ними не превышает 1%. Кривая 3 рис. 3 характеризует значения осевой составляющей напряженности поля, полученные измерением на реальной системе. Расхождения не превышают 5%.

Время расчета магнитной системы рис. 1 на ЦВМ М-220 по упрощенному методу, основанному на интегральных уравнениях 1-го рода, составляет 5 мин, т. е. в 4 раза меньше, чем при расчете этой задачи с использованием уравнений 2-го рода.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коген-Далин В. В., Коняев Ю. А., Курбатов П. А. Расчет магнитных систем с редкоземельными магнитами и ненасыщенной арматурой методом интегральных уравнений. — «Электричество», 1975, № 7, с. 65—67.
2. Тозони О. В., Маергойз И. Д. Расчет трехмерных электромагнитных полей. Киев, «Техника», 1974, 252 с.
3. Методы расчета электростатических полей. М., «Высшая школа», 1963, 415 с. Авт.: Н. Н. Миролюбов, М. В. Костенко, М. Л. Левинштейн, Н. Н. Тиходеев.
4. Тихонов А. Н., Арсенин В. Я. Методы решения некорректных задач. М., «Наука», 1974, 223 с.
5. Фаддеев Д. К., Фаддеева В. Н. Вычислительные методы линейной алгебры. М., Физматгиз, 1963, 734 с.

1976 г. 10761

Влияние уравнильных токов параллельных ветвей обмотки статора на вибрацию гидрогенераторов

Инж. Ю. В. ПЕТРОВ, канд. техн. наук ЦВЕТКОВ В. А.
Москва

Известно, что силы магнитного притяжения небольшой пространственной кратности могут вызывать значительные вибрации статоров гидрогенераторов полюсной частоты [Л. 1 и 2]. В [Л. 3] было высказано предположение, что подобные силы могут возникнуть в результате протекания уравнильных токов параллельных ветвей. Однако это предположение не получило достаточного количественного обоснования. Для проверки выдвинутой гипотезы необходимо разработать метод расчета и выполнить оценку уравнильных токов. Этим вопросам посвящена настоящая статья.

Уравнильные токи параллельных ветвей определяются из системы уравнений:

$$\left. \begin{aligned} E_{1,i} &= E_{2,i} = \dots = E_{s,i}; \\ \sum_{j=1}^s I_{j,i} &= 0; \quad i = 1, 2, 3; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$E_{j,i} = e_{j,i} - \sum_{i'=1}^3 \sum_{j'=1}^s M_{j',i'}^{(j,i)} \frac{d}{dt} I_{j',i'}; \quad i = 1, 2, 3; j = 1 \div s. \quad (2)$$

Здесь s — число параллельных ветвей; $I_{j,i}$, $e_{j,i}$, $E_{j,i}$ — уравнильный ток, э. д. с., наведенная потоком ротора, и полная э. д. с. с учетом реакции якоря j -й ветви i -й фазы; $M_{j',i'}^{(j,i)}$ — коэффициенты взаимной индукции между отдельными ветвями различных фаз.

Для решения задачи необходимо указать правила вычисления величин $e_{j,i}$ и $M_{j',i'}^{(j,i)}$. По аналогии с [Л. 4] запишем выражение для индукции машины при неравномерном воздушном зазоре в виде:

$$\begin{aligned} B(\varphi, t) &= B_0 \cos(p\varphi - \omega t) + \Delta B(\varphi, t); \quad (3) \\ \Delta B(\varphi, t) &\approx B_0 \left\{ k_{\Delta}^{(p-n)} \frac{r_n}{2\delta_0} \cos[(p-n)\varphi - \omega t - \vartheta_n] + \right. \\ &+ k_{\Delta}^{(p+n)} \frac{r_n}{2\delta_0} \cos[(p+n)\varphi - \omega t + \vartheta_n] + \\ &+ \frac{r'_n}{2\delta_0} \cos\left[(p-n')\varphi - (p-n')\frac{\omega}{p}t - \vartheta'_n\right] + \\ &+ \left. \frac{r'_n}{2\delta_0} \cos\left[(p+n')\varphi - (p+n')\frac{\omega}{p}t + \vartheta'_n\right] \right\}. \quad (4) \end{aligned}$$

Здесь φ — угловая координата неподвижной точки статора; p — число пар полюсов; $B_0 \cos(p\varphi - \omega t)$ — основная волна индукции при равномерном зазоре δ_0 ; $k_{\Delta}^{(i)}$ — коэффициент демпфирования, учитывающий экранирующее действие замкнутых контуров ротора на гармоники индукции, вращающиеся относительно ротора.

Предполагается, что неравномерность воздушного зазора вызвана асимметрией форм статора и ротора. Пространственные формы статора и ротора описываются с помощью радиус-функций $R_c(\varphi)$ и $R_p(\varphi')$:

$$\left. \begin{aligned} R_c(\varphi) &= r_c - r_n \cos(n\varphi - \vartheta_n); \\ R_p(\varphi') &= r_p + r'_n \cos(n'\varphi' - \vartheta'_n); \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

причем

$$\delta_0 = r_c - r_p; \quad \varphi' = \varphi - \frac{\omega}{p}t. \quad (6)$$

Для вычисления $e_{j,i}$ просуммируем э. д. с. отдельных витков, т. е.

$$e_{j,i} = -LR \frac{\partial}{\partial t} \sum_{v=1}^{n(j,i)} k_v(j,i) \int_{\varphi_v(j,i) - \frac{\tau}{2}}^{\varphi_v(j,i) + \frac{\tau}{2}} B(\varphi, t) d\varphi. \quad (7)$$

Здесь $\varphi_v(j,i)$ — угловая координата оси симметрии v -го элементарного витка j -й параллельной ветви i -й фазы; $n(j,i)$ — число элементарных витков ветви; τ — угловая ширина элементарного витка; $k_v(j,i)$ — коэффициент, учитывающий полярность и принимающий значения ± 1 в зависимости от направления тока элементарного витка; L, R — осевая длина и радиус генератора.

Основная волна индукции $B_0 \cos(p\varphi - \omega t)$ наводит в различных ветвях одинаковые э. д. с. $e_{j,i}$. В соответствии с (1) и (2) такие э. д. с. не возбуждают уравнильных токов. Поэтому вместо индукции $B(\varphi, t)$ в формулу (7) достаточно подставить $\Delta B(\varphi, t)$. Каждая волна индукции $\Delta b(\varphi, t)$ типа:

$$\Delta b(\varphi, t) = \Delta b_m \cos(m\varphi - \omega_m t - \vartheta_m) \quad (8)$$

наводит составляющую э. д. с. $\Delta e_{j,i}(t)$, равную:

$$\Delta e_{j,i}(t) = \Delta b_m L R \omega_m \alpha_m^{(j,i)} \sin(\omega_m t + \vartheta_m - \psi_m^{(j,i)}) \quad (9)$$

причем α_m — коэффициент укорочения для m -й гармоники, равный:

$$\alpha_m = \frac{2 \sin(m\tau/2)}{\pi m}; \quad (10)$$

а $\alpha_m^{(j,i)}$, $\psi_m^{(j,i)}$ — амплитудный и фазовый коэффициенты распределения, находящиеся по формулам:

$$\left. \begin{aligned} \alpha_m^{(j,i)} \cos \psi_m^{(j,i)} &= \sum_{v=1}^{n(j,i)} k_v(j,i) \cos m \varphi_v(j,i); \\ \alpha_m^{(j,i)} \sin \psi_m^{(j,i)} &= \sum_{v=1}^{n(j,i)} k_v(j,i) \sin m \varphi_v(j,i). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Таким образом, из-за асимметрии статора возбуждаются уравнильные токи частоты ω , а из-за асимметрии ротора — частот, кратных оборотной ω/p .

Остановимся на вычислении коэффициентов $M_{j',i'}^{(j,i)}$. Намагничивающая сила v -го элементарного витка j -й параллельной ветви i -й фазы представляет ступенчатую функцию $f_v^{(j,i)}(\varphi, t)$, которую можно разложить в бесконечный тригонометрический ряд:

$$f_v^{(j,i)}(\varphi, t) = I_{j,i}(t) k_v(j,i) \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos\{n[\varphi - \varphi_v(j,i)]\}. \quad (12)$$

Для расчета н. с. j -й ветви i -й фазы $m_{j,i}(\varphi, t)$ нужно просуммировать функции $f_v^{(j,i)}(\varphi, t)$:

$$\begin{aligned} m_{j,i}(\varphi, t) &= \sum_{v=1}^{n(j,i)} f_v^{(j,i)}(\varphi, t) = I_{j,i}(t) \times \\ &\times \sum_{n=1}^{\infty} a_n \alpha_n^{(j,i)} \cos(n\varphi - \psi_n^{(j,i)}). \end{aligned} \quad (13)$$

Применяя обмоточную функцию $N(j, i) (\varphi)$ [Л. 5], можно записать формулу (13) без использования бесконечных сумм:

$$m_{j, i} (\varphi, t) = I_{j, i} (t) N(j, i) (\varphi). \quad (14)$$

Будем считать, что н. с. $m_{j', i'} (\varphi, t)$ дает дополнительную индукцию $\Delta B_{j', i'} (\varphi, t)$ которую можно приближенно описать формулой:

$$\Delta B_{j', i'} (\varphi, t) \approx \frac{\mu_0}{\delta_0} I_{j', i'} (t) \sum_{n=1}^{\infty} k_n^{(n)} a_n \alpha_n^{(j', i')} \cos(n\varphi - \psi_n^{(j', i')}). \quad (15)$$

На основании (2) и (7) коэффициенты $M_{j', i'}^{(j, i)}$ можно найти из условия:

$$-M_{j', i'}^{(j, i)} \frac{d}{dt} I_{j', i'} = -LR \frac{\partial}{\partial t} \sum_{v=1}^{n(j, i)} k_v(j, i) \times \int_{\varphi_v(j, i) - \frac{\pi}{2}}^{\varphi_v(j, i) + \frac{\pi}{2}} \Delta B_{j', i'} (\varphi, t) dt. \quad (16)$$

Выполняя промежуточные преобразования, получим:

$$M_{j', i'}^{(j, i)} = \frac{\mu_0 LR}{\delta_0} \pi \sum_{n=1}^{\infty} k_n^{(n)} \alpha_n^2 a_n^{(j', i')} \alpha_n^{(j, i)} \cos(\psi_n^{(j, i)} - \psi_n^{(j', i')}). \quad (17)$$

Недостатком формулы (17) является необходимость вычисления бесконечной суммы. Поэтому, полагая коэффициенты демпфирования $k_n^{(n)}$ равными единице, воспользуемся известной формулой [Л. 5], в которой применены непосредственно обмоточные функции:

$$M_{j', i'}^{(j, i)} = \frac{\mu_0 LR}{\delta_0} \int_0^{2\pi} N(j, i) (\varphi) N(j', i') (\varphi) d\varphi. \quad (18)$$

Соотношения (18) или (17), (4), (8)—(11) и уравнения (1) и (2) позволяют рассчитывать уравнивающие токи. С помощью соотношения (13) можно определить пространственные гармоники отдельных ветвей, а затем и результирующие гармоники н. с. статора. По этим данным могут быть рассчитаны силы магнитного притяжения низкой пространственной кратности [Л. 3]. Была составлена программа расчета уравнивающих токов и гармоник н. с. статора для ЦВМ, причем алгоритм вычисления коэффициентов взаимной индукции принят в соответствии с формулой (18). С помощью этой программы

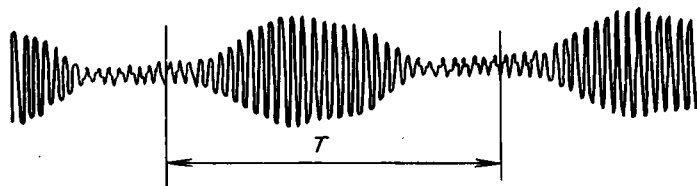


Рис. 1. Осциллограмма уравнивающего тока одной фазы обмотки статора с двумя параллельными ветвями генератора типа СВФ-1690/175-64.

T — время одного оборота ротора.

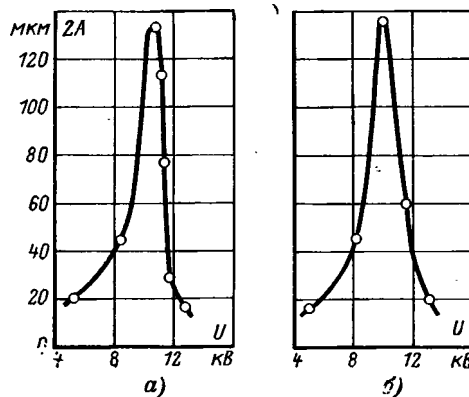


Рис. 2. Зависимость вибрации сердечника генератора типа СВ-1160/180-72 от напряжения статора.

а — при замкнутых параллельных ветвях; б — при разомкнутых.

Таблица 1

Номер гармоники	Средние значения гармоник неравномерности воздушного зазора гидрогенераторов	
	статор, r_n/δ_0	ротор, r_n'/δ_0
1	0,057	0,046
2	0,046	0,048
3	0,018	0,0265
4	0,0105	0,020
5	0,008	0,013
6	0,007	0,0135
7	0,0045	0,008
8	0,004	0,005
9	0,0025	0,005

Таблица 2

Номер гармоники неравномерности зазора	Расчетные значения уравнивающих токов гидрогенераторов (в процентах номинального тока параллельной ветви)	
	СВФ-1690/175-64	СВ-1340/150-96
1	8/5	9/5,5
3	1,3/0,95	1,3/0,95
5	0,42/0,32	0,20/0,15
7	0,14/0,10	0,20/0,15
9	0,05/0,04	0,06/0,04

Примечание. В числителе значения для $k_d = 1$, в знаменателе для $k_d = 1/3$.

проведен ряд расчетов. Ниже излагаются основные результаты выполненного анализа.

Значения уравнивающих токов зависят от параметров асимметрии форм статора и ротора r_n , ϑ_n , r_n' , ϑ_n' и результирующего обмоточного коэффициента ($\alpha_{p \pm n}^{(j, i)} \alpha_{p \pm n}^{(j', i')}$) [см. формулы (9) и (4)]. Выполнялась обработка данных измерений форм статора и ротора 12 гидрогенераторов. В табл. 1 приведены усредненные значения. Видно, что с возрастанием номера гармоники n отношения r_n/δ_0 и r_n'/δ_0 уменьшаются. Уменьшаются также и обмоточные коэффициенты ($\alpha_{p \pm n}^{(j, i)} \alpha_{p \pm n}^{(j', i')}$). Поэтому следует ожидать, что наибольшее влияние оказывают низшие гармоники неравномерности зазора.

Влияние уравнивающих токов на вибрацию проследим для случая обмотки с двумя сосредоточенными параллельными

ми ветвями (см. табл. 2). Значения r_n/δ_0 , r'_n/δ_0 принимались в соответствии с табл. 1. Фазовые углы φ_n , φ'_n соответствовали условию получения максимального тока. Влияние гармоник зазора с ростом их номеров быстро уменьшается так, что с гармониками пятого и более высоких порядков можно не считаться.

На рис. 1 показана осциллограмма уравнильного тока в одной фазе обмотки статора генератора при холостом ходе с номинальным возбуждением. Максимальные значения уравнильных токов этого генератора были от 5,2% номинального тока параллельной ветви в фазе А до 5,9% в фазе С. Как видно, экспериментальные и расчетные значения токов достаточно хорошо совпадают, если расчетный коэффициент демпфирования k_d равен 1/3. Это значение коэффициента демпфирования принято при расчете вибрации.

Рассчитывались вибрации полюсной частоты 100 Гц от различных пространственных гармоник сил магнитного притяжения, возникающих из-за уравнильных токов по следующей формуле:

$$2A_n \approx 2 \frac{f_n k_d}{m_0 / (2\pi \cdot 100)^2}, \quad (19)$$

где $2A_n$, m_0 — размах вибрации и масса сердечника; f_n — амплитуда возмущающей силы n -го порядка.

Для оценки верхнего предела вибрации коэффициент асимметрии воздушного зазора принимался в 2,5 раза больше, чем суммарная асимметрия статора и ротора по табл. 1. Считалось, что выполняются резонансные условия, а резонансный динамический коэффициент в соответствии с максимальным экспериментальным значением принимался равным 10. Расчетный размах вибросмещения приводится далее:

Номер пространственной
гармоники вибрации

Расчетные значения вибрации статора
гидрогенераторов, мкм
СВФ-1690/175-64 СВ-1340/150-96

7	20	4
9	8	4
11	21	8
13	11	12
15	16	2

Из приведенных данных видно, что вклад уравнильных токов в вибрацию полюсной частоты сравнительно невелик.

На рис. 2 приведены результаты измерений вибраций одного из генераторов при замкнутых и разомкнутых параллельных ветвях и изменения напряжения статора U . Видно, что уравнильные токи практически не влияют на вибрацию. Подобные измерения выполнялись также на генераторе GS 2621 фирмы ASEA, СВФ-1690/175-64, СВ-1500/200-88. Влияния уравнильных токов на вибрацию не обнаружено.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Детинко Ф. М., Загородная Г. А., Фастовский В. М. Прочность и колебания электрических машин. М., «Энергия», 1969.
2. Карташкин Б. А., Цветков В. А., Элькин Ю. М. Магнитная вибрация сердечников гидрогенераторов. — «Электротехника», 1967, № 3.
3. Ипатов П. И., Дукштау А. А., Детинко Ф. М. Вибрации гидрогенераторов. — «Электричество», 1967, № 11.
4. Шуйский В. П. Расчет электрических машин. М., «Энергия», 1968.
5. Шмитц Н., Новотный Д. Введение в электромеханику. М., «Энергия», 1969.

[29.4.1976]

УДК 621.316.542:537.523:621.315.618.2

Электрическая прочность межконтактного промежутка при синхронном отключении

Кандидаты техн. наук ЧУНИХИН А. А., АНКЕ Э., инж. СТРОГАНОВ Б. Г.
Московский энергетический институт

Электрическая прочность межконтактного промежутка воздушного выключателя высокого напряжения после перехода тока электрической дуги через нуль является важнейшей характеристикой выключателя. При синхронном отключении [Л. 1 и 2] время горения дуги мало, так как контакты выключателя размыкаются за несколько миллисекунд до перехода отключаемого тока через нуль. При этом энергия, подводимая к дуговому промежутку, резко снижается. В этих условиях интересно выяснить влияние времени от момента размыкания контактов до момента перехода тока через нуль (в дальнейшем назовем этот промежуток времени «временем упреждения») на процесс восстановления электрической прочности межконтактного промежутка, т. е. что дает синхронизация момента размыкания контактов с точки зрения процесса восстановления электрической прочности.

Работа, посвященная данному вопросу, была проделана авторами в проблемной лаборатории электрического привода, электрических машин и аппаратов МЭИ. Был разработан и изготовлен макет дугогасительного устройства, рассчитанный на номинальное напряжение $U_n = 10$ кВ. Для размыкания контактов использовался индукционно-динамический привод, который обеспечивал стабильное и малое по значению время разведения контактов. Это позволило, обеспечивая расстояния между контактами 5, 10 и 15 мм в момент прохождения тока через нуль, изменять время упреждения в диапазоне от 1 до 7 мс.

В данной статье за электрическую прочность принимается напряжение, приложенное к промежутку, при котором происходит пробой последнего. Эти пробивные напряжения снимались в синтетической схеме по методу «пилы». Известно, что

метод «пилы» обладает рядом недостатков. Однако в условиях лаборатории, где проводились исследования, было возможно воспользоваться только этим методом. В последующем была проведена проверка отдельных точек по схеме естественных испытаний. Результаты показали, что при наших условиях испытаний точки пробоев при естественных испытаниях легли в зону разброса точек по методу «пилы».

Принципиальная схема испытания показана на рис. 1. Источником тока служит колебательный контур А. А. Горева, состоящий из батареи конденсаторов C_0 и реактора L . Минимальная частота получаемого тока 60 Гц при амплитуде 19 кА и напряжении 30 кВ. Через разрядник P_1 и два вспомогательных разрыва $BB1$ и $BB2$ источник тока подключается к испытываемому объекту (ИО), которым является макет синхронного выключателя. В качестве источника восстанавливающегося напряжения использовался генератор импульсного напряжения (ГИН), состоящий из высоковольтного трансформатора Tr , зарядного устройства на диодах $D1$, $D2$ и сопротивлений R_{10} , R_{11} и высоковольтных конденсаторов C_3 и C_4 . При срабатывании разрядника P_{p3} пробивается разрядник P_{p2} , соединяя последовательно емкости C_3 и C_4 . В этом случае к контактам ИО прикладывается двойное напряжение заряда конденсаторов C_3 и C_4 . С помощью делителя $R_1 - R_4$; C_1 , C_2 измеряются напряжения на контактах макета сигналы с безындукционного шунта $Ш_n$ и трансформатора тока используются для регистрации тока дуги и для работы синхронизирующего устройства. Сопротивления R_8 , R_9 и R_{12} служат для выравнивания напряжения на емкостях и на управляемом промежутке P_{p2} . Все управление опытом производилось автоматически с помощью ПДУ (прибор автоматического

управления опытом), разработанного и изготовленного в ВЭИ им. В. И. Ленина. Типовая осциллограмма опыта представлена на рис. 2.

Измерение хода контактов при скоростях до 15 м/с вызвало значительные технические трудности. Были опробованы различные типы датчиков: потенциометрический, индукционный, емкостный. Из-за сильных электромагнитных полей, создаваемых индукционно-динамическим приводом, а также разрядными устройствами контура А. А. Горева, из-за больших динамических перегрузок, достигающих 1000g, работа датчиков была неудовлетворительной. Поэтому был разработан оптический регистратор хода, основными элементами которого являются: источник света, подвижная решетка с шириной прорезей, равной 1 мм ($\pm 0,01$), два фотодиода и двухканальный дифференциальный усилитель постоянного тока. Решетка связана с подвижным контактом макета и при движении последнего световой поток, идущий от источника к фотодиодам, модулируется прорезями решетки, а полученный сигнал после усиления поступает на осциллограф по токовому входу. Из-за малого активного сопротивления входных цепей электромагнитные наводки незначительны. Окончательно наводки снимались при использовании тройной экранировки. Вид сигнала оптического датчика хода представлен на рис. 2 (кривая 3). Расстояние между амплитудными значениями соответствует ходу контактов 1 мм.

Контактная система макета синхронизированного выключателя представляет собой известную конструкцию одностороннего дутья с неподвижным контактом в виде сопла и подвижным контактом, имеющим сменный наконечник. В процессе эксперимента изменялся радиус кривизны сменного наконечника и было установлено, что при больших радиусах (16 мм) эта контактная система не обеспечивала центрирования дуги в сопле, следствием чего явился значительный разброс значений электрической прочности от опыта к опыту. При радиусах кривизны около 8 мм данная контактная система позволила получить более стабильные результаты, так как в этом случае дуга была лучше центрирована относительно оси сопла.

Измерение электрической прочности межконтактного промежутка помимо снятия типовых осциллограмм (рис. 2) проводилось с помощью трехлучевого катодного осциллографа типа ЗКО-20, который имеет развертку до 50 мкс. На основании этих измерений были получены данные, приведенные на рис. 3—5.

Каждая серия состояла из 10 опытов при постоянных параметрах цепи. После этих опытов проводилась замена наконечника подвижного контакта.

Результаты экспериментов, а именно изменение электрической прочности в зависимости от времени упреждения, были аппроксимированы функцией $u = A + B \ln t$ по методу наименьших квадратов. Необходимо отметить, что при изменении времени упреждения расстояние между контактами поддерживалось постоянным. С этой целью изменялась скорость разведения контактов.

Из рис. 3 отчетливо видно, что кривая I (сплошная линия) проходит значительно выше кривых II и III. Так, например, при $t = 50$ мкс

$$U_I/U_{III} = 22,5/12,5 = 1,8, \quad (1)$$

$$U_{II}/U_{III} = 19/12,5 = 1,52. \quad (2)$$

Это подтверждает зависимость электрической прочности после нуля тока от времени упреждения. Для того чтобы выявить причины этой закономерности, необходимо устано-

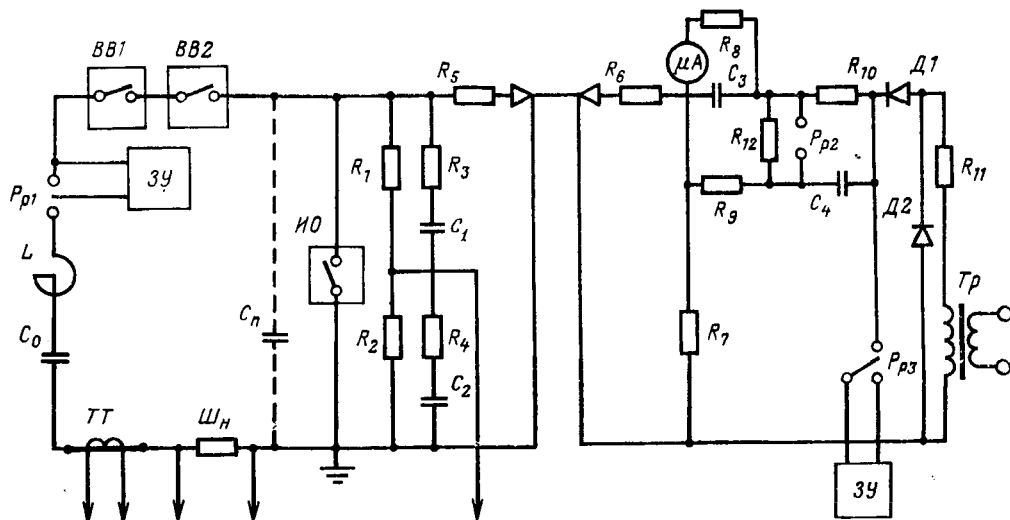


Рис. 1. Принципиальная схема испытания.

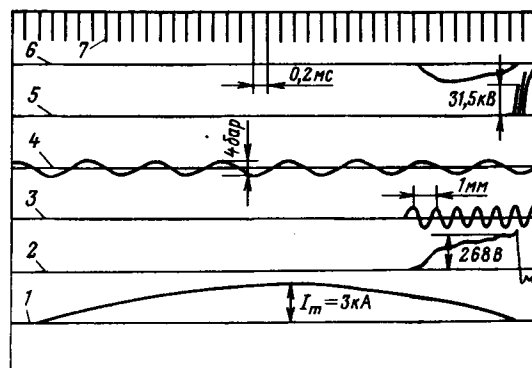


Рис. 2. Типовая осциллограмма опыта.

1 — ток электрической дуги; 2 — напряжение на электрической дуге; 3 — ход подвижного контакта; 4 — давление в камере дугогасителя; 5 — напряжение от ГИН, восстанавливающееся на контактах выключателя после перехода тока через ноль; 6 — мощность, выделяемая в дуге; 7 — время.

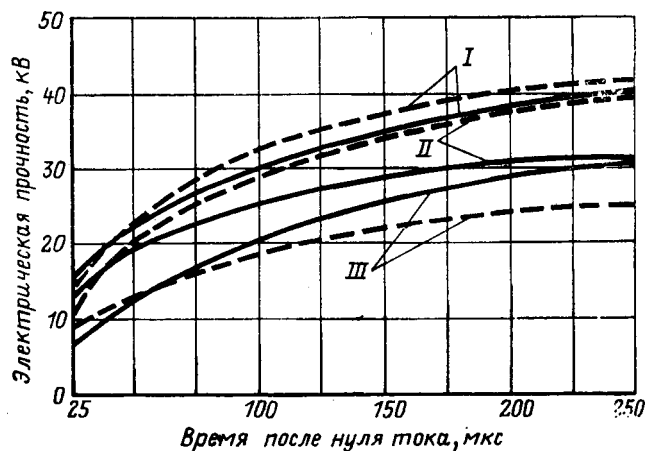


Рис. 3. График изменения электрической прочности межконтактного промежутка при синхронном отключении [электроды медные, давление 4 бар ($4 \cdot 10^5$ Па)].

— — — ток дуги равен 3 кА, расстояние между контактами при прохождении тока через ноль 10 мм; I — время упреждения 1,68 мс; II — 3,06 мс; III — 5,99 мс; — — — ток дуги равен 6 кА, расстояние между контактами 10 мм. I — время упреждения 1,5 мс; II — 2,75 мс; III — 5,25 мс.

вить, что изменяется в процессе дугогашения при изменении времени упреждения. Из осциллограмм можно определить энергию, выделяемую в дуговом промежутке для времени упреждения I, II и III. Эти энергии будут соответственно — $W_1=0,2$ кДж, $W_2=0,85$ кДж, $W_3=2$ кДж. Отсюда следует, что энергия, выделяемая в дуговом столбе, сильно зависит от времени упреждения, а именно:

$$W_3/W_1=10; \quad (3)$$

$$W_2/W_1=4,25. \quad (4)$$

Сравнивая (1) и (3), (2) и (4), можно заметить, что уменьшение подводимой энергии в 10 раз приводит к повышению прочности только лишь в 1,8 раза. Этот факт говорит о том, что количество энергии, подводимой к дуговому промежутку от сети, хотя и влияет на процесс восстановления электрической прочности, но не является единственным фактором, определяющим этот процесс. Не последнюю роль здесь, видимо, играют процессы, связанные с отводом тепла из дугового столба. Общее уравнение баланса энергии для дуги можно записать так:

$$W_0=W_1-W_2, \quad (5)$$

где W_0 — внутренняя энергия дуги; W_1 — энергия, выделяемая в дуге; W_2 — энергия, отводимая за счет воздушного дутья и излучения.

Энергия W_1 определяется уравнением:

$$W_1' = \int_0^t i_d u_d dt = \int_{T/2-t_y}^{T/2} I_m u_d \sin \omega t dt, \quad (6)$$

где t_y — время упреждения; T — период синусоиды тока.

В ходе экспериментов было выяснено, что при токах $I_m=6$ кА энергия, выделяемая в дуговом промежутке (W_1),

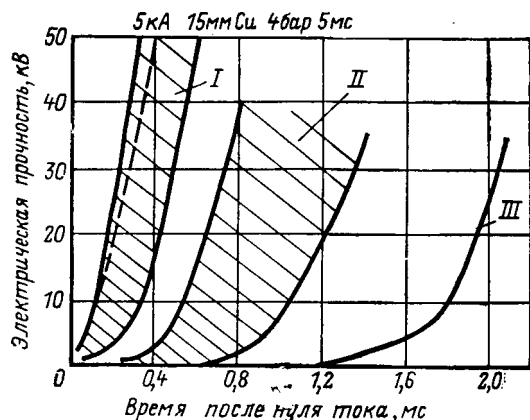


Рис. 4. Зависимость электрической прочности от времени (после нуля тока) при трех различных положениях электрической дуги.

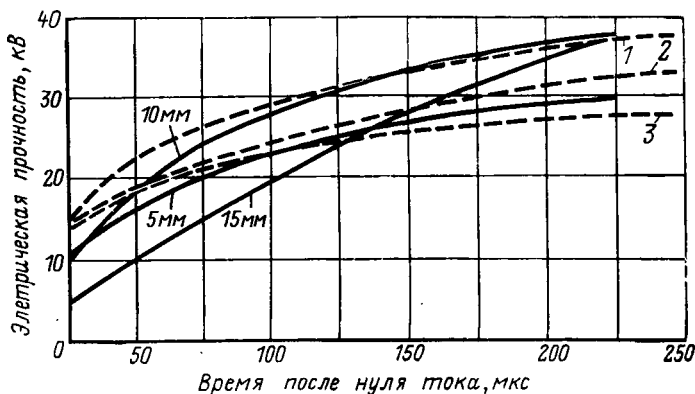


Рис. 5. График изменения электрической прочности.

— при различных расстояниях между контактами при прохождении тока через нуль при синхронном отключении. — — — для различных контактных материалов: 1 — металллокерамика (ВМ-70); 2 — медь (М1); 3 — алюминий.

была меньше, чем при токе $I_m=3$ кА, для $t_y>2,5$ мс (рис. 6). Это объясняется тем, что в случае $I_m=6$ кА мгновенные значения напряжения на дуге в течение времени ее горения значительно меньше напряжений на дуге при $I_m=3$ кА. Как видно из осциллограмм, представленных на рис. 7, напряжение u_d (кривая 2) при $I_m=6$ кА начинает подниматься лишь к концу полупериода, когда ток спадает до 3 кА. Это говорит о том, что при токах, больших 3 кА, имеет место закупорка сопла, отвод тепла при этом затруднен и сопротивление дуги мало. Следовательно, при одинаковых временах упреждения и при токах $I_{m1}=3$ кА и $I_{m2}=6$ кА для энергий, выделяемых в дуге, W'_1 и W''_1 можно записать:

$$W''_1 < W'_1. \quad (7)$$

Площадь между кривой 6 (рис. 7,а) и осью нулевого значения есть энергия W'_1 ; аналогично на рис. 7,б определяется энергия W''_1 .

Кривые восстанавливающейся прочности для этих двух случаев представлены на рис. 3. На первый взгляд казалось бы, что поскольку $W'_1 > W''_1$, то в первом случае при 3 кА

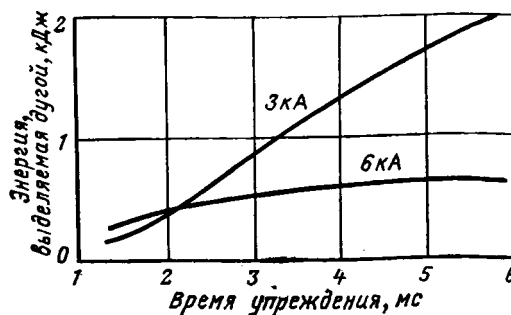


Рис. 6. Зависимость энергии электрической дуги при синхронном отключении от времени упреждения.

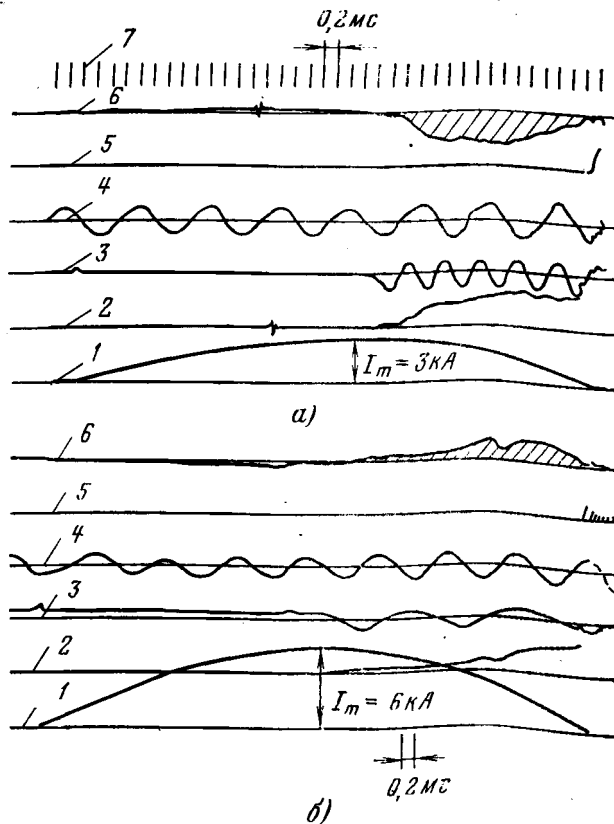


Рис. 7. Осциллограммы опытов.

будут более низкие значения восстанавливающейся прочности, поскольку энергия, выделяющаяся в промежутке, больше. В действительности, кривые прочности идут иначе. Можно с уверенностью предположить, что при закупорке сопла ($I_m = 6$ кА) энергия, отводимая от дуги, значительно меньше, чем в случае, когда закупорка отсутствует ($I_m = 3$ кА). $W''_2 \ll W'_2$. Согласно (5) можно записать: $W'_0 = W'_1 - W'_2$; $W''_0 = W''_1 - W''_2$. Поскольку $W''_2 \ll W'_2$, то можно считать, что $W''_0 > W'_0$.

Таким образом, можно предположить, что кривые восстанавливающейся прочности при токе $I_m = 3$ кА идут выше, чем при токе $I_m = 6$ кА, за счет того, что $W'_0 < W''_0$.

Решающую роль в закупорке сопла играет увеличение радиуса дуги при возрастании амплитуды тока. Поэтому при исследовании процесса восстановления электрической прочности необходимо в дальнейшем уделить большое внимание измерению радиуса дуги. Высказанные выше предположения для своего окончательного подтверждения требуют дальнейшего проведения исследования.

В ходе исследований была обнаружена сильная зависимость процесса восстановления электрической прочности от положения дуги в дугогасителе. В одной из серий опытов дуга имела своим основанием на катоде три различные точки, располагаясь при этом неодинаково относительно потока воздушного дутья. В этом случае процессы, связанные с отводом энергии из дугового ствола, протекали неодинаково. На рис. 4 показаны зоны значений электрической прочности, соответствующие трем положениям опорной точки дуги. Зона I соответствует самому благоприятному, с точки зрения отвода тепла, расположению дуги в центре. Зона II соответствует случаю, когда опорные точки смещены от центра контакта; в зоне III опорные точки смещены сильно, и дуга горит в области малых скоростей воздушного потока. Из рис. 4 видно, что максимальная скорость восстановления электрической прочности (зона I) имеет место в том случае, когда дуга центрирована относительно горловины сопла. Указанные соображения позволяют сформулировать следующий важный вывод: при конструировании дугогасительных устройств воздушных и особенно синхронизированных выключателей необходимо с помощью соответствующей конфигурации электродов обеспечить центровку дуги относительно сопла, так как положение электрической дуги относительно струй воздушного потока имеет решающее значение для повышения скорости восстановления электрической прочности. В [Л. 3] также подчеркивается важность процесса формирования дуги для повышения отключающей способности. Для дальнейших экспериментов была разработана новая контактная система, которая обеспечила центровку опорной точки дуги на катоде.

Проводилось исследование влияния расстояния между контактами при нуле тока на восстановление электрической прочности. Из рис. 5 видно, что при малых расстояниях (5 мм) электрическая прочность быстро восстанавливается, но абсолютное значение ее мало, тогда как при больших расстояниях (15 мм) имеет место замедленное нарастание прочности и абсолютное значение ее велико. Из сопоставления кривых видно, что при временах до 25 мкс после нуля кривая 5 мм проходит выше всех. Затем прочность для расстояния 10 мм имеет наибольшее значение. Этот результат показывает, что и для синхронного воздушного выключателя существует оптимальное для гашения дуги расстояние. Для несинхронного воздушного выключателя с односторонним дутьем обычно рекомендуют $h = d/4$, где h — оптимальное расстояние между контактами, d — диаметр горловины сопла дугогасителя. Для синхронного выключателя отношение h'/d получается близким к единице, где h' — оптимальное расстояние между контактами в нуль тока.

В ходе исследования изучался вопрос влияния материала подвижного контакта (катода) на процесс восстановления электрической прочности. Испыльзовались три разновидности контактных материалов: алюминий, медь М1, металлокерамика типа вольфрам — медь ВМ-70. Влияние материала контактов на электрическую прочность можно ожидать по следующим направлениям.

1. При нагревании электродов холодная прочность межконтактного промежутка понижается. Максимальная же температура нагрева электрода ограничивается точкой кипения материала. Кроме того, имеет значение теплоемкость контактного материала, так как она определяет постоянную времени охлаждения контакта.

2. В межконтактном промежутке присутствуют пары металла электрода, причем потенциал ионизации этих паров зависит от материала.

3. Вследствие износа материала контакта на поверхности последнего появляются неровности, острые выступы, которые увеличивают градиенты напряжений вблизи электродов.

Полученные экспериментальные данные представлены на рис. 5. Самая высокая электрическая прочность имеет место для металлокерамики типа вольфрам — медь (кривая 1). С электродами из этого материала прочность промежутка получилась в 1,2 раза выше, чем с алюминиевыми (кривая 2) для одинакового времени упреждения. Безусловно, электрод из металлокерамики нагревается до более высоких температур, чем алюминиевый, однако следует учесть, что теплоемкость алюминия в 2,3 раза выше, чем у меди, что обуславливает более медленное остывание контакта. Это обстоятельство не позволяет исключить влияние температуры электрода на процесс восстановления электрической прочности. Потенциал ионизации паров алюминия равен 6 эВ. В случае металлокерамического электрода концентрация паров меди будет существенно выше, чем паров вольфрама. Потенциал ионизации паров меди равен 7,72 эВ. Отсюда следует, что наличие паров материала катода в некоторой степени оказывает влияние на электрическую прочность промежутка.

Сильное влияние на процесс восстановления электрической прочности, по мнению авторов, оказывает поверхность контакта, появление неровностей, которые обуславливают повышение напряженностей электрического поля у поверхности электрода, что может, в свою очередь, облегчить ударную ионизацию и привести к пробое промежутка при меньших напряжениях.

Выводы. 1. При прочих равных условиях уменьшение времени упреждения ускоряет процесс восстановления электрической прочности межконтактного промежутка воздушного выключателя; этот процесс для исследованных расстояний между контактами зависит от материала последних.

2. Можно предположить, что процесс восстановления электрической прочности определяется не энергией, выделившейся в дуге, а внутренней энергией дугового столба к моменту перехода отключаемого тока через нуль.

3. Решающее значение для скорости восстановления электрической прочности имеет расположение дугового ствола относительно струй воздушного потока. Необходимо обеспечить расположение дуги в зоне максимальной скорости воздушных масс.

4. В отличие от несинхронного выключателя оптимальное расстояние между контактами для синхронного выключателя близко к диаметру горловины сопла дугогасителя.

5. Явление закупорки сопла, т. е. такое состояние дугового промежутка, когда диаметр дуги соизмерим с диаметром шейки сопла, можно контролировать по характеру изменения напряжения на дуге.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Буткевич Г. В., Клепарская Л. Г., Набатов В. Ф. Наибольшее допустимое время расхождения контактов воздушных выключателей для синхронизированного отключения. — «Электричество», 1969, № 8, с. 64—67.
2. Фурукава Тэцуя, Кубота Касуто. Результаты работы синхронного воздушного выключателя с отключением за один период. — «Фудзи Дзихо», 1968, № 8, т. 41, с. 551—556.
3. Гашение электрической дуги при синхронном размыкании контактов в дугогасителях воздушных выключателей. — «Электричество», 1973, № 1, с. 79—82. Авт.: Г. А. Кукеков, Г. С. Каплан, Л. С. Ветюкова и др.

[10.4.1975]

Генератор с возвратно-поступательным движением и проводящей подвижной частью

ВАЛЮКЕНАС Г. И., ЯНКАУСКАС З. К., ШЛЕГЕРИС Ю. Т.

Вильнюс

Исследованию генераторов возвратно-поступательного движения посвящен ряд работ [Л. 1 и 2]. Здесь рассмотрена новая схема генератора с подвижной частью в виде тонкой проводящей пластины.

Магнитная система генератора, как и в [Л. 2], состоит из двух магнитных ветвей 1 и 2, имеющих общий сердечник 3 (см. рисунок). Обмотки возбуждения размещены на магнитопроводах 1 и 2 и обтекаются токами противоположного направления. Генераторная (якорная) обмотка размещена на общем магнитопроводе 3. При возвратно-поступательном движении медной пластины 4 в узком (около 5 мм) зазоре межполюсного пространства в ней возникают вихревые токи, экранирующие магнитный поток, проходящий через пластину. Время затухания вихревых токов [Л. 3]

$$\tau = \mu_0 \gamma S, \quad (1)$$

где γ , S — удельная электропроводность и площадь пластины; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м.

Если частота колебаний f пластины значительно больше обратного времени затухания τ^{-1} вихревых токов

$$f \gg \tau^{-1} = (\mu_0 \gamma S)^{-1}, \quad (2)$$

то вихревые токи практически полностью экранируют магнитный поток, проходящий в данный момент времени через пластину. Для медной пластины с $\gamma = 58 \cdot 10^6$ Ом $^{-1}$ м $^{-1}$ площадью $S = 8 \times 8$ см 2 имеем $\tau^{-1} \approx 3$ Гц, и для промышленной частоты $f = 50$ Гц условие (2) выполняется.

Если колебания пластины гармонически зависят от времени, то площади S' и S'' в произвольный момент времени равны:

$$S' = \frac{1 + \sin \omega t}{2} S; \quad S'' = \frac{1 - \sin \omega t}{2} S, \quad (3)$$

где S — площадь полюса; $\omega = 2\pi f$.

В предположении, что магнитная проницаемость магнитопровода $\mu = \infty$, и при условии (2) для магнитных потоков в ветвях 1 и 2 имеем соотношения:

$$\left. \begin{aligned} \Phi_1 &= (i_3 \omega_3 + I_1 \omega_1) \frac{\mu_0 S'}{h}; \\ \Phi_2 &= (i_3 \omega_3 - I_1 \omega_1) \frac{\mu_0 S''}{h}, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где h — межполюсное расстояние, равное толщине пластины (наличием воздушного зазора пренебрегаем); i_3 , ω_3 — ток и число витков генераторной обмотки; I_1 , ω_1 — ток и число витков обмоток возбуждения ($\omega_1 = \omega_2$, $I_2 = -I_1$).

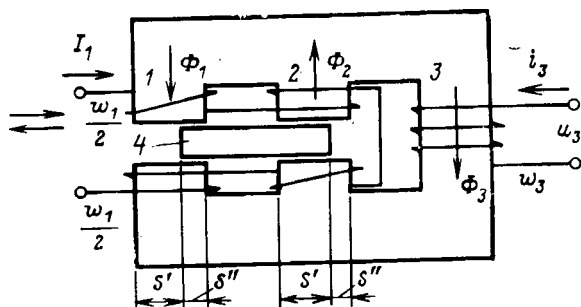
Подставляя (3) в (4), получаем:

$$\Phi_1 = (i_3 \omega_3 + I_1 \omega_1) \frac{\mu_0 S}{h} \frac{1 + \sin \omega t}{2}; \quad (5a)$$

$$\Phi_2 = (i_3 \omega_3 - I_1 \omega_1) \frac{\mu_0 S}{h} \frac{1 - \sin \omega t}{2}. \quad (5b)$$

Поток Φ_3 в генераторной обмотке равен сумме $\Phi_1 + \Phi_2$. Складывая (5a) и (5b), получаем:

$$\Phi_3 = \frac{\mu_0 S}{h} i_3 \omega_3 + \frac{\mu_0 S}{h} I_1 \omega_1 \sin \omega t. \quad (6)$$



Величина

$$B = \frac{\mu_0}{h} I_1 \omega_1, \quad (7)$$

представляет собой магнитную индукцию между полюсами в отсутствии пластины. С учетом (7) вместо (6) имеем

$$\Phi_3 = \frac{\mu_0 S \omega_3}{h} i_3 = BS \sin \omega t. \quad (8)$$

Рассмотрим случай чисто активной нагрузки генератора. Если сопротивление нагрузки R , то ток

$$i_3 = \frac{U_3}{R}, \quad (9)$$

где U_3 — напряжение на генераторной обмотке.

В свою очередь, напряжение U_3 связано с потоком Φ_3 соотношением:

$$U_3 = -\omega_3 \frac{d\Phi_3}{dt}, \quad (10)$$

поэтому вместо (8) записываем:

$$\Phi_3 + \frac{\mu_0 S \omega_3^2}{hR} \frac{d\Phi_3}{dt} = BS \sin \omega t. \quad (11)$$

Решение (11) в установившемся режиме

$$\Phi_3 = \frac{SB}{\sqrt{1+a^2}} \sin(\omega t - \varphi),$$

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{a}{\sqrt{1+a^2}}, \quad a = \omega S \mu_0 \omega_3^2 / hR. \quad (12)$$

Ток нагрузки согласно (9) и (10)

$$i_3 = -\frac{\omega_3 SB \omega}{R \sqrt{1+a^2}} \cos(\omega t - \varphi). \quad (13)$$

Активная мощность генератора

$$P = \langle i_3^2 \rangle_{cp} R = \frac{\omega_3^2 S^2 B^2 \omega^2}{R(1+a^2)} = \frac{Sh \omega B^2}{\mu_0} \frac{a}{1+a^2} \quad (14)$$

максимальна при $a = 1$ и равна

$$P_{\max} = \frac{Sh \omega B^2}{2 \mu_0}. \quad (15)$$

Следовательно, с единицы объема (м 3) колеблющейся пластины получаем мощность

$$P_{уд} = \frac{\omega B^2}{2 \mu_0}, \quad \text{Вт/м}^3, \quad (16)$$

Большое значение при конструировании конкретного генератора имеют потери в проводящей пластине. Действительно, колеблющаяся пластина в произвольный момент времени блокирует половину магнитного потока обмотки возбуждения и генераторной обмотки, т. е. н. с. вихревых токов в пластине равна половине суммарной н. с. обмотки возбуждения и генераторной обмотки, но противоположна по знаку. Если обмотки и пластина выполнены из одного материала (меди) с одинаковым коэффициентом заполнения по меди, то суммарные потери генератора

$$P_{\Pi} = 1.5 (I_{\text{в}}^2 r_{\text{в}} + I_{\text{г}}^2 r_{\text{г}}), \quad (17)$$

где $I_{\text{в}}$, $I_{\text{г}}$ — токи возбуждения и нагрузки генератора; $r_{\text{в}}$, $r_{\text{г}}$ — активные сопротивления обмоток возбуждения и генераторной обмотки.

Таким образом, потери в пластине можно учесть, увеличив расчетные сопротивления обмоток генератора на 50%. При чисто активной нагрузке R имеем для к. п. д. генератора

(с учетом потерь на возбуждение) следующее выражение:

$$\eta = \frac{I^2 R}{I^2 R + 1,5 r_r + I^2 r_{\text{в}} 1,5} \quad (18)$$

Изложенные теоретические соображения были проверены экспериментально на действующем макете.

Отметим, что система с возвратно-поступательным движением не является единственной и может быть заменена системой с вращательным движением.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Laithwaite E. R., Mamak R. S. An oscillating synchronous linear machine. — «Proc. IEE», 1962, vol. 109, part A, № 47, p. 426—439.
2. Jarret J. Etude du transfert de l'énergie dans les machines à mouvement rectiligne alternatif à reluctance variable. — «Revue generale de l'électricité», 1960, № 2, p. 109—114.
3. Арцимович Л. А. Элементарная физика плазмы. М., Атомиздат, 1969.

[17.11.1975]

УДК 621.314.014.001.24

Анализ токов преобразователя со ступенчатой формой выходного напряжения

БИРЮКОВ В. Р., ХАСАЕВ О. И.
Москва

В настоящее время преобразователи со ступенчатой формой выходного напряжения получают все большее применение. Определению токов такого преобразователя посвящены ряд работ, например [Л. 1—3]. Однако конечные расчетные формулы, полученные авторами, сложны и мало пригодны для инженерных расчетов.

В статье приведены относительно простые формулы для расчета мгновенного, среднего и действующего значений тока нагрузки при произвольном числе ступеней выходного напряжения.

Наиболее часто на практике используются четыре формы ступенчатого напряжения, различающиеся наличием нулевой ступени и длительностью максимальной ступени. Рассмотрим сначала напряжение без нулевой ступени (рис. 1, а). Ток нагрузки на интервале каждой ступени определяется из системы уравнений:

$$\left. \begin{aligned} U_1 &= R_n i_1 + L_n \frac{di_1}{dt}; \\ U_2 &= R_n i_2 + L_n \frac{di_2}{dt}; \\ &\dots \dots \dots \\ U_n &= R_n i_n + L_n \frac{di_n}{dt}. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Общее решение уравнений имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} i_1 &= \frac{U_1}{R_n} + A_1 e^{-t/\tau_n}; \\ i_2 &= \frac{U_2}{R_n} + A_2 e^{-t/\tau_n}; \\ &\dots \dots \dots \\ i_n &= \frac{U_n}{R_n} + A_n e^{-t/\tau_n}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Здесь $\tau_n = \frac{L_n}{R_n}$ — постоянная времени нагрузки; $U_1, U_2, \dots$

$\dots, U_n$ — напряжение ступеней; $A_1, A_2, \dots, A_n$ — постоянные интегрирования; n — число интервалов на полупериоде ступенчатого напряжения.

Используя условия непрерывности тока нагрузки

$$\left. \begin{aligned} i_{1\text{нач}} &= -i_{n\text{кон}}; \\ i_{2\text{нач}} &= i_{1\text{кон}}; \\ &\dots \dots \dots \\ i_{n\text{нач}} &= i_{(n-1)\text{кон}}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

и учитывая, что начальные и конечные значения токов определяются из (2) при $t=0$ и $k = \frac{T}{2n}$ соответственно, находим общее выражение для постоянной интегрирования:

$$A_j = - \frac{\sum_{k=0}^{n-1} a^{n-k-j} \left(\frac{U_{k+1}}{R_n} - \frac{U_{k+1+1}}{R_n} \right)}{1 + a^n}, \quad (4)$$

где $a = e^{-\frac{T}{2n\tau_n}}$; j — номер ступени.

Для определения суммы в числителе используется аналитическая зависимость размера ступеней от его амплитудного значения. При напряжении без нулевой ступени (рис. 1, а) и при наличии нулевой ступени (рис. 1, б)

$$U_j = U_{ma} \sin(j\beta - \beta/2); \quad (5)$$

$$U_j = U_{ma} \sin j\beta, \quad (6)$$

где $\beta = \pi/n$; U_{ma} — амплитуда синусоиды, проходящей через середины всех ступеней и равная для формы напряжения рис. 1, а и рис. 1, б $U_{ma} = U_m \sec \beta/2$ и $U_{ma} = U_m$ при длительности максимальной ступени, равной одному интервалу.

Подставляя значения ступеней из формулы (5) в (4) и производя соответствующие преобразования, находим по-

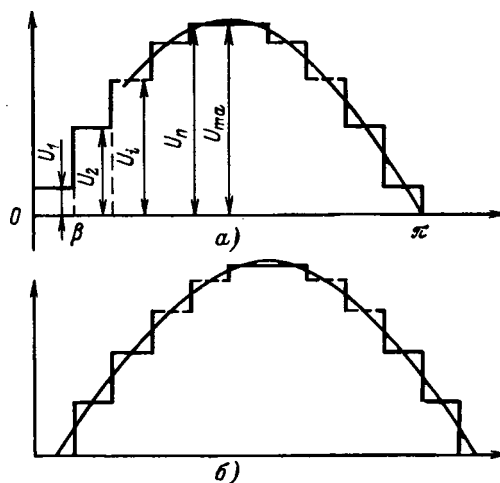


Рис. 1. Формы выходного напряжения преобразователя без нулевой ступени (а) и с нулевой (б).

стоянную интегрирования

$$A_j = -\frac{U_{ma}}{R_H} B \sin(j\beta + \alpha), \quad (7)$$

где

$$B = \frac{2 \sin \beta/2}{\sqrt{a^2 - 2a \cos \beta + 1}}; \quad \operatorname{tg} \alpha = -\frac{a - \cos \beta}{\sin \beta}.$$

Окончательное выражение для мгновенного значения тока нагрузки на любом интервале определяется подстановкой (7) в (2)

$$i_j = \frac{U_{ma}}{R_H} \sin(j\beta - \beta/2) - \frac{U_{ma}}{R_H} B \sin(j\beta + \alpha) e^{-t/\tau_H}. \quad (8)$$

Преобразуя соотношения для B и $\operatorname{tg} \alpha$, можно показать, что имеет место равенство

$$\cos(\alpha + \beta/2) = \frac{B(1 + a)}{2}. \quad (9)$$

Действующее значение тока нагрузки для формы ступенчатого напряжения без нулевой ступени определяется с использованием формулы (8) и равенства (9)

$$I_n = \frac{U_{ma}}{\sqrt{2} R_H} \sqrt{1 - f_{\tau_H} B^2 n (1 - a^2)}. \quad (10)$$

Для того чтобы сравнить действующее значение тока нагрузки с его 1-й гармоникой, разложим ток нагрузки в ряд Фурье. Для этого выражение мгновенного значения тока нагрузки на интервале каждой ступени следует записать относительно начала единой координатной оси:

$$i_j = \frac{U_j}{R_H} + A_j e^{-\left[t + \frac{T}{2n} (1-p)\right] / \tau_H}.$$

Тогда коэффициенты Фурье для основной гармоники равны:

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= \frac{4}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} i_j(t) \cos \omega t dt = -\frac{2U_{ma} n \sin \beta/2}{\pi R_H \sqrt{\omega^2 + \frac{1}{\tau_H^2}}} \cos \varphi; \\ b_1 &= \frac{4}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} i_j(t) \sin \omega t dt = \frac{2U_{ma} n \sin \beta/2}{\pi \omega R_H} - \\ &\quad - \frac{2U_{ma} n \sin \beta/2}{\pi R_H \sqrt{\omega^2 + \frac{1}{\tau_H^2}}} \sin \varphi. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Мгновенное значение 1-й гармоники тока нагрузки определяется с использованием (11):

$$\begin{aligned} i_1(t) &= \sqrt{a_1^2 + b_1^2} \sin(\omega t + \varphi) = \\ &= \frac{U_{ma} \sin \beta/2 \cos \varphi}{R_H \beta/2} \sin(\omega t + \varphi). \end{aligned} \quad (12)$$

На рис. 2 приведены графики отношения действующего значения тока нагрузки к амплитуде его 1-й гармоники, рассчитанные по формулам (10) и (12) для различного числа интервалов на полупериоде n .

Среднее значение тока нагрузки на полупериоде можно определить, интегрируя кривую тока с учетом момента перехода его через нуль. При этом возникают трудности, связанные с определением значений $\cos \varphi$, при которых ток нагрузки проходит через нуль на границе ступени. Другой путь определения среднего значения тока нагрузки заключается в том, что определяется некоторая эквивалентная синусоида, среднее значение которой равняется среднему значению реального тока на интервале длительности одной ступени:

$$\frac{2n}{T} \int_0^{\frac{T}{2n}} i_j dt = \frac{1}{(\alpha_j - \alpha_{j-1})} \int_{\alpha_{j-1}}^{\alpha_j} N \sin(x + \xi) dx, \quad (13)$$

где α_j, α_{j-1} — координатные углы интервала (ступени); N, ξ — амплитуда и фаза эквивалентной синусоиды.

Интегрируя левую часть равенства (13) с использованием (8), получим для среднего значения реального тока одной ступени:

$$\begin{aligned} I_{cp} &= \frac{2U_{ma}\beta/2}{\pi R_H \sin \beta/2} \times \\ &\times \sqrt{1 - 2B(a-1)f_{\tau_H} n \cos(\alpha + \beta/2) + B^2 f_{\tau_H}^2 n^2 (a-1)^2} \times \\ &\times \sin(j\beta + \gamma). \end{aligned} \quad (14)$$

Интегрируя правую часть равенства (13), приравнявая к (14) и принимая при этом $\xi = \gamma + \beta/2$, получим амплитуду эквивалентной синусоиды и, следовательно, среднее значение тока нагрузки на полупериоде:

$$\begin{aligned} I_{cp} &= \frac{2}{\pi} N = \frac{2U_{ma}\beta/2}{\pi R_H \sin \beta/2} \times \\ &\times \sqrt{1 - 2f_{\tau_H} B^2 n (1 - a^2) + 4f_{\tau_H}^2 B^2 n^2 (1 - a^2)}. \end{aligned} \quad (15)$$

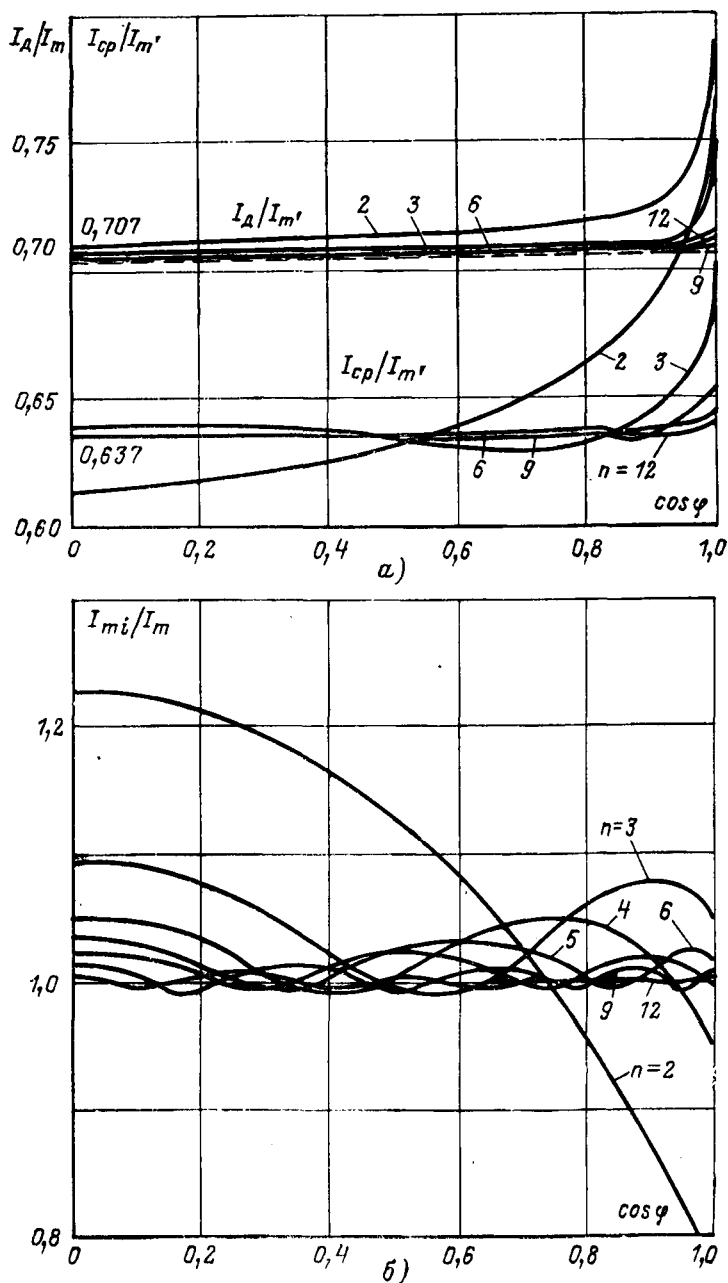


Рис. 2. Графики действующего и среднего (а) и максимального (б) значений тока нагрузки.

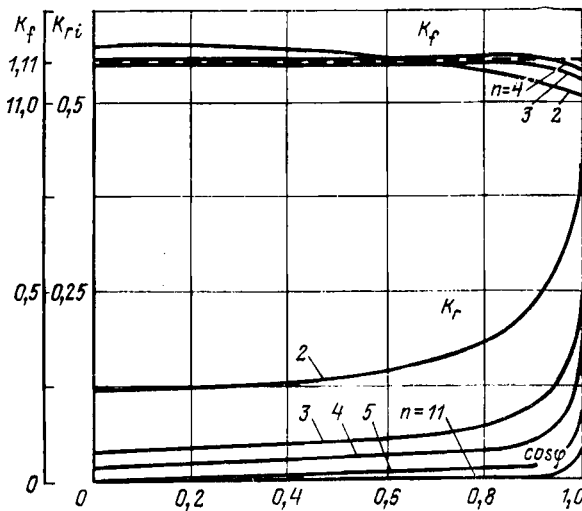


Рис. 3. Графики коэффициента гармоник и формы тока нагрузки.

Используя полученную формулу (15), на рис. 2 построены также графики отношения среднего значения тока нагрузки к амплитуде его 1-й гармоники.

Активная мощность нагрузки определяется с использованием формул (5) и (8) и равна:

$$P_a = \frac{2}{T} \sum_{i=1}^n \int_0^{\frac{T}{2n}} U_i i_i dt = \frac{U_{ma}^2}{2R_n} [1 - f_{\tau n} B^2 n (1 - a^2)]. \quad (16)$$

Полная мощность нагрузки определяется с учетом (10):

$$P = U_d I_d = \frac{U_{ma}^2}{2R_n} \sqrt{1 - f_{\tau n} B^2 n (1 - a^2)}. \quad (17)$$

Коэффициент мощности нагрузки равен отношению активной мощности к полной

$$\cos \varphi_n = \frac{P_a}{P} = \sqrt{1 - f_{\tau n} B^2 n (1 - a^2)}. \quad (18)$$

Амплитудное значение тока нагрузки можно определить из формулы (8) при $t = T/2n$. Однако в этом случае необходимо определить еще и номер ступени, на интервале которой ток достигает максимального значения, что усложняет расчет. Чтобы упростить определение амплитудного значения тока, запишем общее выражение для тока нагрузки в конце любого интервала. Подставив в (8) $t = T/2n$ и представив значение тока как сумму двух синусоидальных величин с разными амплитудами, получим:

$$i_m = I_m \sin(j\beta + \psi) = \frac{U_{ma}}{R_n} \sqrt{1 - B^2 a^2} \sin(j\beta + \psi), \quad (19)$$

где ψ — фаза суммарной синусоиды.

Поскольку синусоидальный ток достигает своего максимального значения при $\pi/2$, то приравняв аргумент (19)

к $\pi/2$, находим номер ступени, на интервале которой ток достигает максимального значения

$$j_m = \frac{\pi}{2\beta} - \frac{\psi}{\beta}.$$

Приравнявая также аргумент нулю, определяем номер ступени, на интервале которой ток проходит через нуль:

$$j_0 = -\frac{\psi}{\beta}.$$

Сравнивая j_m и j_0 , находим:

$$j_m = \frac{\pi}{2\beta} + j_0 = \frac{n}{2} + j_0. \quad (20)$$

При анализе (20) можно сделать следующий вывод: если n — четное число, то момент перехода амплитудного значения тока с одной ступени на другую совпадает с моментом перехода тока через нуль на границе ступеней. Если n — нечетное, то момент перехода амплитудного значения тока с одной ступени на другую совпадает с моментом перехода тока через нуль на середине ступени.

Графики отношения максимального значения тока нагрузки к амплитуде его 1-й гармоники показаны на рис. 2, б.

Анализ графиков рис. 2 показывает, что при ступенчатом напряжении с числом интервалов $n > 6$ расчет токов нагрузки можно производить на основе только 1-й гармоники напряжения, при этом ошибка не превосходит 2,5%.

До сих пор рассматривались токи в нагрузке для формы ступенчатого напряжения без нулевой ступени. Формула для мгновенного значения тока нагрузки при наличии нулевой ступени выводится аналогично:

$$i_j = \frac{U_{ma}}{R_n} \sin(j\beta) - \frac{U_{ma}}{R_n} B \sin(j\beta + \alpha + \beta/2) e^{-t/\tau_n}. \quad (21)$$

Выражения (21) и (8) отличаются друг от друга, однако можно показать, что формулы (10), (12), (15) — (18) справедливы и для напряжения с нулевой ступенью. Коэффициент гармоник тока нагрузки определяется с использованием формул (10) и (12):

$$K_{fi} = \sqrt{(K_{\tau n}^2 + 1) \frac{\cos^2 \varphi}{\cos^2 \varphi_n} - 1}, \quad (22)$$

где $K_{\tau n}$ — коэффициент гармоник ступенчатого напряжения.

На рис. 3 на основе (27), (18) и (12) построены графики изменения коэффициента гармоник и коэффициента формы тока нагрузки в зависимости от $\cos \varphi$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Работа инвертора со ступенчатым выходным напряжением на активно-индуктивную нагрузку. — В кн.: Устройства преобразовательной техники. Киев, 1970, вып. 4. Авт.: К. А. Липковский, В. Е. Тонкаль, С. С. Тонкаль, В. Н. Губаревич.
2. Чернышев А. И. Об одном методе исследования установившихся процессов в инверторах напряжения. — В кн.: Проектирование устройств электропитания и электропривода. М., «Энергия», 1973, т. 1.
3. Руденко В. С., Сенько В. И., Жуйков В. Я. Анализ электромагнитных процессов в статических преобразователях методом эквивалентного источника. — В кн.: Проблемы технической электродинамики. Киев, «Наукова думка», 1973, вып. 41.

[18.5.1976]

Выбор параметров однофазных тиристорных преобразователей асимметричного тока

Канд. техн. наук МАЗНЕВ А. С.

Ленинград

Для ускорения процесса заряда аккумуляторов могут быть применены тиристорные преобразователи, реализующие ток асимметричной формы [Л. 1—3]. При большом разнообразии схем таких преобразователей практически отсутствуют методы расчета их параметров. Последнее в большей степени относится к системам заряда, в которых разрядный импульс формируется с помощью емкостного накопителя энергии, позволяющего регулировать интервал времени между зарядными и разрядными импульсами тока [Л. 4].

На рис. 1 изображены схемы заряда аккумуляторов током асимметричной формы от сети переменного напряжения. В каждую из них входят два однополупериодных выпрямителя $B1$ и $B2$ в цепи заряжаемых аккумуляторных батарей $AB1$ и $AB2$, тиристорно-диодный и тиристорный мост, в диагональ которого включены последовательно соединенные конденсатор C и реактор L , необходимые для накопления энергии и формирования разрядных импульсов тока, которые протекают через каждую из батарей в непроводящий период для выпрямителей $B1$ и $B2$ соответственно. На рис. 2 изображены диаграммы напряжений и токов для каждого из зарядных устройств.

Режим заряда аккумуляторов током асимметричной формы характеризуется определенным соотношением токов заряда и разряда (I_z , I_p) и длительности их импульсов (t_z , t_p).

В статье анализируются зависимости между режимами заряда и параметрами преобразователя, а также приводится метод их расчета по заданным условиям, к которым относятся: I_z — средний зарядный ток; E — э. д. с. аккумуляторной батареи; f — частота напряжения питающей сети; $\alpha = I_z/I_p$, $\beta = t_z/t_p$ — коэффициенты, определяющие соотношение токов и интервалов времени заряда и разряда соответственно.

По заданным условиям необходимо определить емкость конденсатора C , индуктивность реактора L , а также угол θ фазового регулирования для преобразователя по схеме рис. 1, б. При выборе параметров узла формирования разрядных импульсов принято допущение, что тиристоры отпираются и запираются мгновенно, ток утечки полупроводниковых элементов в запертом состоянии и падение напряжения на них в состоянии проводимости равны нулю, э. д. с. заряжаемых аккумуляторных батарей и их характеристики идентичны.

Особенность зарядных преобразователей состоит в том, что при периодическом перезаряде конденсатора C , который осуществляется с помощью заряжаемых аккумуляторных батарей, установившееся напряжение на его обкладках при высокой добротности контура может в несколько раз превосходить э. д. с. батарей.

Амплитудное значение напряжения U_c в конце n -го цикла перезаряда определится из выражения:

$$U_c = E(1+K)(K^0+K^1+K^2+\dots+K^n),$$

где K — коэффициент снижения напряжения.

Так как $0 < K < 1$, то

$$U_c = E \frac{1+K}{1-K}. \quad (1)$$

Известно, что

$$U_c = E \frac{1+e^{-\delta T'/2}}{1-e^{-\delta T'/2}}, \quad (2)$$

где $\delta = r/2L$ — коэффициент затухания; r , L — активное сопротивление и индуктивность контура перезаряда; T' — период собственных колебаний.

С учетом (1) и (2) можно записать:

$$\frac{\pi}{2\varphi} = -\ln K, \quad (3)$$

где $\varphi = \sqrt{L/C}$ — волновое сопротивление контура перезаряда конденсатора.

Рассмотрим преобразователь по схеме рис. 1, а. При работе неуправляемого выпрямителя на э. д. с. угол проводимости φ для заданных значений E равен:

$$\varphi = \pi - 2\gamma,$$

где $\gamma = \omega t = \arcsin \sigma$ — угол отсечки, причем $\sigma = E/U_m$ (U_m — амплитудное значение питающего напряжения).

Значение зарядного тока определяется из условия:

$$I_z = \frac{1}{2\pi} \int_{\gamma}^{\pi-\gamma} I_m \sin \omega t d\omega t = \frac{I_m}{\pi} \cos \gamma. \quad (4)$$

Здесь

$$I_m = \frac{U_m - E}{r} = \frac{U_m}{r} (1 - \sigma). \quad (5)$$

Так как

$$\cos \gamma = \sqrt{1 - \sigma^2},$$

то

$$I_z = \frac{I_m}{\pi} \sqrt{1 - \sigma^2}. \quad (6)$$

Для заданного значения коэффициента α выражение для определения тока разряда примет вид:

$$I_p = \frac{I_m}{\pi \alpha} \sqrt{1 - \sigma^2}. \quad (7)$$

Длительность импульсов токов заряда и разряда

$$t_z = \frac{T}{2} \left(1 - \frac{2\gamma}{\pi} \right); \quad (8)$$

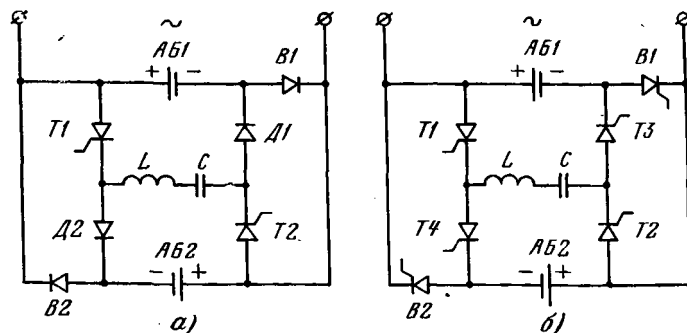


Рис. 1.

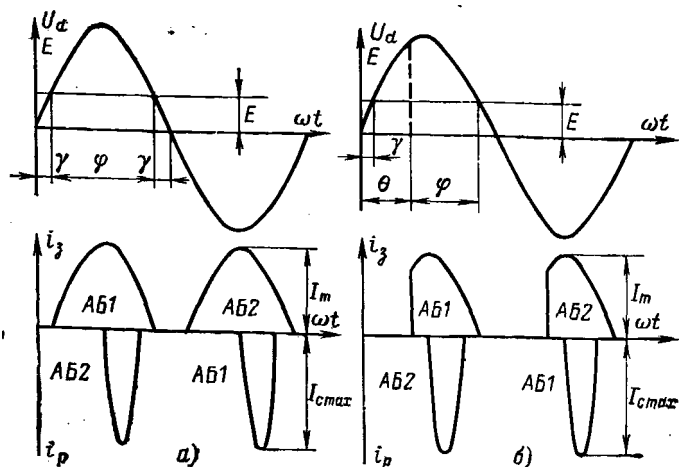


Рис. 2.

$$t_p = \frac{T}{2\beta} \left(1 - \frac{2\gamma}{\pi} \right), \quad (8a)$$

где T — период питающего напряжения.

Импульс тока разряда формируется при разряде конденсатора, поэтому:

$$I_p = \frac{1}{T} \int_0^{t_1} I_{c \max} \sin \omega t dt = \frac{2}{\pi} I_{c \max} \lambda; \quad (9)$$

$$I_{c \max} = \frac{2E}{(1-K)\rho}. \quad (10)$$

Здесь $I_{c \max}$ — амплитудное значение тока перезаряда конденсатора; $t_1 = \pi \sqrt{LC}$ — время перезаряда конденсатора; $\lambda = \frac{\pi \sqrt{LC}}{T}$ — условный коэффициент заполнения импульсов разрядного тока.

Приравнявая (7) и (9), получаем:

$$\frac{I_m}{\pi \alpha} \sqrt{1-\sigma^2} = \frac{2}{\pi} I_{c \max} \lambda; \quad (11)$$

$$\lambda = \frac{\sqrt{1-\sigma^2}}{2\alpha A},$$

где A — коэффициент кратности токов, равный:

$$A = \frac{I_{c \max}}{I_m}. \quad (12)$$

Значение условного коэффициента заполнения может быть получено также из (8a):

$$\lambda = \frac{t_p}{T} = \frac{1}{2\beta} \left(1 - \frac{2\gamma}{\pi} \right). \quad (13)$$

Из (11) и (13) имеем:

$$\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\pi \sqrt{1-\sigma^2}}{(\pi - 2\gamma) A}. \quad (14)$$

С учетом (5), (10) и (12) коэффициент кратности токов равен:

$$A = \frac{2\sigma r}{\rho (1-K) (1-\sigma)}. \quad (15)$$

Из (3) и (15) получаем:

$$A = - \frac{4\sigma \ln K}{\pi (1-K) (1-\sigma)}. \quad (16)$$

Выражение (14) примет вид:

$$\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\pi^2 (1-K) (1-\sigma) \sqrt{1-\sigma^2}}{4\sigma (2\arcsin \sigma - \pi) \ln K}.$$

На рис. 3 изображены зависимости $\alpha/\beta = f(K)$ для различных значений σ , которые позволяют по принятому коэффи-

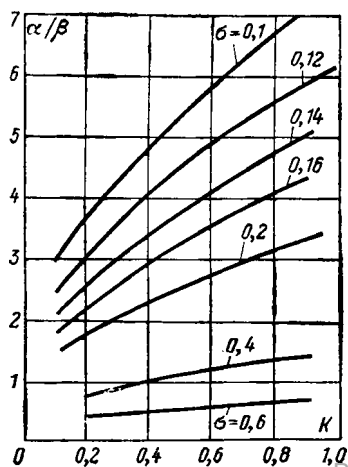


Рис. 3.

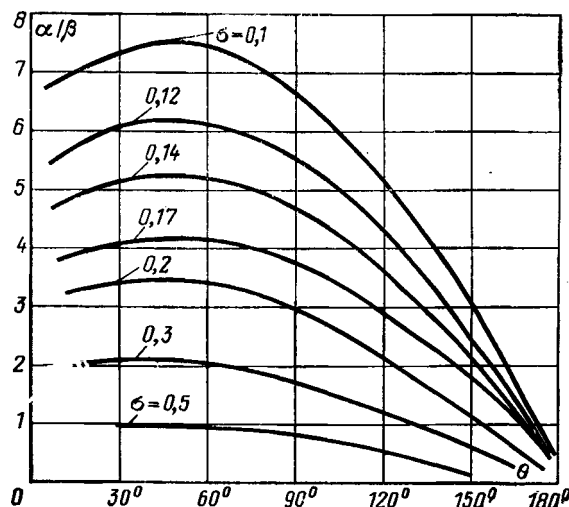


Рис. 4.

циенту снижения напряжения на конденсаторе определить значение напряжения питания, если заданы коэффициенты α , β и э. д. с. аккумуляторной батареи.

Из (6) и (12) получаем:

$$I_{c \max} = \frac{I_3 A \pi}{\sqrt{1-\sigma^2}}. \quad (17)$$

Используя (10) и (17), находим:

$$\rho = \frac{2E}{1-K} \frac{\sqrt{1-\sigma^2}}{I_3 A \pi}. \quad (18)$$

Из выражения условного коэффициента заполнения можно определить:

$$\rho = \frac{\lambda T}{\pi C}. \quad (19)$$

Тогда с учетом (11), (18) и (19) можно определить значение емкости конденсатора C :

$$C = \frac{(1-K) I_3 T}{4\alpha E}; \quad (20)$$

из (19) и (20) находим:

$$L = \frac{4\alpha E T \lambda^2}{\pi^2 (1-K) I_3}. \quad (21)$$

Определим параметры узла формирования разрядных импульсов при следующих условиях: $I_3 = 100$ А; $E = 50$ В; $f = 50$ Гц; $\alpha = 5$; $\beta = 10$. По зависимостям рис. 3 находим для $\alpha/\beta = 0,5$ и $K = 0,8$ $\sigma = 0,7$; $C = 400$ мкФ; $A = 3,312$; $\lambda = 0,0217$; $L = 47$ мкГн.

Задача упрощается, если известно сопротивление r в контурах заряда батареи и перезаряда конденсатора. Из (3) при известном K получаем:

$$\rho = - \frac{r\pi}{2 \ln K}.$$

Тогда индуктивность реактора определится как

$$L' = \frac{(1-K) I_3 T r^2 \pi^2}{16\alpha E (\ln K)^2}.$$

При использовании зарядного преобразователя с фазовым управлением задача сводится к определению не только параметров C и L , но и угла регулирования θ .

Угол проводимости ϕ при работе управляемого выпрямителя на э. д. с. равен:

$$\phi = \pi - (\gamma + \theta).$$

Зарядный ток протекает при условии: $\gamma < \theta < \pi - \gamma$. Значения токов заряда и разряда и длительности их импульсов

определяются из выражений:

$$I_3 = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi-\gamma} I_m \sin \omega t \, d\omega t = \frac{I_m}{2\pi} (\cos \gamma + \cos \theta) =$$

$$= \frac{I_m}{2\pi} (V\sqrt{1-\sigma^2} + \cos \theta); \quad (22)$$

$$I_p = \frac{I_m}{2\pi\alpha} (V\sqrt{1-\sigma^2} + \cos \theta); \quad (22a)$$

$$t_3 = \frac{T}{2} \left(1 - \frac{\gamma + \theta}{\pi}\right); \quad (23)$$

$$t_p = \frac{T}{2\beta} \left(1 - \frac{\gamma + \theta}{\pi}\right). \quad (23a)$$

Приравнявая (9) к (22a) с учетом (12), получаем:

$$\lambda = \frac{1}{4\alpha A} (V\sqrt{1-\sigma^2} + \cos \theta). \quad (24)$$

Так как

$$\lambda = \frac{\zeta t_p}{T} = \frac{1}{2\beta} \left(1 - \frac{\gamma + \theta}{\pi}\right), \quad (25)$$

то из (24) и (25) определяем:

$$\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\pi}{\pi - \gamma - \theta} \frac{V\sqrt{1-\sigma^2} + \cos \theta}{2A}. \quad (26)$$

Подставляя в (26) значение A из (16) окончательно имеем:

$$\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\pi^2 (1-K) (1-\sigma) (V\sqrt{1-\sigma^2} + \cos \theta)}{8\sigma (\arcsin \sigma + \theta - \pi) \ln K}.$$

На рис. 4 изображены зависимости $\alpha/\beta = f(\theta)$ для различных значений σ и $K=0,8$.

Значение емкости конденсатора и индуктивность реактора определяются по выражениям (20) и (21) с учетом (25). Для ранее указанных условий заряда аккумуляторных батарей получаем: $\sigma=0,5$; $\theta=120^\circ$; $C=400$ мкФ; $\lambda=0,0085$; $L=7,22$ мкГн.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Романов В. В., Хашев Ю. М. Химические источники тока. М., «Советское радио», 1968, с. 359—365.
2. Земан С. К., Кобзев А. В., Обрусник В. П. Сравнительный анализ систем заряда аккумуляторных батарей асимметричным током. — «Электричество», 1975, № 12, с. 66—69.
3. Зорохович А. Е., Бельский В. П., Энгель Ф. И. Устройство для заряда и разряда аккумуляторных батарей. М., «Энергия», 1975, с. 199—205.
4. Мазнев А. С., Старостин С. Н., Дулов Н. Н. Устройство для заряда аккумуляторной батареи асимметричным током. А. С. № 426270 (СССР). Оpubл. в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1974, № 6.

[29.1.1976]

УДК [621.316.045:536.5].001.24

Расчет максимальной и среднеобъемной температуры обмоток электрических аппаратов

Инж. ВУНДЕР Я. Ю.
Чебоксары

Обеспечение высокой точности тепловых расчетов обмоток имеет важное практическое значение, так как в итоге позволяет за счет снижения излишних запасов повысить эффективность использования активных материалов и улучшить массу и габаритные показатели проектируемых аппаратов.

В то же время применяемые на практике методы расчетов, использующие допущения об отсутствии теплоотдачи с торцов обмоток и о бесконечной величине теплопроводности тела обмотки, дают погрешность, достигающую десятков процентов [Л. 1 и 2]. К тому же эти методы позволяют определить только среднеобъемное превышение температуры обмотки над температурой окружающей среды, в то время как ряд основных параметров аппаратов определяется величиной максимального превышения температуры.

В статье предлагается практический метод определения максимального Φ_m и среднеобъемного Φ_o превышений температуры обмотки в установившемся режиме при различных способах задания условий теплообмена обмотки со средой.

1. Заданы коэффициенты теплообмена (k_n , k_b , k_{r1} , k_{r2}) отдельно для каждой поверхности обмотки (наружной, внутренней и двух торцевых). При этом предполагается, что коэффициенты теплообмена для соответствующих поверхностей равны средним значениям и постоянны в пределах каждой поверхности.

2. Задан средний для обмотки коэффициент теплообмена k_c , отнесенный ко всей поверхности обмотки и к ее среднеповерхностной температуре.

3. Задан так называемый условный средний коэффициент теплообмена k_{yc} , отнесенный ко всей поверхности обмотки и к ее среднеобъемной температуре.

Поставленная задача решена при аналитическом исследовании двухмерного температурного поля обмотки при следующих допущениях:

обмотка представляет собой изотропное тело с эквивалентным коэффициентом теплопроводности λ_o ;

теплофизические параметры обмотки не зависят от температуры; (фактически существующая зависимость теплофизических параметров от температуры может быть учтена, как обычно, с помощью метода последовательных приближений);

кривизна поверхности обмотки не учитывается, т. е. цилиндрическая обмотка условно заменяется плоской обмоткой того же сечения; значение поправочных коэффициентов, ком-

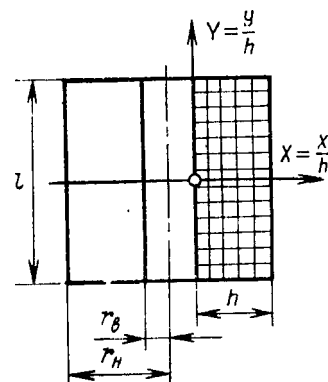


Рис. 1

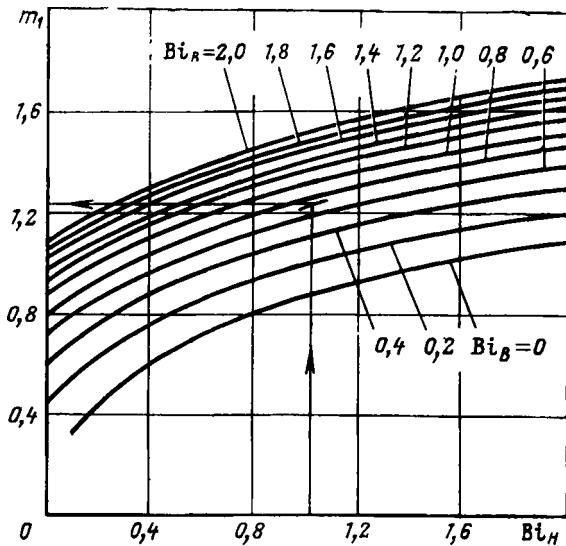


Рис. 2.

пенсирующих возникающую при этом погрешность, определены ниже.

Схематическое изображение поперечного сечения обмотки показано на рис. 1.

В безразмерной форме с учетом принятых допущений температурное поле обмотки при заданных условиях теплообмена каждой поверхности описывается следующим дифференциальным уравнением Пуассона с граничными условиями 3-го рода:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2} &= -Po; \\ \frac{\partial \theta}{\partial X} \Big|_{X=1} + Bi_H \theta \Big|_{X=1} &= 0; \quad \frac{\partial \theta}{\partial X} \Big|_{X=0} - Bi_B \theta \Big|_{X=0} = 0; \\ \frac{\partial \theta}{\partial Y} \Big|_{Y=0.5L} + Bi_{T1} \theta \Big|_{Y=0.5L} &= 0; \\ \frac{\partial \theta}{\partial Y} \Big|_{Y=-0.5L} + Bi_{T2} \theta \Big|_{Y=-0.5L} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $\theta = \frac{\vartheta}{\vartheta_d}$; $X = \frac{x}{h}$; $Y = \frac{y}{h}$; $L = \frac{l}{h}$; ϑ и ϑ_d — текущее и предельно допустимое превышения температуры; $Po = \frac{qh^2}{\lambda_s \vartheta_d}$ — критерий Померанцева; q — тепловыделение единицы объема обмотки; $Bi_H = \frac{k_H h}{\lambda_s}$; $Bi_B = \frac{k_B h}{\lambda_s}$; $Bi_{T1} = \frac{k_{T1} h}{\lambda_s}$; $Bi_{T2} = \frac{k_{T2} h}{\lambda_s}$ — критерии Био.

Решением системы уравнений (1), полученным методом интегральных преобразований в конечных пределах [Л. 3], является:

$$\theta = Po \sum_{k=1}^{\infty} A_k \left(1 - \sum_{k=1}^{\infty} B_k \right), \quad (2)$$

где

$$A_k = \frac{[mk \sin mk + Bi_B (1 - \cos mk)] \times}{m^2 k \left[\frac{Bi_B^2 + m^2 k}{2} + Bi_B \sin^2 mk + \right.} \\ \times \left(\cos mkX + \frac{Bi_B}{mk} \sin mkX \right) \\ \left. + \frac{(m^2 k - Bi_B^2) (Bi_B + Bi_H)}{2(m^2 k - Bi_B Bi_H)} \cos^2 mk \right];$$

$$B_k = \left(\frac{Bi_{T2}}{H_s} - \frac{Bi_{T2} H_1 - Bi_{T1} H_s}{H_4 H_1 + H_2 H_s} \right) \operatorname{ch} mkY - \\ - \frac{Bi_{T2} H_1 - Bi_{T1} H_s}{H_4 H_1 + H_2 H_s} \operatorname{sh} mkY; \\ H_1 = mk \operatorname{sh} \frac{mkL}{2} + Bi_{T1} \operatorname{ch} \frac{mkL}{2}; \\ H_2 = mk \operatorname{ch} \frac{mkL}{2} + Bi_{T1} \operatorname{sh} \frac{mkL}{2}; \\ H_s = mk \operatorname{sh} \frac{mkL}{2} + Bi_{T2} \operatorname{ch} \frac{mkL}{2}; \\ H_4 = mk \operatorname{ch} \frac{mkL}{2} + Bi_{T2} \operatorname{sh} \frac{mkL}{2};$$

mk — корни трансцендентного уравнения

$$\operatorname{tg} mk = \frac{mk (Bi_B + Bi_H)}{m^2 k - Bi_B Bi_H}. \quad (3)$$

В том случае, если $Bi_{T1} = Bi_{T2} = 0$ (температурное поле одномерно), то $B_k = 0$ и превышение температуры такой обмотки равно:

$$\theta^I = Po \sum_{k=1}^{\infty} A_k. \quad (4)$$

С учетом (4) вместо (2) можно записать:

$$\theta = \theta^I \left(1 - \sum_{k=1}^{\infty} B_k \right). \quad (5)$$

Упростим выражение (5). Решив систему уравнений (1) при условии $\frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2} = \frac{\partial \theta}{\partial Y} = 0$, $Bi_{T1} = Bi_{T2} = 0$, получим выражение для θ^I , не содержащее суммирования собственных функций:

$$\theta^I = \frac{Po}{2} \left[\frac{(2 + Bi_H) (Bi_B X + 1)}{Bi_B + Bi_B Bi_H + Bi_H} - X^2 \right]. \quad (6)$$

Проведенный с помощью ЦВМ анализ показал, что, если значения критерия Био не превышают 2, значения L не превышают 10, отношение Bi_{T1}/Bi_{T2} находится в пределах от 0,25 до 4 (эти значения характерны для обмоток аппаратов), то с суммарной погрешностью, не превышающей 2,5%, можно, во-первых, в выражении для B_k пренебречь всеми членами ряда, кроме первого, и, во-вторых, усреднить коэффициенты теплообмена торцевых поверхностей (т. е. считать их одинаковыми и равными: $k_T = 0,5(k_{T1} + k_{T2})$).

При этом получим:

$$1 - \sum_{k=1}^{\infty} B_k \approx 1 - \frac{Bi_T \operatorname{ch} m_1 Y}{m_1 \operatorname{sh} \frac{m_1 L}{2} + Bi_T \operatorname{ch} \frac{m_1 L}{2}}, \quad (7)$$

где $Bi_T = 0,5(Bi_{T1} + Bi_{T2})$; m_1 — первый корень уравнения (3).

Численные значения m_1 в зависимости от значений Bi_H и Bi_B , рассчитанные с помощью ЦВМ, могут быть определены по кривым, приведенным на рис. 2. Из уравнения (5) с учетом (6) и (7) известными методами получены расчетные формулы для определения максимального $\theta_m = \vartheta_m / \vartheta_d$ и среднего объемного $\theta_c = \vartheta_c / \vartheta_d$ превышений температуры:

$$\theta_m = \theta^I_{mY_m}, \quad (8)$$

где

$$\theta^I_m = Po \frac{0,5(2 + Bi_H)}{Bi_B + Bi_B Bi_H + Bi_H} \left[\frac{0,25 Bi_B^2 (2 + Bi_H)}{Bi_B + Bi_B Bi_H + Bi_H} + 1 \right]; \\ \frac{Bi_T L}{2}$$

$$\gamma_m = 1 - \frac{m_1 L}{2} \operatorname{sh} \frac{m_1 L}{2} + \frac{Bi_T L}{2} \operatorname{ch} \frac{m_1 L}{2};$$

$$\theta_c = \theta^I_c \gamma_c, \quad (9)$$

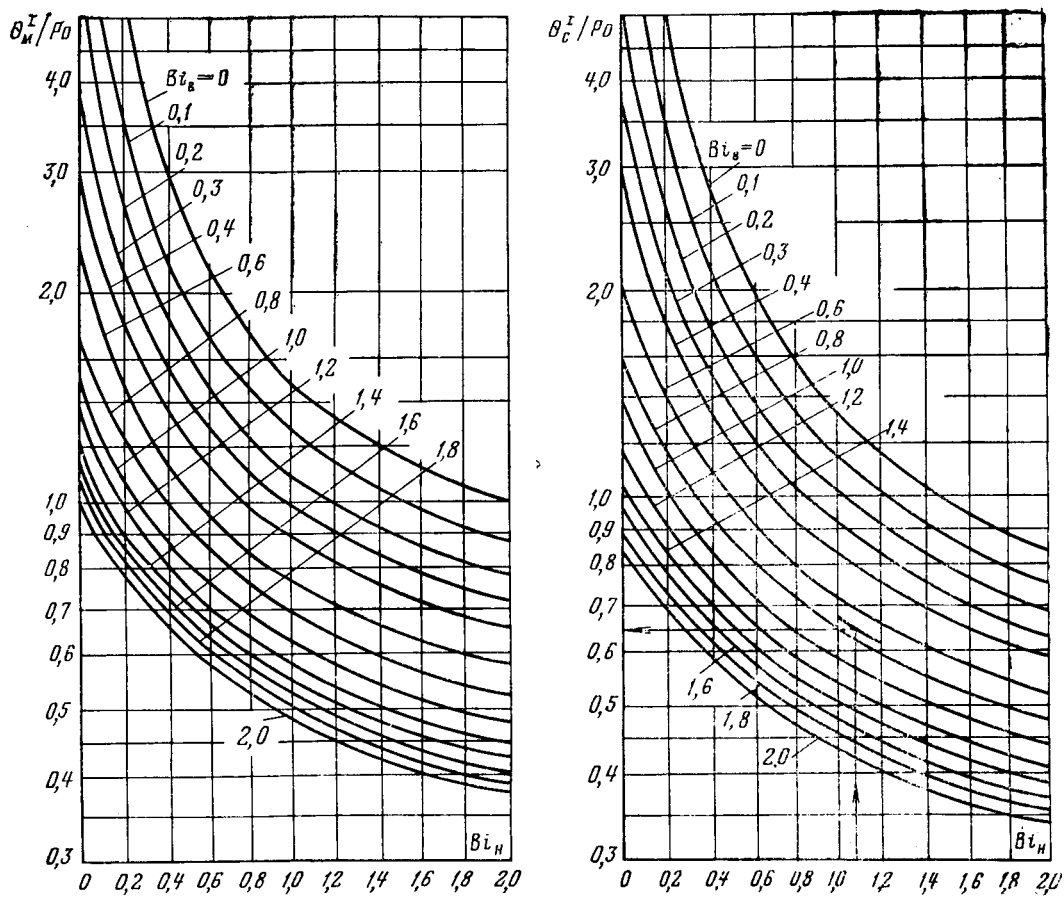


Рис. 3.

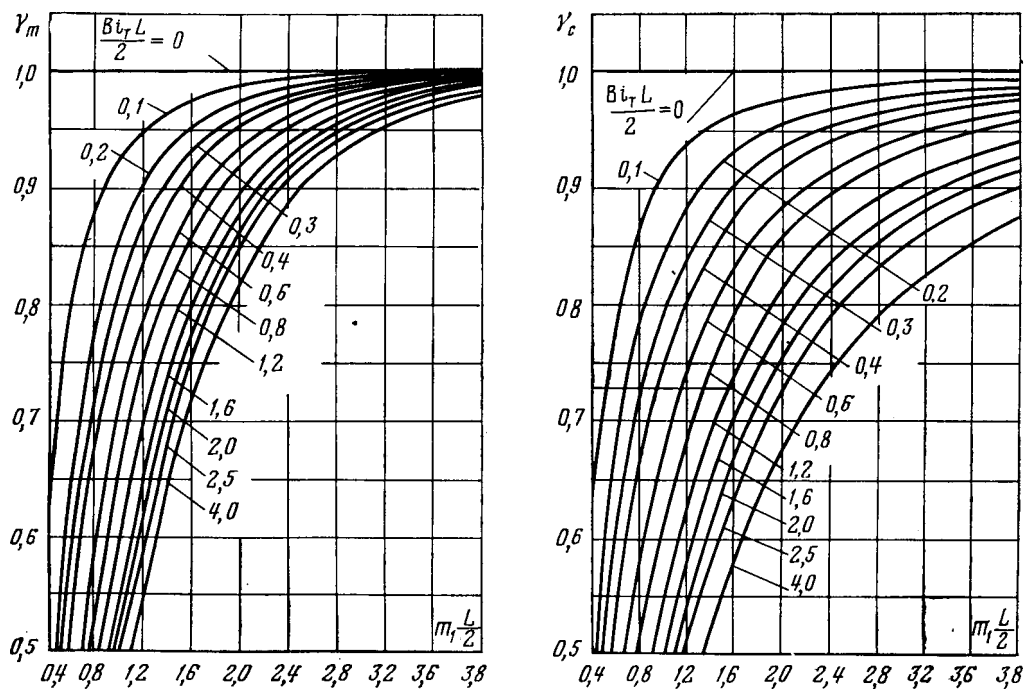


Рис. 4.

где

$$\theta_c^I = Po \left[\frac{(2 + Bi_n)(0,25 Bi_b + 0,5)}{Bi_b + Bi_b Bi_n + Bi_n} - \frac{1}{6} \right].$$

$$\gamma_c = 1 - \frac{\frac{Bi_T L}{2} \cdot \frac{sh \frac{m_1 L}{2}}{\frac{m_1 L}{2}}}{\frac{m_1 L}{2} sh \frac{m_1 L}{2} + \frac{Bi_T L}{2} ch \frac{m_1 L}{2}}.$$

На рис. 3 и 4 представлены зависимости θ_m^I/Po и θ_c^I/Po от Bi_m и Bi_b , а также γ_m и γ_c от $Bi_T L/2$ и $m_1 L/2$.

Таким образом, при заданных условиях теплообмена каждой поверхности расчет превышения температуры сводится:

к определению безразмерных величин Po , Bi_b , Bi_n , Bi_T , m_1 , L , $Bi_T L/2$, $m_1 L/2$ (по рис. 2 и по формулам, приведенным в тексте);

к определению величин θ_m^I/Po и γ_m , θ_c^I/Po и γ_c (по рис. 3 или 4);

к определению искомым значений θ_m или θ_c :

$$\theta_m = Po \frac{\theta_m^I}{Po} \gamma_m; \quad \theta_c = Po \frac{\theta_c^I}{Po} \gamma_c.$$

В том случае, если задан средний коэффициент теплообмена k_c (которому соответствует $Bi_c = k_c h / \lambda_a$), отнесенный ко всей поверхности обмотки и к ее среднестроительной температуре, то формулы для θ_m и θ_c примут вид:

$$\theta_m = Po \left(\frac{1}{8} + \frac{0,5}{Bi_c} \right) \left(1 - \frac{Bi_c}{n_1 sh \frac{n_1 L}{2} + Bi_c ch \frac{n_1 L}{2}} \right); \quad (10)$$

$$\theta_c = Po \left(\frac{1}{12} + \frac{0,5}{Bi_c} \right) \left(1 - \frac{Bi_c}{n_1 sh \frac{n_1 L}{2} + Bi_c ch \frac{n_1 L}{2}} - \frac{sh \frac{n_1 L}{2}}{\frac{n_1 L}{2}} \right), \quad (11)$$

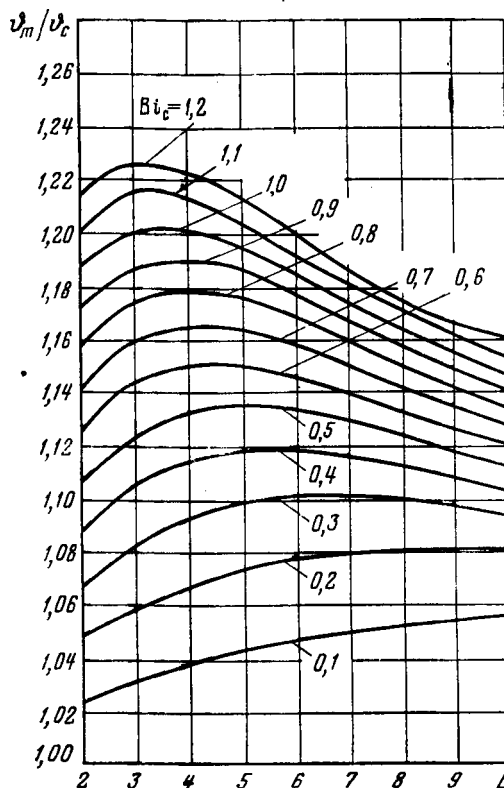
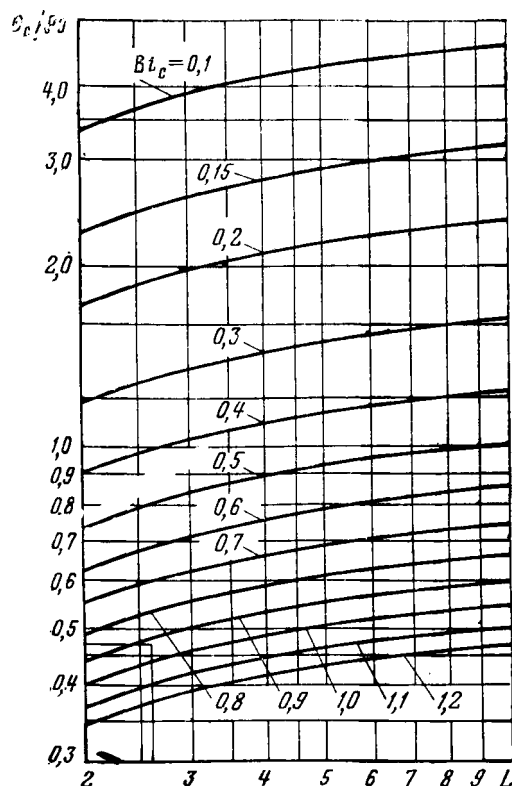


Рис. 5.

Вологодская областная универсальная научная библиотека

www.booksite.ru

где n_1 — первый корень трансцендентного уравнения

$$\operatorname{tg} n_1 k = \frac{2 n_1 k Bi_c}{n_1^2 k^2 - Bi_c^2}.$$

Отметим, что в (10) и (11) искомые превышения температуры являются функциями только двух аргументов — Bi_c и L (так как n_1 — функция Bi_c , а критерий Po представляет собой комбинацию заданных величин). Зависимость θ_c/Po и $\theta_m/\theta_c = \theta_m/\theta_c$ от L и Bi_c показана на рис. 5.

Для рассматриваемого случая расчет температуры сводится к определению критериев Po , Bi_c , L , а затем определению искомым температур по кривым рис. 5.

Согласно определению условный средний коэффициент теплообмена равен:

$$k_{yc} = \frac{P}{\theta_c S}, \quad (12)$$

где P — мощность; S — поверхность обмотки; или при переходе к безразмерным величинам (для плоской обмотки):

$$Bi_{yc} = \frac{Po}{\theta_c} \frac{L}{2(L+1)}, \quad (13)$$

где $Bi_{yc} = k_{yc} h / \lambda_a$.

Подставив в (13) значение θ_c из (11), получим выражение, связывающее Bi_{yc} с Bi_c и L . Расчеты по этой формуле, проведенные при $0,1 \leq Bi_c \leq 2$ и $2 \leq L \leq 10$, показали, что при любых значениях L , Bi_c и Bi_{yc} связаны между собой зависимостью, которая с точностью до третьего знака после запятой может быть аппроксимирована уравнением:

$$Bi_c = Bi_{yc} (1 + 0,26 Bi_{yc}). \quad (14)$$

Таким образом, при заданном значении k_{yc} достаточно определить Bi_{yc} , затем — Bi_c по (14), после чего найти искомую температуру описанным выше способом.

Отметим, что с помощью уравнения (14) можно легко определить максимальное превышение температуры по известному среднеобъемному, найденному опытным путем. Для этого достаточно определить k_{yc} по (12) и соответствующее ему значение Bi_{yc} , затем — Bi_c по (14), после чего найти θ_m/θ_c по кривым, приведенным на рис. 5.

Определенное любым из описанных способов превышение температуры необходимо умножить на коэффициент η , учитывающий влияние кривизны обмотки.

Предположив, что теплоотдача с торцов в равной степени изменяет температуру как цилиндрической, так и плоской обмотки, представим коэффициент η в виде отношения превышений температуры цилиндрической и плоской обмоток при одномерном поле.

Полученная с помощью известных формул для одномерного поля зависимость η от $\rho = r_n/r_b$ и $Bi'_c = k_c r_b / \lambda_a$ с погрешностью менее 0,1% может быть аппроксимирована выражением:

$$\eta = 1 + (0,76 Bi'_c + 1,2 \sqrt{Bi'_c}) (0,855 \rho - 1,126) 10^{-2}. \quad (15)$$

В том случае, если расчет превышения температуры выполнялся по формулам (8) или (9), значение k_c для расчета

Bi'_c следует определить по приближенной формуле:

$$k_c \approx k_H \frac{S_H}{S} + k_B \frac{S_B}{S} + k_T \frac{2S_T}{S},$$

где S_H , S_B , S_T — соответствующие поверхности обмотки.

Для практической проверки полученных аналитических зависимостей была изготовлена обмотка с размерами: $r_H = 1,75 \cdot 10^{-2}$ м, $r_B = 0,75 \cdot 10^{-2}$ м (т. е. $h = 1,10 \cdot 10^{-2}$ м); $l = 2,6 \cdot 10^{-2}$ м. Для этой обмотки $S_H = 28,574 \cdot 10^{-4}$ м²; $S_B = 12,246 \cdot 10^{-4}$ м²; $S_T = 7,85 \cdot 10^{-4}$ м²; объем $V = 20,41 \cdot 10^{-6}$ м³. Намотка выполнена проводом ПЭВ-1, $d = 0,07$ мм. Эквивалентный коэффициент теплопроводности λ_a , рассчитанный методом, рекомендованным в [Л. 4], равен $0,14$ Вт/(м²·°С).

Экспериментальным путем установлено, что в установившемся режиме при подаче в обмотку мощности $P = 4,18$ Вт среднее объемное превышение температуры (найденное методом сопротивления) равно $68,8^\circ\text{C}$.

Специальными опытами (путем последовательного исключения теплоотдачи соответствующих поверхностей с помощью охранных источников тепла) были определены коэффициенты теплообмена для каждой поверхности:

$$k_H = 15,1 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C)}; \quad k_B = 10 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C)};$$

$$k_{T1} = k_{T2} = k_T = 14,6 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C)}.$$

Допустимое превышение температуры ϑ_d принято равным 100°C . Тепловыделение единицы объема $q = \frac{4,18}{20,41 \cdot 10^{-6}} = 20,48 \cdot 10^4 \text{ Вт/м}^3$.

По указанным исходным данным выполнен расчет среднего объемного превышения температуры, результаты которого сопоставлены с опытными данными:

1. Определение критериев. При подстановке параметров обмотки в формулы, приведенные в статье, получены следующие значения: $Ro = 1,462$; $Bi_H = 1,078$; $Bi_B = 0,714$; $Bi_T = 1,042$.

По значениям Bi_H и Bi_B с помощью ЦВМ найдено $m_1 = 1,239$; $L = 2,6$; $m_1 L / 2 = \frac{1,239 \cdot 2,6}{2} = 1,61$; $Bi_T L / 2 = 1,354$.

2. Определение θ'_c/Po , γ_c , θ_c/Po , η по формулам (9) и (15) дает следующие результаты:
 $\theta'_c/Po = 0,647$; $\gamma_c = 0,727$; $\theta_c/Po = 0,647 \cdot 0,727 = 0,47$; $\eta = 1,014$; кроме того, получаем:

$$k_c \approx 13,835; \quad Bi'_c = 0,74; \quad \rho = 2,33.$$

3. Среднеобъемное превышение температуры равно: $\theta_c = 0,696$; $\vartheta_c = 69,6^\circ\text{C}$. Погрешность расчета $\Delta = \frac{6,96 - 68,8}{68,8} \times 100 = 1,16\%$.

Выполним тот же расчет при условии, что задано значение ϑ_c . Согласно результатам опыта $k_{yc} = 10,749 \text{ Вт/(м}^2 \cdot ^\circ\text{C)}$, откуда

$$Bi_{yc} = 0,767.$$

Согласно (14) $Bi_c = 0,92$.

Указанному значению Bi_c соответствует $m_1 = 1,261$ (определено с помощью ЦВМ). Согласно (11)

$$\theta_c/Po = 0,47,$$

что совпадает с результатом, полученным выше.

При практических расчетах температуры значения m_1 , θ'_c/Po , γ_c , а также θ_c/Po (при известном Bi_c) могут быть найдены по кривым, приведенным в тексте, без проведения расчетов. Соответствующие построения, относящиеся к рассматриваемому примеру, указаны на рисунках.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Залесский А. М., Кукеков Г. А. Тепловые расчеты электрических аппаратов. М., «Энергия», 1967. 346 с.
2. Смирнов Ю. В. Критерии неравномерности температурного поля в катушках электромагнитных устройств. — «Электротехника», 1975, № 11, с. 42—44.
3. Кошляков Н. С., Глинер Э. Б., Смирнов М. М. Уравнения в частных производных математической физики. М., «Высшая школа», 1970, с. 616—620.
4. Любчик М. А. Оптимальное проектирование силовых электромагнитных механизмов. М., «Энергия», 1974, с. 236—237.

[6.2.1976]

Библиография

Брон О. Б., Сушков Л. К. ПОТОКИ ПЛАЗМЫ В ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ДУГЕ ВЫКЛЮЧАЮЩИХ АППАРАТОВ. Л., «Энергия», 1975. 211 с.

Рецензируемая книга посвящена потокам плазмы в электрической дуге. В настоящее время к этому вопросу привлечено внимание конструкторов и исследователей, так как потоки плазмы оказывают существенное влияние на форму, поведение, характеристики дуги и процессы в окружающей ее среде. В ряде устройств потоки плазмы используются в технологических целях: для сварки, резки, подогрева и т. д. В электрических аппаратах они существенно влияют на процессы гашения дуги и износа контактов. В то же время уровень наших знаний о перемещении вещества в дуге пока еще не высок. Это объясняется как сложностью происходящих здесь явлений, так и недостаточностью экспериментальных данных, которые стали накапливаться только в последнее время благодаря применению современных средств эксперимента и особенно скоростной киносъемки. Поэтому появление монографии, систематизирующей и обобщающей данные о плазменных потоках в дуге выключающих аппаратов, следует считать своевременным.

Содержание книги основано на результатах многолетних исследований авторов, а также на обобщении работ, проведенных в СССР и за рубежом, и представляет большой интерес для широкого круга инженеров, работающих в области электроаппаростроения.

Книга состоит из восьми глав. Основополагающей в теоретическом отношении является первая глава, в которой рассматриваются возможные причины возникновения плазменных струй. В качестве основной причины выдвигается существование градиента магнитного давления вдоль оси дуги. Далее кратко перечисляются характеристики потоков: их внешний вид, условия возникновения, зависимость от свойств среды, материала и полярности электродов, их направление, скорость, температура, стабилизирующее действие на столб дуги и т. д. Анализируется движение дуги в магнитном поле и влияние магнитного поля на потоки плазмы в дуге. Дается описание магнитогидродинамических процессов в дуге, рассматриваются процессы испарения с поверхности электродов и термогазодинамические процессы в дуге, как возможные причины возникновения плазменных струй. Подводится итог проведенного анализа и определяется роль различных процессов.

В главе второй рассматриваются потоки плазмы, исходящие из противостоящих электродов, формы этих потоков, их скорости, условия возникновения, зависимость от тока, расстояния между электродами, времени возникновения.

Глава третья посвящена потокам плазмы, исходящим из мест искусственного сужения ствола дуги, из отверстий в изоляционных и металлических пластинах, из узких щелей между

телями, из мест встречи дуги с изоляционными и проводящими пластинами.

В главе четвертой рассматриваются потоки плазмы при переменном токе и их влияние на восстанавливающуюся прочность дугового промежутка.

Глава пятая посвящена стабилизирующему действию, которое потоки плазмы оказывают на ствол электрической дуги. Дается описание «жесткости» плазменных струй и воздействия на них поперечного и продольного магнитного поля. Рассматриваются вихри плазмы в потоках газа и в магнитном поле.

Глава шестая посвящена движению электрической дуги и потокам плазмы в ней. Здесь рассматривается начало движения, дуга в щели между контактами, формы движения дуги по электродам и влияние потоков плазмы, приводятся характеристика движения дуги в поперечном магнитном поле и границы прерывистого и непрерывного движения.

В главе седьмой, посвященной потокам плазмы и износу контактов, приведены результаты исследования уноса материала электродов потоками плазмы, показано влияние формы и материала электродов.

Глава восьмая является заключительной. В ней показано, каким образом можно использовать потоки плазмы для улучшения условий гашения электрической дуги в выключающих аппаратах. Рассматриваются различные дугогасительные устройства и даются практические рекомендации по их конструированию с учетом особенностей потоков плазмы в дуге.

Заканчивая этот краткий обзор, отметим, что рецензируемая книга представляет собою последовательное детальное описание явлений, связанных с движением плазмы в электрической дуге выключающих аппаратов. В ней дается теоретическое рассмотрение явлений, вызывающих движение плазмы в дуге, описываются различные формы этого движения и на основании этого делаются практические выводы и рекомендации.

Книга снабжена большим количеством прекрасно выполненных и хорошо воспроизведенных фотографий кадров скоростных киносъемок. Их рассмотрение оставляет у читателя

запоминающееся пространственное впечатление о потоках плазмы.

По изложенному в книге материалу могут быть сделаны следующие замечания.

1. Когда речь идет о рассматриваемых в книге движениях плазмы, то правильнее говорить не о потоках, а о струях плазмы, как это уже делают некоторые авторы. Со струями приходится иметь дело в гидро- и аэродинамике, когда рассматривается истечение из отверстия в окружающую среду. Движения плазмы, начинающиеся в местах сужения ствола дуги, аналогичны исходящим из отверстий струям жидкости или газа и отличаются от их потоков.

2. В главе 1, где рассматриваются явления, которые могут вызвать появление плазменных струй, главное внимание уделяется магнито- и термогазодинамическим процессам. Значительно меньше места отведено взрывным явлениям и испарению электродов, хотя эти явления влияют на окраску, форму и размеры плазменных струй, уносящих значительную долю материала электродов, влияя на их износ (гл. VII), поэтому теории испарительных и взрывных процессов следовало отвести больше места.

3. Рассматривая величину диаметра ствола дуги, авторы определяющую роль приписывают магнитному полю. Наряду с этим следовало бы указать на наличие работ, в которых диаметр ствола дуги определяется на основе термогазодинамических процессов.

Эти замечания, однако, не меняют общей положительной оценки книги. Изложенный в ней материал представляет большую научную и практическую ценность в особенности для широкого круга инженеров и исследователей, связанных с разработкой электрических аппаратов. Таких обстоятельных работ по потокам плазмы еще не было издано ни у нас в СССР, ни за рубежом. Следует только пожалеть, что тираж книги (3000 экз.) мал и не может удовлетворить быстрорастущий контингент лиц, занимающихся электрическими аппаратами.

Александров Г. Н., Донской А. В., Кукеков Г. А.,
Полтев А. И., Филиппов Ю. А., Дресвин С. В., Каплан Г. С.



Хроника

ЭДУАРД АЛЕКСАНДРОВИЧ МЕЕРОВИЧ

(К 70-летию со дня рождения)

22 октября с. г. исполнилось 70 лет со дня рождения доктора технических наук, профессора Эдуарда Александровича Мееровича. Крупнейший специалист в области теоретических основ электротехники, Э. А. Меерович внес большой вклад в развитие отечественной науки и техники.

Инженерная деятельность Э. А. Мееровича началась в 1929 г., когда после окончания электропромышленного факультета Института народного хозяйства он начал работать на Московском трансформаторном заводе. Здесь он выполнил ряд работ по полям рассеяния и потерям, в том числе по исследованию поля в слоеном магнитопроводе.

После перехода в 1934 г. в Энергетический институт АН СССР Э. А. Меерович опубликовал серию статей по расчету магнитного поля вблизи ферромагнетиков, которая завершилась в 1938 г. фундаментальной работой об использовании метода изображений при конечной проницаемости на границе области. Другой цикл работ в области теоретической



электротехники, принесший ему в 1941 г. ученую степень доктора технических наук, связан с расчетом переходных электромагнитных процессов.

Новый операторный метод, основанный на применении рядов Фурье, получил дальнейшее развитие в трудах Э. А. Мееровича и его учеников и с успехом применялся при решении таких задач электроэнергетики, как расчет процессов в линии с продольной емкостной компенсацией.

В 50-е годы внимание Э. А. Мееровича привлекли электротепловые поля, образующиеся при сбоях подземных скважин с помощью электрического тока. Последовали оригинальные работы, за которые ему была присуждена премия Президиума Академии наук СССР. В 1966 г. издается книга Э. А. Мееровича «Методы релятивистской электродинамики в электротехнике», а еще раньше под его руководством разворачиваются исследования магнитных полей и электродинамических сил в зоне распада мощных электролизеров алюминия.

В содружестве с другими НИИ и производственными организациями найдены эффективные технические решения, положенные в основу проектирования предприятий энергоемкой алюминиевой промышленности.

Под руководством Э. А. Мееровича разработаны измерители постоянного тока до сотен килоампер, создана система безынерционного измерения токов в линиях ультравысокого напряжения, предложена методика электромагнитных расчетов токопроводов сверхмощных генераторов.

Богатейший опыт и великолепное умение владеть средствами современной теоретической электротехники помогают

Эдуарду Александровичу при изучении проблем индуктивных сверхпроводящих накопителей энергии для нужд большой энергетики. Исследования в этой области привели к развитию методики изучения магнитных полей в пелинейной среде.

Э. А. Меерович ведет большую педагогическую работу в Московском электротехническом институте связи. Среди его учеников высококвалифицированные специалисты, кандидаты и доктора технических наук.

Широко известна научно-организаторская деятельность Э. А. Мееровича. По его инициативе в 1946 г. начал работать научный семинар по теории электротехнических цепей, которым он руководил вплоть до 1952 г. Эдуард Александрович — член Научно-технического Совета ЭНИН им. Г. М. Кржижановского, член бюро Научного Совета по теоретическим и электрофизическим проблемам электроэнергетики Отделения физико-технических проблем энергетики АН СССР, член редакционной коллегии журнала «Электричество».

Горячо поздравляем Эдуарда Александровича с юбилейной датой, желаем ему здоровья и больших творческих успехов в его разносторонней деятельности.

Группа товарищей

ИВАН МАТВЕЕВИЧ ПОСТНИКОВ

(К 70-летию со дня рождения)

10 сентября с. г. исполнилось 70 лет со дня рождения члена-корреспондента АН УССР, доктора технических наук, профессора Постникова Ивана Матвеевича, члена КПСС с 1928 г.

Благодаря незаурядным способностям к научной работе И. М. Постников уже через три года после окончания Ленинградского электротехнического института защитил в 1936 г. кандидатскую диссертацию, а в 1943 г., используя богатый экспериментальный материал, он разработал метод расчета нагрева крупных синхронных машин и защитил докторскую диссертацию.

Научно-педагогическую деятельность И. М. Постников начал в Ленинградском политехническом институте, а с 1950 г. в течение 25 лет руководил кафедрой электрических машин Киевского политехнического института, где продолжает работать и сейчас в должности профессора.

В 1954 г. он совмещает работу в КПИ с работой в Институте электродинамики АН УССР, где в 1961 г. возглавил отдел генерирования переменного тока. Здесь наиболее полно проявились научно-исследовательские способности и широта научной эрудиции И. М. Постникова. Под его непосредственным руководством разрабатываются проблемы теории и расчета электромагнитных полей и потерь в крупных турбогенераторах, проблемы создания принципиально новых типов источников электроэнергии, решаются вопросы теории массивно-полюсных электрических машин.



За время научной и педагогической деятельности И. М. Постников опубликовал свыше 100 научных работ. Книги «Проектирование электрических машин», «Обобщенная теория и переходные процессы электрических машин», «Электромагнитные и тепловые процессы в концевых частях мощных турбогенераторов» и другие получили высокую оценку спе-

циалистов. Некоторые из монографий переведены на иностранные языки.

На протяжении всей трудовой деятельности И. М. Постников активно участвовал в общественной работе, был комсомольским вожаком на заводе в Ленинграде. После вступления в члены КПСС избирался секретарем парторганизации Ленинградского электротехнического института. В начале Великой Отечественной войны вступил в народное ополчение, участвовал в оборонных работах под Ленинградом. Во время блокады Ленинграда работал на заводе.

Многие годы И. М. Постников возглавлял секцию электромеханики республиканского правления НТОЭ и ЭП, работал в экспертной комиссии ВАК, входил в редколлегия журнала «Электричество», является членом редколлегии журнала «Известия вузов. Электромеханика».

Плодотворная научно-педагогическая работа Ивана Матвеевича Постникова отмечена рядом правительственных наград.

Разносторонний ученый, широко эрудированный в различных областях человеческих знаний, профессор И. М. Постников являет собой пример для коллектива, в котором трудится.

Иван Матвеевич полон сил и творческой энергии, вместе со своими учениками он продолжает активно трудиться на благо Родины.

Группа товарищей

ГЕОРГИЙ ВЛАДИМИРОВИЧ ЧАЛЫЙ

(К 60-летию со дня рождения)

29 августа с. г. исполнилось 60 лет члену-корреспонденту АН Молдавской ССР Георгию Владимировичу Чалому.

После окончания Харьковского электротехнического института в 1940 г. инженер Г. В. Чалый был направлен в Центральную заводскую лабораторию ХЭМЗ, в группу автоматизации энергосистем.

В конце 1945 г. после демобилизации из армии Г. В. Чалый был направлен Наркоматом электротехнической промышленности в Проектно-восстановительный трест, преобразованный затем в ЦКБ «Электропривод» и позже во ВНИИэлектропривод. Здесь Г. В. Чалый прошел путь от старшего инженера до начальника лаборатории автоматизации крупных гидроэлектростанций.

В этот период под руководством и при участии Г. В. Чалого был выполнен ряд актуальных работ по созданию типовых схем автоматизации гидроэлектростанций, автоматических синхронизаторов, электромашинных регуляторов напряжения синхронных генераторов, камертонных регуляторов частоты и активной мощности, автооператоров для гидроэлектростанций.

В 1957 г. Г. В. Чалый защитил кандидатскую диссертацию на тему «Ионное возбуждение мощных синхронных генераторов, работающих через дальние линии передач». В 1958 г. за участие в создании быстродействующих систем возбуждения мощных гидрогенераторов и синхронных компенсаторов с применением статических преобразователей ему присуждена Государственная премия СССР.

В 1958 г. по приглашению Президиума Молдавского филиала АН СССР Г. В. Чалый переходит на работу в Кишинев заведующим Отделом энергетики, преобразованном позже в Отдел



энергетической кибернетики АН МССР (на правах института). В 1961 г. Г. В. Чалый избран членом-корреспондентом Академии наук МССР; в 1970—1974 гг. он исполнял обязанности главного ученого секретаря Президиума АН МССР.

Под руководством и при непосредственном творческом участии Г. В. Чалого в ОЭК АН МССР успешно выполняются актуальные исследования в области электроэнергетики и автоматики. Ведутся работы по оптимизации структуры и режимов энергосистем и их элементов, по созданию управляемых ЛЭП

переменного тока повышенной пропускной способности, высокоэффективных тиристорных преобразователей для электроприводов и электроснабжения, алгоритмов и программ по оптимизации параметров асинхронных электродвигателей, разрабатываются оригинальные методы и средства анализа динамики процессов в сложных системах с большим количеством управляемых вентилей и в системах автоматического регулирования, исследуется проблема повышения эффективности обмена информацией в автоматизированных системах управления.

Г. В. Чалый — автор более 100 научных работ и 16 изобретений, руководитель республиканского семинара по кибернетике, ответственный редактор всех научных сборников, издаваемых в ОЭК АН МССР, заместитель главного редактора одной из серий «Известия АН МССР».

Г. В. Чалый — член Научного Совета по теоретическим и электрофизическим проблемам электроэнергетики при Отделении физико-технических проблем энергетики АН СССР, член бюро Отделения физико-технических и математических наук АПН МССР, член Главной научной редакции республиканской энциклопедии. С 1968 г. он ректор Кишиневского народного университета технических и экономических знаний, с 1958 г. — член Центрального и Молдавского правлений НТО энергетики и электрификации, а также Президиума республиканских правлений общества «Знание» и ВОИР.

Сердечно поздравляем Георгия Владимировича со знаменательным юбилеем, желаем ему здоровья и новых творческих успехов в науке.

Группа товарищей



Указатель материалов, помещенных в журнале «Электричество» в 1976 г.

Автор и название статьи		№№ журн.	Стр.	Автор и название статьи		№№ журн.	Стр.
Теоретическая электротехника				Поливанов К. М., — Вектор Умова. Его значение в электродинамике и электротехнике			
Попов А. К. — Комбинированный линейный интегральный критерий качества переходного процесса	1	52		Гребенюк Г. Г., Дорри М. Х. — Способ формализованного описания электрических цепей	8	70	
Файнштейн Э. Г., Федотов А. Г. — Поле системы полюсов, размещенных на ограниченном отрезке	1	75		Любимов А. Н., Вареник А. Ф. — Расчет катушек для коррекции однородности поля в воздушном зазоре магнита	8	72	
Платонов В. В., Дроздов О. А. — Расчет заряда конденсатора от выпрямителя с учетом полного сопротивления питающей цепи	1	79		Кухаркин Е. С. — Стационарное электрическое поле двух полусфероидов с поверхностным слоем	8	74	
Бондалетов В. Н., Чернов Е. Н. — Импульсное электромагнитное поле плоской осесимметричной индукторной системы с равномерно изменяющимся во времени зазором	2	61		Демирчян К. С., Волков В. М., Карташев Е. Н. — Сравнительный анализ методов численного интегрирования при расчете переходных процессов в электрических цепях	9	47	
Ивашев В. Н., Кондратьев В. Н. — Ферромагнитные делители частоты с промежуточным подмагничиванием	2	88		Кленов Г. Э. — Расчет поля и емкости электростатических систем сферических и полусферических электродов	9	83	
Кольцов А. А., Гулин А. И. — Анализ неоднородных цепных схем, составленных из трехполюсников	2	90		Баранов М. И., Белый И. В., Хименко Л. Т. — Поверхностный эффект и распределение электродинамических усилий в цилиндрических токопроводах коаксиальной системы с импульсным током	10	1	
Никитин Ю. П., Торлопов А. А. — Распространение фронта электромагнитной волны в цепи с распределенными переменными во времени параметрами	3	40		Однорал А. П., Чернов Е. Н. — Электромагнитное поле плоской кольцевой катушки, экранированной проводящей пластиной	10	8	
Шакиров М. А. — Анализ линейной электрической цепи методами переноса ее элементов	3	44		Усышкин Е. И. — Построение алгоритма «асинхронной» модуляции прямоугольных импульсов	10	59	
Михайлов В. М. — Анализ переходных электромагнитных процессов в устройствах с массивными проводниками	3	83		Ермуратский В. В., Ермуратский П. В. — Расчет емкости тепловыделения в конденсаторах при типовых формах напряжения	11	45	
Нейман Л. Р., Кузнецов И. Ф., Бучельников А. Б. — Определение потерь в стальных цилиндрических экранах кольцевого сечения с учетом намагниченности и вихревых токов	4	40		Асанбаев Ю. А. — Расчет переходных процессов в однородных цепных схемах методом узловых напряжений	11	70	
Баранов М. И., Белый И. В. — Расчет неоднородности магнитного поля многовиткового однослойного соленоида с соосным проводящим цилиндром...	4	45		Желнов П. А. — Определение параметров однородной цепи и ее нагрузок по данным измерений входных проводимостей	11	63	
Камач Ю. Э., Козловский Е. Н., Новгородцев А. Б., Овчинников В. М. — Исследование электрического поля электрооптических модуляторов тетрагональных кристаллов типа KDP	4	85		Андреев Г. Я., Тищенко Б. И., Арпентьев Б. М. — Магнитное поле и тяговые усилия многослойного плоского соленоида	11	80	
Смирнов В. П. — Численный анализ процессов в линейных электрических цепях с помощью итеративных схем замещения...	5	56		Дадунашвили А. С. — О классификационной группе физических явлений, используемых для разработки устройств автоматики с фиксированными параметрами	12	24	
Гостев В. И. — Анализ и расчет схемы подавления квадратурной составляющей напряжения	5	61		Колечицкий Е. С. — Приближенный метод расчета коэффициента неоднородности электрического поля	12	58	
Колечицкий Е. С. — О применении метода средних потенциалов в случае плоского и плоскомеридианного полей	5	75		Чальян К. М., Рубалевская Д. Ф. — Определение напряженности магнитного поля на поверхностях экранов пофазно экранированных токопроводов	12	59	
Стрелюк М. И., Зарецкий Е. Ф. — Расчет электродинамических усилий в системе произвольно расположенных прямолинейных проводников	5	77		Кухаркин Е. С. — Сопротивление растекания между металлическими полуэллипсоидами с поверхностным слоем	12	61	
Иоссель Ю. Я., Кирчанов А. Г., Румянцева Л. А. — Расчет стационарного электрического поля системы точечных источников тока, расположенных на изоляционной цилиндрической поверхности	6	86		Электротехнические материалы			
Лидоренко Н. С. — Об электрической природе материи и перспективы электротехники	7	1		Локшин М. В. — Влияние постороннего электрического поля на погрешности при определении диэлектрических характеристик высоковольтной изоляции	1	36	
Бертинов А. И., Бут Д. А., Ковалев Л. К., Никитин Ю. М. — Анализ и расчет стационарных электрических и магнитных полей в движущихся электропроводящих средах	7	7		Горяинов Ф. А., Гольдман М. А. — Выбор структуры металлокерамических магнитомягких материалов для электрических машин	2	83	
Цицикян Г. Н., Эрин В. Н. — Расчет поля в цилиндре с соосным током методом конечных интегральных преобразований	7	12		Артамонов Ю. С., Цун А. М. — Влияние упругих напряжений на магнитные свойства малоуглеродистой стали	2	84	
Бондалетов В. Н., Чернов Е. Н. — Переходные электромагнитные процессы в плоской индукторной системе с осевой симметрией	7	16		Альтгаузен О. Н., Мартынова К. Д., Семенова Н. А. — Магнитные свойства магнитно-мягких сплавов при частотах до 1 МГц	2	85	
Тафт В. А., Горелик В. Ю., Зильберман Я. С. — Исследование режимов работы магнитомодуляционных датчиков, работающих на емкостную нагрузку	7	20		Зельдин Ю. М., Шитиков Н. Г. — Электрические испытания ЛУДП как материалов для полов	4	72	
Конькова Э. Г. — Влияние заземленных экранов на показания электростатических киловольтметров	7	62		Боголюбов В. Е., Казаков В. Н., Шихин А. Я. — Устройство для автоматического контроля низкокоэрцитивных ферромагнетиков	7	70	
				Тареев Б. М. — К вопросу об оценке изменений управляемых параметров материалов и компонентов	9	54	

Автор и название статьи

Место
журн.

Стр.

- Авдеенко Б. К., Бронфман А. И., Караченцев А. Я., Коваленко С. В., Макарова Л. Ф., Потапов Ю. Н., Шишман Д. В., Щелоков А. И. — Керамические резисторы с высоким коэффициентом нелинейности на основе окиси цинка 9 61
- Маламуд Р. Е., Багалей Ю. В., Шумовская Г. Е., Зеленская З. Б. — Исследование закономерностей получения нелинейных свойств полупроводящих эмалей на основе порошков карбида кремния 9 63
- Герасимович А. Н., Бобко Н. Н. — Расчет кривых намагничивания ферромагнитных материалов на переменном токе 10 13
- Карлаш В. Л., Улитко А. Ф. — Метод исследования механических напряжений в колеблющихся пьезокерамических телах 11 82
- Курбатов П. А. — Упрощенный метод расчета магнитных систем с редкоземельными магнитами и тонкой ненасыщенной арматурой 12 63

Электроэнергетика и ТВН

- Шнелль Р. В., Митрофанов Е. Н. — Многоуровневый синтез проектных вариантов электрических систем 1 12
- Ильин В. Д., Куров Б. Н. — Идентификация установившихся режимов электрической сети при управлении в условиях неполной информации 1 18
- Поспелов Г. Е., Гурский С. К., Керного В. П. — Автоматизация формирования контурных уравнений электрической сети для расчета коэффициентов токораспределения 1 23
- Цирель А. А. — О выборе схемы присоединения упрощенных подстанций к транзитным ВЛ 1 28
- Верещагин И. П., Заргарян И. В. — Расчет поля униполярного коронного разряда в электрофильтрах с игольчатыми электродами 1 43
- Изаков Ф. Я., Файн В. Б. — Исследование электрического осаждения аэрозоля в помещении при аэроионизации 1 48
- Калужный В. Ф. — Электромагнитное влияние между однопроводными линиями при их косом сближении 1 56
- Лысенко Е. В. — Новая диодная схема сравнения по фазе двух электрических величин 1 61
- Шнеерсон Э. М. — Характеристики срабатывания время-импульсных измерительных дистанционных органов при несинусоидальных входных сигналах 1 65
- Арзамасцев Д. А., Игуменшев В. А. — Расчет оптимального распределения реактивной мощности методом последовательного эквивалентирования 1 70
- Сендюров В. М. — Алгоритмизация упрощенных уравнений Парка-Горева автономных электроэнергетических систем 1 73
- Бондаренко Т. Л. — Электрификация — важнейшее направление в создании материально-технической базы коммунизма 2 1
- Гурский С. К. — Планирование процессов развития в энергетике с применением метода игр 2 6
- Тимченко В. Ф., Ежилов В. Х. — Интервальный однофакторный метод краткосрочного прогнозирования суточного потребления электроэнергии энергосистем 2 10
- Каялов Г. М., Молодцов В. С. — Матрично-вычислительный метод анализа компенсации реактивных нагрузок сложной электрической сети 2 16
- Жежеленко И. В., Севрюков В. К., Чубарь Л. А. — Фильтро-симметрирующие устройства в системах электроснабжения промышленных предприятий 2 22
- Кузнецов В. Г., Шидловский А. К. — Фильтро-симметрирующие устройства для повышения качества электроэнергии в сетях 2 27
- Григорьев Н. Д. — Потери электроэнергии в сельских воздушных линиях 0,38 кВ 2 32
- Кириевский Е. В., Степанов Г. Н., Фоменко Г. П. — Моделирование аварийных режимов машин постоянного тока для оценки релейной защиты 2 43

Автор и название статьи

Место
журн.

Стр.

- Рохинсон П. З. — Статистические исследования импульсов положительной короны на проводах разных диаметров 2 75
- Шевченко А. Т., Шлимович В. Д. — Оптимизация уровня резервирования генерирующей мощности в электроэнергетическом объединении 2 86
- Бургсдорф В. В., Федоров Ю. К. — Исследование воздействия коммутационных перенапряжений на полупроводниковые диоды в схемах релейной защиты и автоматики 3 7
- Шнейдер Я. А. — Метод анализа работы реле сопротивления в несимметричных режимах работы линии 3 14
- Фабрикант В. Л. — Трехфазные дистанционные органы и критерии их срабатывания 3 19
- Овчаренко Н. И. — Прохождение через резонансный фильтр сигналов, представляемых амплитудой или фазой тока промышленной частоты 3 23
- Арутюнян С. Г. — Расчет установившегося режима двух систем, связанных линиями электропередачи переменного и постоянного тока 3 26
- Ермилов И. В., Мирзабекян Г. З. — Расчет степени очистки газа в электрофильтрах 3 36
- Роддатис В. К., Горбич Ю. С., Ильин А. Н., Тубинис В. В. — Контрольные измерения показателей качества напряжения в распределительных сетях 3 67
- Орел О. А. — Регулирование реактивной мощности крупного синхронного двигателя 3 77
- Будзко И. А., Якобс А. И. — Электрификация сельского хозяйства в девятой пятилетке и перспективы ее дальнейшего развития 4 1
- Соколов Н. И., Каспаров Э. А., Фокин В. К. — Поддержание емкостного самовозбуждения синхронных машин регулированием возбуждения по поперечной оси ротора 4 9
- Журавлев В. Г., Бурлаку М. И. — Влияние вращающегося резерва, регулирования частоты и ограничений по ресурсу на расход топлива энергосистемы 4 53
- Файбисович В. А. — Определение предела передаваемой мощности электропередачи в условиях эксплуатации электрической системы 4 57
- Алексеев А. Н., Чепланов В. И. — Работа однофазного генератора переменного тока на периодически разряжающуюся емкость 4 67
- Жежеленко И. В. — Нормирование уровней гармоник с учетом экономического ущерба 5 64
- Арзамасцев Д. А., Игуменшев В. А. — Оценка погрешности расчета и реализации оптимального распределения реактивной мощности 5 69
- Будзко И. А., Левин М. С., Лещинская Т. Б. — Выбор сечений проводов распределительных линий с учетом роста нагрузок 5 71
- Хачатрян В. С. — Решение уравнений установившихся режимов больших электрических систем с применением метода декомпозиции 6 12
- Каялов Г. М. — Определение потерь энергии в электрической сети по средним значениям нагрузок в ее узлах 6 19
- Блок В. М., Астахов Ю. Н., Лариньш К. В., Гусева С. А., Бейерс И. В. — Метод выбора сечений кабелей по универсальным номограммам 6 24
- Александров Г. Н., Герасимов Ю. А. — Электрическая прочность трехфазных изоляционных систем электропередач 6 28
- Горин Б. Н., Шкилев А. В. — Развитие электрического разряда в длинных промежутках стержень — плоскость при отрицательном импульсном напряжении 6 31
- Мирзабекян Г. З., Удалова В. И. — Расчет эффективности работы электрофильтров при высоких концентрациях дисперсной фазы 6 39
- Вершинин Ю. Н., Ражанский И. М. — Исследование начальной стадии разогревания лидерного канала 6 46

Автор и название статьи	№ № журн.	Стр.	Автор и название статьи	№ № журн.	Стр.
Башнин О. И., Семенов В. В., Степура Э. Ф. — Измерительный преобразователь частоты для групповых регуляторов ГЭС	6	63	потерь энергии при регулировании напряжения электропередач 500—1500 кВ	9	12
Бальян Р. Х., Рошаль М. И. — Исследование динамических характеристик кабельных линий с помощью дробно-рациональных передаточных функций	6	71	Жуков Л. А., Стеблев В. А., Строев В. А. — Исследование статической устойчивости электропередач со статическими ИРМ на генераторном конце	9	14
Домашенко В. Г., Дульзон А. А., Сараев В. А. — Избирательная грозопоражаемость линий электропередачи	6	77	Каган В. Г., Шкарин Ю. П. — Использование заградительной петли для организации высокочастотного тракта при присоединении к изолированным проводам расщепленной фазы	9	44
Фархадзаде Э. М. — Об оценке статистической функции распределения длительности исправной работы элементов электроэнергетических систем	6	78	Бердов Г. В., Середин М. М. — Применение теории планирования эксперимента при исследовании устройств релейной защиты	9	57
Тамазов А. И. — Корона постоянного тока как завершение переходного режима униполярной короны	6	88	Каневский Я. М. — Определение чувствительности дифференциальной защиты трансформатора	9	59
Волков В. М., Демирчян К. С., Карташев Е. Н. — Применение системных методов для расчета стационарных режимов сложных электроэнергетических систем	7	27	Стефан Илиев, Христо Василев — Выбор параметров регуляторов возбуждения генераторов по условию динамической устойчивости энергетических систем	9	67
Баринов В. А. — К исследованию апериодической устойчивости сложных электроэнергетических систем	7	31	Фабрикант В. Л. — Оптимизация характеристики дистанционного органа первой ступени по уменьшению влияния переходного сопротивления	9	69
Варганов Г. П., Гельфанд Я. С. — Исследование параллельных феррорезонансных контуров токовых выпрямительных блоков питания	7	36	Бочаров В. В., Ломоносов Л. Е., Мизюрин С. Р., Резников О. Б. — Математическое моделирование выпрямительно-емкостной нагрузки	9	80
Бабыкин В. В., Басс Э. И., Будкин В. В., Дорогунцев В. Г., Овчаренко Н. И., Лебедев О. В., Темкина Р. В. — Быстродействующее измерительное реле сопротивления	7	41	Герасимов А. И., Клементьев А. П., Милорадов Д. Н. — О стабильности удельной проводимости водного раствора медного купороса в импульсном электрическом поле	10	69
Джуварлы Ч. М., Вечхайзер Г. В., Горин Ю. В. — Коронный разряд, инициируемый распадом отрицательных ионов	7	60	Константинов Б. А., Воскобойников Д. М. — Использование кибернетических методов в промышленности электроэнергетики	10	70
Гончарик Е. П. — Оценка индуктированного потенциала на корпусе автотранспорта	7	63	Лютер Р. А., Костенко М. П., Еремеев А. С., Ипатов Л. М., Романов В. В., Дукштау А. А. — От Волхова до Енисея	11	1
Веников В. А. — О возможности единого подхода к статической и динамической устойчивости электрических систем	7	72	Бородин И. В., Вейнгер А. М., Янко-Триницкий А. А. — О возможностях асинхронизированного синхронного компенсатора, регулируемого по скорости	11	5
Илиев С. — О показателях и критериях оптимального управления динамическим поведением энергетических систем	7	73	Жуков Н. В. — Механизм управляемого пробоя в разряднике при искровом поджоге	11	18
Алексян А. Г., Мизюрин С. Р., Холин В. Д. — Методика расчета колебаний напряжения сети переменного тока ограниченной мощности, питающей зарядное устройство емкостного накопителя	7	76	Нагорский В. Д. — О расчете токов в многоэлементных источниках электроэнергии	11	36
Лукашев Э. С., Калужный А. Х. — Исследование статической устойчивости сложных электроэнергетических систем с учетом изменения частоты	8	8	Здрок А. Г. — Трехфазные схемы получения асимметричного тока	11	40
Фокин Ю. А., Чань-динь-Лонг — Оценка надежности электроснабжения узлов нагрузки сложных схем	8	13	Мирзабекян Г. З. — О влиянии коагуляции на эффективность улавливания частиц в электрофильтрах	11	51
Андреюк В. А., Левит Л. М., Лихоносов А. Т. — Статистические характеристики частоты и суммарной нагрузки энергосистем	8	19	Урин В. Д. — О реализации режима энергосистемы, близкого к оптимальному	11	65
Костенко М. В. — Инженерный метод расчета вероятности перекрытия изоляции при ударе молнии в опору	8	23	Ализаде А. А., Муслимов М. М., Хыдыров Ф. Л. — Исследование напряженности электрического поля, обусловленного токами заряда молнии	11	67
Аракелян А. И., Габриелян Р. О., Арутюнян Д. В. — Сокращение времени расчета параметров заземлителя в неоднородных средах	8	62	Кондратов О. И., Кошиенко В. Н., Кужекин И. П. — Экспериментальное определение влияния поверхностного заряда на импульсную электрическую прочность изоляторов в вакууме	11	84
Бутин Г. Д., Ершевич В. В., Хвошинская З. Г., Кривушкин Л. Ф. — Учет колебаний потоков мощности при анализе допустимых режимов межсистемных линий	8	63	Гремяков А. А., Строев В. А. — Определение мощности и размещение конденсаторных батарей в распределительных сетях с учетом режима напряжения	12	1
Китушин В. Г. — Определение логической функции работоспособности электрической системы	8	65	Пекелис В. Г., Розенберг А. Е. — О размещении шунтовых конденсаторных батарей в высоковольтных распределительных сетях	12	5
Рябокова Е. Я., Мишкин В. М. — Импульсные характеристики заземлителей опор линий электропередачи	8	67	Кучумов Л. А., Утегулов Н. И. — Применение в распределительных электрических сетях сдвоенных реакторов в сочетании с токоограничивающими устройствами	12	8
Митюшкин К. Г. — Адаптивная система сбора и передачи оперативной диспетчерской информации в энергосистемах	9	1	Александров Г. Н., Половой И. Ф., Герасимов Ю. А. — О характеристиках электрической прочности изоляции ВЛ сверхвысокого напряжения и методика ее испытания	12	13
Иофьев Б. И. — Принципы построения устройств автоматического прекращения асинхронного режима в энергосистемах	9	6	Беляков Н. Н., Рашкес В. С., Шлейфман М. Б., Хоециан К. Р. — Форма коммутационных импульсов, воздействующих на изоляцию оборудования	12	20
Кривушкин Л. Ф. — Вероятностная оценка сближения					

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.	Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Электрические машины и трансформаторы					
Коник Б. Е. — Исследование магнитного поля в воздушном зазоре электрической машины с двусторонней зубчатостью	2	37	Фазной модуляции при сдвиге модуляционной волны	9	72
Варлей В. В. — Максимальная электромагнитная мощность электрических машин с электромеханической редукцией скорости	2	47	Фильц Р. В., Белый Л. А. — Метод расчета статических характеристик несимметричных режимов насыщенных неявнополюсных машин	10	22
Глебов И. А., Данилевич Я. Б. — Современное состояние и проблемы создания турбо-, гидрогенераторов и синхронных компенсаторов	3	1	Волкова Е. А., Суханов Л. А., Филичев О. Н. — Исследование индуцированных напряжений в обмотке ротора асинхронизированных машин	10	29
Жуловян В. В. — Диаграмма тока и уравнения синхронной явнополюсной машины с учетом потерь в стали	3	58	Платонов А. М., Паластин Л. М., Гвоздырев Н. А. — Высокоиспользованные бесконтактные торцевые синхронные генераторы	10	34
Танич Л. П., Федоров В. Ф. — Определение э. д. с. на зажимах междуполюсной катушки, предназначенной для измерения тока ротора синхронной машины с бесщеточным возбудителем	3	74	Хожаннов А. И., Кузнецов С. Е., Туренко М. Я. — Униполярный электродвигатель постоянного тока асинхронного типа с герметичным жидкометаллическим токоподводом	10	40
Радин В. И., Загорский А. Е., Сафаров Ю. Е. — Особенности выбора и проектирования генераторов, предназначенных для работы на статические преобразователи частоты	4	16	Ледовский А. П., Сугробов А. М. — Определение высших гармоник напряжения и тока индукторных генераторов	10	46
Важнов А. И., Гордон И. А., Гофман Г. Б. — Расчет трехмерного электромагнитного поля в мощных турбогенераторах	4	24	Золототрубов Н. П., Метлицкий В. К. — Пассивный синхронизатор для включения генераторов на параллельную работу	10	64
Пинцов А. М. — Уравнения и схемы замещения трансформаторов с учетом тока намагничивания	4	29	Гостищев В. М. — Исследование коммутационных перенапряжений на обмотках электродвигателей угольных комбайнов	10	66
Глазков В. П. — Учет влияния обмотки возбуждения и проводящих клиньев при расчете параметров ферромагнитного зубчатого ротора	4	62	Чабан В. И. — Дифференциальные уравнения насыщенной явнополюсной синхронной машины	10	72
Нецеевский А. Б. — Расчет магнитных потоков в явнополюсном генераторе при асимметричном воздушном зазоре	4	63	Ларин А. М., Рогозин Г. Г. — Синтез параметров эквивалентной схемы замещения массивного ротора турбогенератора градиентным методом	11	10
Логинов С. И., Любомирова Г. Б. — О самозапущенных мощных турбодвигателей с бесщеточными системами возбуждения	4	73	Абрамов А. Г. — Синхронный двигатель с индукционным пусковым устройством на роторе	11	55
Орлов И. Н., Архипов О. Г., Маслов С. И. — Принципы построения и практическая реализация на ЦВМ стохастической математической модели электрической машины	4	76	Джумабаев З. А. — К расчету пускового режима конденсаторных двигателей	11	73
Буторин Н. Н. — Способ построения механической характеристики асинхронного двигателя	4	79	Меркулов Р. В., Шведова Л. А. — Влияние шутящих сопротивлений на работу высоковольтного пьезогенератора в режиме периодического механического нагружения	12	38
Сарапулов Ф. Н. — Расчет режима короткого замыкания индукционного двигателя на основе магнитной схемы замещения	6	54	Смолин В. И., Тихонов В. Н. — Метод гармонического анализа характеристик поворотных трансформаторов и фазовращателей	12	45
Артемьев Б. А., Розовский Ю. А. — Структура магнитного поля трехфазных электрических машин	6	66	Сафонов Л. Н. — Прецизионные датчики угла с многослойными печатными обмотками	12	34
Рогозин Г. Г., Пятлина Н. Г., Лебедев В. К. — Определение частотных характеристик из опыта отключения ненагруженного асинхронного двигателя	6	74	Амбросович В. Д., Бережанский В. К. — Расчет абсорбционных характеристик изоляции и возможность их использования для контроля увлажнения изоляции электрических машин	12	28
Глебов И. А., Каштелян В. Е., Кичаев В. В., Королюков С. А., Юрганов А. А. — Об устойчивости криогенных турбогенераторов	7	23	Валюкенас Г. И., Янкаускас З. К., Шлегерис Ю. Т. — Генератор с возвратно-поступательным движением и проводящей подвижной частью	12	71
Фокин В. А., Чикина В. А. — Влияние отношения параметров асинхронного двухклеточного двигателя на его механическую характеристику	7	56	Петров Ю. В., Цветков В. А. — Влияние уравнивающих токов параллельных ветвей обмоток статора на вибрацию гидрогенераторов	12	65
Попов Д. А. — Фильтрующие свойства якорных обмоток машин переменного тока	8	28	Преобразовательная техника		
Мамедов Ф. А., Резниченко В. Ю., Малиновский А. Е. — Исследование характеристик асинхронного двигателя при частотно-импульсном управлении	8	43	Исаев И. П., Иньков Ю. М., Матюшин В. А. — Теоретико-вероятностные принципы расчета вентильных преобразователей электрической энергии	2	65
Иванов-Смоленский А. В. — Метод проводимостей зубцовых контуров и его применение к электромагнитному расчету ненасыщенной электрической машины с двусторонней зубчатостью сердечников	9	18	Находкина В. Г., Тарасов А. Н., Толстов Ю. Г. — Демпфирование высокочастотных колебаний напряжения в высоковольтных преобразователях	3	50
Микляев М. С., Галбай М. М. — Определение электромагнитных параметров синхронных машин по частотным характеристикам	9	28	Быков Ю. М., Неруш А. В., Пар И. Т. — Система управления циклоконвертором с автономным источником энергии на основе интегральных микросхем	3	54
Ломакин В. А., Мамедов Г. Г. — Исследование режимов работы вентильных переключателей двигателя	9	38	Ленда Г. А. — Исследование переходных процессов в инверторе тока методом планирования экспериментов	3	70
Захаров М. К., Дегтев В. Г., Радимов И. Н. — Построение многоскоростных обмоток безотходным методом			Хуснуллин З. С., Столбов Ю. А., Марков Г. В., Торбенков Г. М. — Погрешности измерительного преобразователя мощности на квадраторах	3	86
			Штейн М. М., Щербинин С. И. — Расчет феррорезонансного стабилизатора напряжения с учетом высших гармоник	4	48
			Попов В. И. — Характеристики асинхронных одномагнитных преобразователей частоты	4	69

Автор и название статьи	№ № журн.	Стр.	Автор и название статьи	№ № журн.	Стр.
Игумнов Б. Н., Евиллин В. П. — Нагрузочное устройство для исследования характеристик термоэмиссионных преобразователей	4	80	ляционных конструкций в элегазовых КРУ	9	51
Тихомиров В. А., Магазинник Г. Г. — Максимальный коэффициент мощности вентильных преобразователей	4	81	Вишневецкий Ю. И., Филиппов Ю. Я. — Внутренний теплообмен в горизонтальных газонаполненных токопроводах	12	49
Цфасман Г. М., Ступель А. И. — Анализ устойчивости инверторов с регулятором угла погасания	5	48	Чунихин А. А., Анке Э., Строганов Б. Г. — Электрическая прочность межконтактного промежутка при синхронном отключении	12	67
Зеленов А. Б., Школьников В. И., Пилецкий В. Т. — Особенности широтно-импульсной модуляции в вентильных преобразователях	6	80	Вундер Я. Ю. — Расчет максимальной и среднеемкунной температуры обмоток электрических аппаратов	12	77
Скрипник Ю. А. — Измерительные преобразователи физических величин с положительной обратной связью	6	83	Электропривод и автоматизация промышленных установок и технологических процессов		
Баев А. В., Гельман М. В., Савинова Д. В. — Анализ и расчет установившихся режимов колебательных инверторов по частотным характеристикам	7	46	Певзнер Е. М., Яуре А. Г. — Выбор основных параметров крановых электроприводов на основе оптимизации расхода энергии при регулировании	2	50
Соляников А. М. — Анализ гармоник выпрямленного напряжения в схемах с последовательным соединением преобразователей	7	51	Пистрак М. Я., Каретников В. Ф. — Система автоматического регулирования натяжения полосы непрерывного листового стана с электромеханическим петледержателем	2	78
Иньков Ю. М., Вотчицев Г. М., Феоктистов В. П., Алексеев В. М. — Токи короткого замыкания в непосредственном преобразователе частоты	7	66	Ломакин В. А., Мамедов Г. Г. — Исследование квазиустановившихся процессов вентильно-механической коммутации двигателя постоянного тока методом фазовой плоскости	3	62
Гончаров Ю. П., Панасенко Н. В., Темкина Л. М., Сердюков Ю. П. — Энергетические соотношения в узлах принудительной коммутации автономных инверторов	8	51	Грейсх В. М. — Оптимизация систем электроснабжения промпредприятий при наличии синхронных двигателей средней мощности	3	80
Гуревич С. Г., Корницкий И. А. — Нелинейные эффекты в схемах вентильных преобразователей частоты	8	59	Чиликин М. Г., Петров И. И., Соколов М. М., Юньков М. Г. — Развитие автоматизированного электропривода в X пятилетке	5	1
Туганов М. С., Кулешов В. И., Фархутдинов Ф. Х. — Обобщенный метод исследования электромагнитных процессов в системе «трехфазный тиристорный коммутатор — индуктивно-активная нагрузка»	9	77	Локтева И. Л., Онищенко Г. Б., Плотникова Т. В., Шакарян Ю. Г. — Принципы построения систем регулирования электроприводов с двигателями переменного тока	5	6
Бертинов А. И., Бочаров В. В., Мизюрин С. Р., Резников О. Б., Ломоносов Л. Е. — Зарядка накопительного конденсатора через индуктивно-емкостный преобразователь	10	18	Солодухо Я. Ю., Замаев Б. С., Иванов В. С., Гольденталь М. Э., Латышко В. Д. — Улучшение электромагнитной совместимости тиристорных электроприводов и электроснабжающих сетей	5	13
Наталкин А. В., Колоколкин А. М. — Применение метода z-преобразования для анализа замкнутых вентильных систем с асинхронной одноканальной системой управления	10	54	Чиликин М. Г., Сандлер А. С., Гуляцкий Ю. М., Кудрявцев А. В., Сарбатов Р. С., Никольский А. А. — Проблемы частотного управления асинхронными электроприводами	5	18
Морговский Ю. Я. — О структуре системы управления вентильными преобразователями с функционально разделенными каналами	10	74	Соколов М. М., Масандилов Л. Б., Фесенко Ю. И., Богословский А. П., Перельмутер М. М., Поляков Л. Н. — Динамика и демпфирование колебаний при работе электроприводов механизмов перемещения	5	23
Забровский С. Г., Лазарев Г. Б. — Перенапряжения относительно земли в системах с высоковольтными тиристорными преобразователями	11	13	Ключев В. И., Терехов В. М., Горнов А. О., Присмотров Н. И., Борцов Ю. А., Путов В. В., Бургин Б. Ш., Теличко Л. Я. — Состояние и перспективы развития теории электромеханических систем с упругими связями	5	27
Гринштейн Б. И., Находкина В. Г., Тарасов А. А., Толстов Ю. Г. — Анализ процесса коммутации в высоковольтных преобразователях при малых токах нагрузки	11	32	Ковчин С. А., Пинчук В. М., Прихно В. И., Семенов И. М., Мищенко И. Ф., Напираев Л. Б., Григорьев В. В., Дроздов В. Н., Танский Е. А. — Состояние и перспективы развития теории систем точного электропривода	5	34
Фридман П. М., Саркисов Г. А. — Оценка параметров статических преобразователей, питающих асинхронные двигатели, по условиям самораскачивания	11	78	Петров И. И., Яуре А. Г., Певзнер Е. М. — Новые методы исследования электроприводов повторно-кратковременного режима	5	39
Зборовский И. А., Гольдин Р. Г. — Выбор тиристора по току с учетом коммутации	12	41	Тийсмус Х. А. — Уравнения движения линейных индукционных МГД-приводов	5	43
Бирюков В. Р., Хасаев О. И. — Анализ токов преобразователя со ступенчатой формой выходного напряжения	12	72	Никольский А. А. — Выбор мощности электрических двигателей для работы в шаговой системе экстремального управления	5	79
Мазнев А. С. — Выбор параметров однофазных тиристорных преобразователей несимметричного тока	12	75	Боровиков М. А., Инешин А. П., [Найдис В. А.] — Сравнение структур широкорегулируемых тиристорных электроприводов постоянного тока с последовательной и упреждающей коррекцией	6	59
Электрические аппараты			Вейнгер А. М., Серый И. М., Тартаковский Ю. С., Янко-Триницкий А. А. — Некоторые вопросы реализации и экспериментальное исследование частотного электропривода с синхронным двигателем	8	35
Михайлов О. П. — Магнитоэлектрические исполнительные устройства микроперемещений	2	55			
Черников Г. Б., Евликов А. А., Болдырев В. Т. — Переходный процесс в трансформаторе постоянного тока	3	32			
Курочкин А. К., Лепер Д. П., Шилин Н. В. — Расчет зависимости параметров пика зажигания в выключателе от скорости роста напряжения	6	49			
Борин В. Н. — Расчет электрической прочности изо-					

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Левинтов С. Д., Толмачев Г. Г. — Принципы комбинированного автоматического управления для электроприводов	8	39
Ковшов А. Н., Симонянц Л. Е., Саидов А. А., Шлыков О. И. — Подавление упругих колебаний, возникающих в талевом канате, средствами электропривода	8	57
Корхин А. С. — Составление моделей объектов управления по экспериментальным данным	9	33
Васильев Д. В., Галицкий В. И., Знаменский А. А., Сабинин О. Ю. — Метод организации статистических исследований нелинейных нестационарных систем управления конечным состоянием	10	50
Поляков Л. М., Херунцев П. Э., Шкловский Б. И. — Анализ квазиустановившегося режима работы электроприводов постоянного тока с тиристорными преобразователями	11	23
Вуль Ю. Я., Симонов Ю. В. — Выбор параметров тиристорных возбуждителей для электроприводов экскаваторных механизмов	11	28
Илюхин А. И. — Некоторые показатели простейшего режима повторно-кратковременной работы электропривода	11	57
Мельников В. З. — Упрощенный метод математического описания электромеханических систем с сосредоточенными параметрами	11	69
Герасимьяк Р. П., Петров Н. К., Путилин Н. С. — Переменные составляющие момента в асинхронном электроприводе с тиристорным регулятором напряжения	11	75
Богословский А. П., Финкель Е. А. — Устойчивость системы электропривода с тиристорным преобразователем и двигателем смешанного возбуждения	12	54

Электрификация транспорта

Марквардт Г. Г., Герман Л. А. — Расчет поперечной емкостной компенсации на электрифицированной железной дороге	1	33
Трахтман Л. М. — Устойчивость системы широтно-импульсного управления тяговыми двигателями	2	70
Колпахчян Г. И., Тулупов В. Д. — Возможности повышения тяговых свойств электроподвижного состава с вентильными двигателями	4	34
Ефремов И. С., Ершов Н. Е., Шуров Н. И. — Методика расчета тормозного реостата в импульсной системе следящего электрического торможения	8	46
Волотковский С. А., Пивняк Г. Г., Вейс К. Г. — Особенности работы фильтра в цепи, питающей от источника повышенной частоты	11	61

Электротехнология, электротермия и электросварка

Альтгаузен А. П., Свенчанский А. Д. — Электронагрев в металлургии	1	6
Жарков Ф. П., Ефремов В. И., Минеев Р. В., Галактионов Г. С., Новиков Б. С., Цуканов В. В. — Электрическая емкость дуговых печей в задачах анализа переходных процессов при коммутациях	1	81

Дискуссии

Предотвращение коронирования грозозащитного троса на линиях 1150 кВ (статья Быховского Я. Л., Емельянова Н. П., Семенова А. С., Шкаринна Ю. П., «Электричество», 1975, № 7). Ответ авторов	4	87
Чувствительность потерь мощности в линиях электропередачи сверхвысокого напряжения к регулированию напряжения (статья Астахова Ю. Н., Василенко И. Н., «Электричество», 1974, № 6). Постолатий В. М., Комендант И. Т.; Карпов Ф. Ф.; Волчков Ю. Д.; Симанов Ю. П.; Таммазов А. И., Зицер М. М. Ответ авторов	5	8

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Надежность, качество энергии и экономичность функционирования энергетического предприятия (статья Москалева А. Г., «Электричество», 1974, № 5). Эдельман В. И., Барг И. Г.; Синьков В. М.; Лихачев Ф. Ф.; Шарнопольский Б. П. Ответ автора	7	79
О применении принципов векторной оптимизации к задаче расстановки опор линий электропередачи по профилю (статья Шнелля Р. В., Митрофанова Е. Н. и Заикина В. С., «Электричество», 1974, № 6). Кадейшвили В. Г., Урушадзе Л. С. Ответ авторов	8	76

Хроника

Бортников Ю. С. — Научная сессия Отделения физико-технических проблем энергетики АН СССР и Объединенное пленарное заседание Научных советов	1	89
Ураев В. П., Мурзин Г. М. — Научный семинар по автономным энергетическим системам	1	91
Афанасьев В. В., Якунин Э. Н. — VII Всесоюзное научно-техническое совещание по перспективам развития высоковольтной аппаратуры	3	89
Исмаилов З. И. — V Всесоюзная межвузовская конференция по теории и методам расчета нелинейных электрических цепей и систем	3	90
Шилин Н. В., Лепер Д. П. — Семинар по физике гашения дуги в выключателях высокого напряжения	5	90
Шидловский А. К., Пьяных Б. Е. — Всесоюзная научно-техническая конференция «Современные задачи преобразовательной техники»	5	91
Глебов И. А., Данилевич Я. Б. — Всесоюзное научно-техническое совещание по проблемам развития тяжелого электромашиностроения для энергетики	6	89
Коротков В. А. — Третий семинар-симпозиум по применению метода функций Ляпунова в энергетике	7	87
Лысаковский Г. Г. — Заседание секции 4 Научного Совета АН СССР по теоретическим и электрофизическим проблемам электроэнергетики	7	89
Вчерашний В. П. — Доклады на международной конференции «Развитие релейной защиты в энергосистемах»	8	79
Волосатов О. П., Цагарейшвили С. А. — Всесоюзное научно-методическое совещание «Проблемы электроснабжения сельских потребителей, организации технической эксплуатации и обеспечения электробезопасности электроустановок»	8	82
Борисов Р. И., Митрофанов Е. Н., Федоров В. К. — Научный семинар по проблемам развития энергетической системы Азиатской части СССР в связи со строительством Байкало-Амурской магистрали	8	86
Загайнов Н. А. — Научно-техническая конференция «Повышение эффективности силовых полупроводниковых приборов и преобразователей на их основе»	8	87
Кичаев В. В. — Методы анализа нелинейных электрических цепей с кусочно-линейной аппроксимацией нелинейности	8	89
Архангельский В. И., Твардовский В. П. — Всесоюзная научно-техническая конференция по разработке АСУ прокатными станами	9	86
Поконов Н. З. — Заседание в Государственном комитете Совета Министров СССР по науке и технике	10	90
Глебов И. А. — Научно-технические проблемы Всемирного электротехнического конгресса 1977 г.	11	85
Бесчинский А. А., Бородинский Е. З., Семенов В. А., Савалов С. А., Рокотян С. С. — Советско-американские симпозиумы по проблемам диспетчерского управления и планирования развития энергосистем	11	88

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
-------------------------	---------	------

Александров Г. Н. — Проблемы передачи энергии на дальние расстояния по электропередачам переменного тока ультравысокого напряжения

Юбилей

Профессор А. В. Поссе (К 60-летию со дня рождения)
Доктор технических наук, профессор Лев Алексеевич Бессонов (К 60-летию со дня рождения)
Доктор техн. наук, профессор М. М. Соколов (К 60-летию со дня рождения)
Осип Борисович Брон (К 80-летию со дня рождения и 60-летию трудовой, научной и педагогической деятельности)
Лев Израилевич Столов (К 70-летию со дня рождения)
Дмитрий Иванович Азарьев (К 70-летию со дня рождения)
Геннадий Васильевич Алексенко (К 70-летию со дня рождения)
Член-корреспондент АН СССР Лидоренко Николай Степанович (К 60-летию со дня рождения)
Профессор Б. М. Тареев (К 70-летию со дня рождения)
Профессор Г. Е. Поспелов (К 60-летию со дня рождения)
Дмитрий Артемьевич Попов (К 60-летию со дня рождения)
Эдуард Александрович Меерович (К 70-летию со дня рождения)
Иван Матвеевич Постников (К 70-летию со дня рождения)
Георгий Владимирович Чалый (К 60-летию со дня рождения)

Некрологи

Виктор Николаевич Андрианов
Владимир Тихонович Морозовский
Иван Кириллович Федченко
Алексей Михайлович Залесский
Александр Артемович Хачатуров
Юрий Леонидович Мукосеев
Григорий Артемьевич Сисоян
Валентин Гаврилович Бирюков

11 92

1 92

2 93

2 94

4 92

4 93

5 93

7 92

7 93

8 90

8 91

9 88

12 82

12 83

12 84

1 93

3 93

5 94

8 92

8 93

9 90

9 91

10 93

Автор и название статьи

№ журн. Стр.

Библиография

Заборовский С. А., Квартальнов Б. В., Ковчин С. А. — рецензия на книгу Чиликина М. Г., Соколова М. М., Терехова В. М., Шинянско-го А. В. «Основы автоматизированного электропривода» 1 88
Веников В. А., Будзко И. А., Глазунов А. А. — рецензия на книгу Холмского В. Г. «Расчет и оптимизация режимов электрических сетей» 2 92
Бернштейн И. Я. — рецензия на книгу венгерских авторов «Энергетическая электроника» 3 88
Перельман Л. С. — Помехи, создаваемые короной на линиях электропередачи. Описание явлений. Руководство для расчетов 10 84
Шкарин Ю. П. — Меморандум СИГРЭ по вопросу «Системы высокочастотной связи по линиям электропередачи» 10 85
Веников В. А., Балужин В. М. — рецензия на книгу Р. Пелисье «Энергетические системы» 10 86
Месенжик Я. З. — рецензия на книгу Колесова С. Н. «Структурная электрофизика полимерных ди-электриков» 10 89
Александров Г. Н., Донской А. В., Кукеков Г. А., Полтев А. И., Филиппов Ю. Я., Дресвин С. В., Каплан Г. С. — рецензия на книгу Брона О. Б. и Сушкова Л. К. «Потоки плазмы в электрической дуге выключающих аппаратов» 12 81

Разные статьи и информации

Шушурин С. Ф. — Вклад А.-М. Ампера в учение об электричестве и магнетизме 1 1
Павлов Л. И., Фондарева М. В. — По страницам технических журналов 1 83; 4 88
Правила подготовки рукописей для журнала «Электричество» 1 94
Персон Р. С., Тимин Е. Н. — Электрические сигналы в организме животных и человека 6 1
Основная тематика журнала «Электричество» на 1976—1980 гг. 6 91
Бондаревский Д. И. — Первый шаг в электрификации железных дорог СССР 8 82
Памяти А. Е. Алексеева 9 89
Проект ГОСТ «Электротехника. Обозначения буквенных основных электрических и магнитных величин» 10 77

Алфавитный указатель авторов статей

А

Абрамов А. Г. 11, 55
Авдеенко Б. К. 9, 61
Александров Г. Н. 6, 28; 11, 92; 12, 13; 12, 81
Александян А. Г. 7, 76
Алексеев А. Н. 4, 67
Алексеев В. М. 7, 76
Ализаде А. А. 11, 67
Альтгаузен А. П. 1, 6
Альтгаузен О. Н. 2, 85
Амбросович В. Д. 12, 28
Андреев Г. Я. 11, 80
Андреюк В. А. 8, 19
Анке Э. 12, 67
Аракелян А. М. 8, 62
Арзамасцев Д. А. 1, 70; 5, 69
Арпентьев Б. М. 11, 80
Артамонов Ю. С. 2, 84
Артемов Б. А. 6, 66
Арутюнян Д. В. 8, 62
Арутюнян С. Г. 3, 26
Архангельский В. И. 9, 86
Архипов О. Г. 4, 76
Асанбаев Ю. А. 11, 70

Астахов Ю. Н. 5, 88; 6, 24
Афанасьев В. В. 3, 89

Б

Бабыкин В. В. 7, 41
Багалец Ю. В. 1 9, 93
Баев А. В. 7, 46
Балужин В. М. 10, 86
Бальян Р. А. 6, 71
Баранов М. И. 4, 45; 10, 1
Барг И. Г. 7, 79
Баринов В. А. 7, 31
Басс Э. И. 7, 41
Башинин О. И. 6, 63
Бейерс И. В. 6, 24
Белый И. В. 4, 45; 10, 1
Белый Л. А. 10, 22
Беляков Н. Н. 12, 20
Бердов Г. В. 9, 57
Бережанский В. Б. 12, 28
Бернштейн И. Я. 3, 88
Бертинов А. И. 7, 7; 10, 18
Бесчинский А. А. 11, 88
Бирюков В. Р. 12, 72
Блок В. М. 6, 24

Бобко Н. Н. 10, 13
Боголюбов В. Е. 7, 70
Богословский А. П. 5, 23; 12, 54
Болдырев В. Т. 3, 32
Бондалетов В. Н. 2, 61; 7, 16
Бондаревский Д. И. 8, 82
Бондаренко Т. Л. 2, 1
Борин В. Н. 9, 51
Борисов Р. И. 8, 86
Боровиков М. А. 6, 59
Бородин И. В. 11, 5
Бородянский Е. З. 11, 88
Бортников Ю. С. 1, 89
Боршов Ю. А. 5, 27
Бочаров В. В. 9, 80; 10, 18
Бронфман А. И. 9, 61
Будзко И. А. 2, 92; 4, 1; 5, 71
Будкин В. В. 7, 41
Бургин Б. Ш. 5, 27
Бургсдорф В. В. 3, 7
Бурлаку М. И. 4, 53
Бут Д. А. 7, 7
Бутин Г. Д. 8, 63
Буторин Н. Н. 4, 79
Бучельников А. Б. 4, 40

Быков Ю. М. 3, 54
Быховский Я. Л. 4, 87

В

Важнов А. И. 4, 24
Валюкенас Г. И. 12, 71
Варганов Г. П. 7, 36
Вареник А. Ф. 8, 72
Варлей В. В. 2, 47
Василев Х. 9, 67
Васильев Д. В. 10, 50
Василенко И. Н. 5, 88
Вейнгер А. М. 8, 35; 11, 5
Вейс К. Г. 11, 61
Веников В. А. 2, 92; 7, 72; 10, 86
Верещагин И. П. 1, 43
Вершинин Ю. Н. 6, 46
Вечхайзер Г. В. 7, 60
Вишневский Ю. И. 12, 49
Волков В. М. 7, 27; 9, 47
Волкова Е. А. 10, 29
Волосатов О. П. 8, 82
Волотковский С. А. 11, 61
Волчков Ю. Д. 5, 84
Воскобойников Д. М. 10, 70
Вотчицев Г. М. 7, 66
Вчерашний В. П. 8, 79
Вуль Ю. Я. 11, 28
Вундер Я. Ю. 12, 77

Г

Габриелян Р. О. 8, 62
Галактионов Г. С. 1, 81
Галбай М. М. 9, 28
Галицкий В. И. 10, 50
Гвоздырев Н. А. 10, 34
Гельман М. В. 7, 46
Гельфанд Я. С. 7, 36
Герасимов А. И. 10, 69
Герасимов Ю. А. 6, 28; 12, 13
Герасимович А. А. 10, 13
Герасимьяк Р. П. 11, 75
Герман Л. А. 1, 33
Глазков В. П. 4, 62
Глазунов А. А. 2, 92
Глебов И. А. 3, 1; 6, 89; 7, 23; 11, 85
Гольденталь М. Э. 5, 13
Гольдин Р. Г. 12, 41
Гольдман М. А. 2, 83
Гончарик Е. П. 7, 63
Гончаров Ю. П. 8, 51
Горбич Ю. С. 3, 67
Гордон И. А. 4, 24
Горелик В. Ю. 7, 20
Горин Б. Н. 6, 31
Горин Ю. В. 7, 60
Горнов А. О. 5, 27
Горяинов Ф. А. 2, 83
Гостев В. И. 5, 61
Гостищев В. М. 10, 66
Гофман Г. Б. 4, 24
Гребенюк Г. Г. 8, 70
Грейсух М. В. 3, 80
Гремяков А. А. 12, 1
Григорьев В. В. 5, 34
Григорьев Н. Д. 2, 32
Гринштейн Б. И. 11, 32
Гуллин А. И. 2, 90
Гуревич С. Г. 8, 59
Гурский С. К. 1, 23; 2, 6
Гусева С. А. 6, 24
Гусяцкий Ю. М. 5, 18

Д

Дадунашвили А. С. 12, 24
Данилевич Я. Б. 3, 1; 6, 89
Дегтев В. Г. 9, 72
Демирчян К. С. 7, 27; 9, 47
Джуварлы Ч. М. 7, 60
Джумабаев З. А. 11, 73
Домашенко В. Г. 6, 77
Донской А. В. 12, 81
Дорогунцев В. Г. 7, 41
Дорри М. Х. 8, 70
Дресвин С. В. 12, 81
Дроздов В. Н. 5, 34
Дроздов О. А. 1, 79
Дукштау А. А. 11, 1
Дульзон А. А. 6, 77

Е

Евлин В. П. 4, 80
Евлинков А. А. 3, 32
Ежилов В. Х. 2, 10
Емельянов И. П. 4, 87
Еремеев А. С. 11, 1
Ермилов И. В. 3, 36
Ермуратский В. В. 11, 45
Ермуратский П. В. 11, 45
Ершевич В. В. 8, 63
Ершов Н. Е. 8, 46
Ефремов В. И. 1, 81
Ефремов И. С. 8, 46

Ж

Жарков Ф. П. 1, 81
Жежеленко И. В. 2, 22; 5, 64
Желнов П. А. 11, 63
Жуков Л. А. 9, 44
Жуков Н. В. 11, 18
Жуловя В. Г. 4, 53
Журавлев В. Г. 4, 53

З

Заборовский С. А. 1, 88
Загайнов Н. А. 8, 87
Загорский А. Е. 4, 16
Забровский С. Г. 11, 13
Зайкин В. С. 8, 76
Замараев Б. С. 5, 13
Заргарян И. В. 1, 43
Зарецкий Е. Ф. 5, 77
Захаров М. К. 9, 72
Зборовский И. А. 12, 41
Здрок А. Г. 11, 40
Зельдин Ю. М. 4, 72
Зеленов А. Б. 6, 80
Зеленская З. Б. 9, 63
Зильберман Я. С. 7, 20
Зицер М. М. 5, 87
Знаменский А. А. 10, 50
Золототрубов А. П. 10, 61

И

Иванов В. С. 5, 13
Иванов-Смоленский А. В. 9, 18
Ивашев В. Н. 2, 88
Игуменцев В. А. 1, 70; 5, 69
Игумнов Б. Н. 4, 80
Изаков Ф. Я. 1, 48
Ильин А. Н. 3, 67
Ильин В. Д. 1, 18
Илиев С. 7, 73; 9, 67
Илюхин А. И. 11, 57
Инешин А. П. 6, 59
Ипъков Ю. М. 2, 65; 7, 66
Иосель Ю. Я. 6, 86
Иофьев Б. И. 9, 61
Ипатов П. М. 11, 1
Исаев И. П. 2, 65
Исмаилов З. И. 3, 90

К

Каган В. Г. 9, 44
Кадейшвили В. Г. 8, 76
Казяков В. Н. 7, 70
Калюжный А. Х. 8, 8
Калюжный В. Ф. 1, 56
Камач Ю. Э. 4, 85
Каневский Я. М. 9, 59
Каплан Г. С. 12, 81
Караченцев А. Я. 9, 61
Каретников В. Ф. 2, 78
Карлаш В. Л. 11, 82
Карпов Ф. Ф. 5, 84
Кастаров Э. А. 4, 9
Карташев Е. Н. 7, 27; 9, 47
Каштелян В. Е. 7, 23
Каялов Г. М. 2, 16; 6, 19
Квартальнов Б. В. 1, 88
Керного В. П. 1, 23
Кириевский Е. В. 2, 43
Кирчанов А. Г. 6, 86
Китушин В. Ф. 8, 65
Кичаев В. В. 7, 23; 8, 89
Клементьев А. П. 10, 69
Кленов Г. Э. 9, 86
Ключев В. И. 5, 27
Ковалев Л. К. 7, 7
Коваленко С. В. 9, 61
Ковчин С. А. 1, 88; 5, 34
Ковшов А. Н. 8, 57
Козловский Е. Н. 4, 85
Колечицкий Е. С. 5, 75; 12, 58
Колпахчан Г. И. 4, 34
Колоколкин А. М. 10, 54
Кольцов А. А. 2, 90
Комендант И. Т. 5, 83
Кондратьев В. Н. 2, 88
Кондратов О. И. 11, 84
Коник Б. Е. 2, 37
Константинов Б. А. 10, 70
Конькова Э. Г. 7, 62
Корницкий И. А. 8, 59
Корольков С. А. 7, 23
Коротков В. А. 7, 87
Корхин А. С. 9, 33
Костенко М. В. 8, 23
Костенко М. П. 11, 1
Кошиенко В. И. 11, 84
Кривушкин Л. Ф. 8, 63; 9, 12
Кружкин И. П. 11, 84
Кудряцев А. В. 5, 18
Кузнецов В. Г. 2, 27
Кузнецов И. Ф. 4, 40
Кузнецов С. Е. 10, 40
Кукеков Г. А. 12, 81
Кулешов В. И. 9, 77
Куратов П. А. 12, 63

Куров В. И. 1, 18
Курочкин А. К. 6, 49
Кухаркин Е. С. 8, 74; 12, 61
Кучумов Л. А. 12, 8

Л

Лазарев Г. Б. 11, 13
Ларин А. М. 11, 10
Ларинш К. В. 6, 24
Латышко В. Д. 5, 13
Лебедев В. К. 6, 74
Лебедев О. В. 7, 41
Левин М. С. 5, 71
Левинтов С. Д. 8, 39
Левит Л. М. 8, 19
Ледовский А. П. 10, 46
Ленда Г. А. 3, 70
Лепер Д. П. 5, 90; 6, 49
Лещинская Т. Б. 5, 71
Лидоренко Н. С. 7, 1
Лихачев Ф. А. 7, 81
Лихоносов А. Т. 8, 19
Логинов С. И. 4, 73
Локтева И. Л. 5, 6
Локшин М. В. 1, 36
Ломакин В. А. 3, 62; 9, 38
Ломоносов Л. Е. 9, 80; 10, 18
Лукашов Э. С. 8, 8
Лысаковский Г. Г. 7, 89
Лысенко Е. В. 1, 68
Любимов А. Н. 8, 72
Любомирова Г. Б. 4, 73
Лютер Ф. А. 11, 1

М

Магазинник Г. Г. 4, 81
Мазнев А. С. 12, 75
Макарова Л. Ф. 9, 61
Мамедов Г. Г. 3, 62; 9, 38
Мамедов Ф. А. 8, 43
Маламуд Р. Е. 9, 63
Малиновский А. Е. 8, 43
Марквардт Г. Г. 1, 33
Марков Г. В. 3, 86
Мартьянова К. Д. 2, 85
Масандилов Л. Б. 5, 23
Маслов С. И. 4, 76
Матюшин В. А. 2, 65
Мельников В. З. 11, 69
Меркулов Р. В. 12, 38
Месенжик Я. З. 10, 89
Метлицкий В. Н. 10, 64
Мизюрин С. Р. 7, 76; 9, 80; 10, 18
Микляев М. С. 9, 28
Милорадов Д. Н. 10, 69
Минеев Р. В. 1, 81
Мирзабекян Г. З. 3, 36; 6, 39; 11, 51
Митрофанов Е. Н. 1, 12; 8, 76; 8, 86
Митюшкин К. Г. 9, 1
Михайлов В. М. 3, 83
Михайлов О. П. 2, 55
Мишкин В. М. 8, 67
Мищенко И. Ф. 5, 34
Молодцов В. С. 2, 16
Морговская Ю. Я. 10, 74
Москалев А. Г. 7, 82
Мурзин Г. М. 1, 91
Муслимов М. М. 11, 67

Н

Нагорский В. Д. 11, 36
Найдис В. А. 6, 59
Напираев Л. Б. 5, 34
Наташкин А. В. 10, 54
Находкина В. Г. 3, 50; 11, 32
Нейман Л. Р. 4, 40
Неруш А. В. 3, 54
Нецеевский А. Б. 4, 63
Никитин Ю. М. 7, 7
Никитин Ю. П. 3, 40
Никольский А. А. 5, 18
Никольский А. А. 5, 79
Новгородцев А. Б. 4, 85
Новиков Б. С. 1, 81

О

Овчаренко Н. И. 3, 23; 7, 41
Овчинников В. М. 4, 85
Однорал А. П. 10, 8
Онищенко Г. Б. 5, 6
Орел О. А. 3, 77
Орлов И. Н. 4, 76

П

Павлов Л. И. 1, 83; 4, 68
Паластин Л. М. 10, 34
Панасенко Н. В. 8, 51
Пар И. Т. 3, 54
Певзнер Е. М. 2, 50; 5, 39
Пекелис В. Г. 12, 5
Перельман Л. С. 10, 86
Перельмутер М. М. 5, 23
Персон Р. С. 6, 1
Петров И. И. 5, 1; 5, 39
Петров И. И. 11, 75

Петров Ю. В. 12, 65
 Пивняк Г. Г. 11, 61
 Пилецкий В. Т. 6, 80
 Пинцов А. М. 4, 29
 Пинчук В. М. 5, 34
 Пистрак М. Я. 2, 78
 Платонов А. М. 10, 34
 Платонов В. В. 1, 79
 Плотникова Т. В. 5, 6
 Поконов Н. З. 10, 92
 Половой И. Ф. 12, 13
 Полтев А. И. 12, 81
 Поливанов К. М. 8, 1
 Поляков Л. М. 11, 23
 Поляков Н. Л. 5, 23
 Попов А. К. 1, 52
 Попов В. И. 4, 69
 Попов Д. А. 8, 28
 Поспелов Г. Е. 1, 23
 Постолатий В. М. 5, 83
 Поташев Ю. Н. 9, 61
 Присмотров Н. Е. 5, 27
 Приход В. И. 5, 34
 Путилин Н. С. 11, 75
 Путов В. В. 5, 27
 Пьяных Б. Е. 5, 91
 Пятлина Н. Г. 6, 74

Р

Радимов И. Н. 9, 72
 Радин В. И. 4, 16
 Ражанский И. М. 6, 46
 Рашкес В. С. 12, 20
 Резников О. Б. 9, 80; 10, 18
 Резниченко В. Ю. 8, 43
 Rogozin Г. Г. 6, 74; 11, 10
 Роддатис В. К. 3, 67
 Розенберг А. Е. 12, 5
 Розовский Ю. А. 6, 66
 Рокотян С. С. 11, 88
 Романов В. В. 11, 1
 Рохинсон П. З. 2, 75
 Рошаль М. И. 6, 71
 Рубалевская Д. Ф. 12, 59
 Румянцева Л. А. 6, 86
 Рябкова Е. Я. 8, 67

С

Сабинин О. Ю. 10, 50
 Савинова Д. В. 7, 46
 Саидов А. А. 8, 57
 Сандлер А. С. 5, 18
 Сараев В. А. 6, 77
 Саранулов Ф. Н. 6, 54
 Сарбатов Р. С. 5, 16
 Саркисов Г. А. 11, 78
 Сафаров Ю. Е. 4, 16
 Сафонов Л. Н. 12, 34
 Свенчанский А. Д. 1, 6
 Севрюков В. К. 2, 22
 Семенов А. С. 4, 87
 Семенов В. А. 11, 88
 Семенов В. В. 6, 63
 Семенов И. М. 5, 34
 Семенова Н. А. 2, 85
 Сендюров В. М. 1, 73
 Сердюков Ю. П. 8, 51
 Середин М. М. 9, 57
 Серый Н. М. 8, 35; 11, 5
 Симакон Ю. П. 5, 86
 Симонов Ю. В. 11, 28
 Симонянц Л. Е. 8, 57
 Синьков В. М. 7, 80
 Скрипник Ю. А. 6, 83
 Смирнов В. П. 5, 56
 Смолин В. И. 12, 45
 Совалов С. А. 11, 88
 Соколов М. М. 5, 1; 5, 23
 Соколов Н. И. 4, 9
 Солодухо Я. Ю. 5, 13

Соляников А. М. 7, 51
 Стеблев В. А. 9, 14
 Степанов Г. И. 2, 43
 Степура Е. Ф. 6, 63
 Столбов Ю. А. 3, 86
 Стрелюк М. И. 5, 77
 Строганов Б. Г. 12, 67
 Строев В. А. 9, 14; 12, 1
 Ступель А. И. 5, 48
 Сугробов А. М. 10, 46
 Суханов Л. А. 10, 29

Т

Тамазов А. И. 5, 87; 6, 88
 Танич Л. П. 3, 74
 Танский Е. А. 5, 34
 Тарасов А. Н. 3, 50; 11, 32
 Тареев Б. М. 9, 54
 Тартаковский Ю. С. 8, 35
 Тафт В. А. 7, 20
 Твардовский В. П. 9, 86
 Теличко Л. Я. 5, 27
 Темкина Л. М. 8, 51
 Темкина Р. В. 7, 41
 Терехов В. М. 5, 27
 Тийсмус Х. А. 5, 43
 Тимин Е. Н. 6, 1
 Тимченко В. Ф. 2, 10
 Тихомиров В. А. 4, 81
 Тихонов В. Н. 12, 45
 Тищенко Б. И. 11, 80
 Толмачев Г. Г. 8, 39
 Толстов Ю. Г. 3, 50; 11, 32
 Торбенков Г. М. 3, 86
 Торлопов А. А. 3, 40
 Трахтман Л. М. 2, 70
 Тубинис В. В. 3, 67
 Туганов М. С. 9, 77
 Тулупов В. Д. 4, 34
 Туренко М. Я. 10, 40

У

Удалова В. И. 6, 39
 Улитко А. Ф. 11, 82
 Ураев В. П. 1, 91
 Урин В. Д. 11, 65
 Урушадзе Л. С. 8, 76
 Усышкин Е. И. 10, 59
 Утегулов Н. И. 12, 8

Ф

Фабрикант В. Л. 3, 19; 9, 69
 Файбисович В. А. 4, 57
 Файн В. Б. 1, 48
 Файнштейн Э. Г. 1, 75
 Фархадзаде Э. М. 6, 78
 Фархутдинов Ф. Х. 9, 77
 Федоров В. К. 8, 86
 Федоров В. Ф. 3, 74
 Федоров Ю. К. 3, 7
 Федотов А. Г. 1, 75
 Феоктистов В. П. 7, 66
 Фесенко Ю. И. 5, 23
 Филиппов Ю. А. 12, 49; 12, 81
 Филичев О. И. 10, 29
 Фильц Р. В. 10, 22
 Финкель Е. А. 12, 54
 Фокин В. А. 7, 56
 Фокин В. К. 4, 9
 Фокин Ю. А. 8, 13
 Фоменко Г. П. 2, 43
 Фонарева М. В. 1, 83; 4, 88
 Фридман П. М. 11, 78

Х

Хасаев О. И. 12, 72
 Хачатрян В. С. 6, 12
 Хвошинская З. Г. 8, 63
 Херунцев П. Э. 11, 23
 Хищенко Л. Т. 10, 1
 Хоецян К. В. 12, 20

Хожанов А. И. 10, 40
 Холин В. Д. 7, 76
 Хуснуллин З. С. 3, 86
 Хыдыров Ф. Л. 11, 67

Ц

Цагарейшвили С. А. 8, 82
 Цастков В. А. 12, 65
 Цирель А. А. 1, 28
 Цицикян Г. А. 7, 12
 Цуканов В. В. 1, 81
 Цун А. М. 2, 84
 Цфасман Г. М. 5, 48

Ч

Чабан В. И. 10, 72
 Чалынь К. М. 12, 59
 Чан-динь-Лонг 8, 13
 Чепланов В. И. 4, 67
 Черников Г. Б. 3, 32
 Чернов Е. Н. 2, 61; 7, 16; 10, 8
 Чикина В. А. 7, 56
 Чиликин М. Г. 5, 1; 5, 18
 Чубарь Л. А. 2, 22
 Чунин А. А. 12, 67

Ш

Шакарян Ю. Г. 5, 6
 Шакиров М. А. 3, 44
 Шарнополский 7, 82
 Шведова Л. А. 12, 38
 Шевченко А. Т. 2, 86
 Шидловский А. К. 2, 27; 5, 91
 Шлин Н. В. 5, 90; 6, 49
 Шинянский А. В. 5, 46
 Шитиков Н. Г. 4, 72
 Шихин А. Я. 7, 70
 Шишман Д. В. 9, 61
 Шкарин Ю. П. 4, 87; 9, 44; 10, 85
 Шкилев А. В. 6, 31
 Шкловский Б. И. 11, 23
 Школьников В. И. 6, 80
 Шлегерис Ю. П. 12, 71
 Шлейфман М. Б. 12, 20
 Шлимович В. Д. 2, 86
 Шлыков О. И. 8, 57
 Шнейдер Э. М. 1, 65
 Шнейдер Я. А. 3, 14
 Шнелль Р. В. 1, 12; 8, 76
 Штейн М. М. 4, 48
 Шумовская Г. Е. 9, 63
 Шуров Н. И. 8, 46
 Шушурин С. Ф. 1, 1

Щ

Щелоков А. И. 9, 61
 Щербинин С. И. 4, 48

Э

Эдельман В. И. 7, 79
 Эрин В. Н. 7, 12

Ю

Юньков М. Г. 5, 1
 Юрганов А. А. 7, 23

Я

Якобс А. И. 4, 1
 Якунин Э. Н. 3, 89
 Янкаускас З. К. 12, 71
 Янко-Триницкий А. А. 8, 35; 11, 5
 Яуре А. Г. 2, 50; 5, 39

Гремяков А. А., Строев В. А. — Определение мощности и размещения конденсаторных батарей в распределительных электрических сетях с учетом режима напряжений	1
Пекелис В. Г., Розенберг А. Е. — О размещении шунтовых конденсаторных батарей в высоковольтных распределительных сетях энергосистем	5
Кучумов Л. А., Утегулов Н. И. — Применение в распределительных электрических сетях сдвоенных реакторов в сочетании с токоограничивающими устройствами	8
Александров Г. Н., Половой И. Ф., Герасимов Ю. А. — О характеристиках электрической прочности изоляции ВЛ сверхвысокого напряжения и методике ее испытаний	13
Беляков Н. Н., Рашкес В. С., Хоециан К. В., Шлейфман М. Б. — Форма коммутационных импульсов, воздействующих на изоляцию оборудования и линий сверхвысокого напряжения	20
Дадунашвили А. С. — О классификационной группе физических явлений, используемых для разработки устройств автоматики с фиксированными параметрами	24
Амбросович В. Д., Бережанский В. Б. — Расчет абсорбционных характеристик многослойной изоляции и возможность их использования для контроля увлажнения изоляции электрических машин	28
Сафонов Л. Н. — Прецизионные датчики угла с многослойными печатными обмотками	34
Меркулов Р. В., Шведова Л. А. — Влияние шунтирующих сопротивлений на работу высоковольтного пьезогенератора в режиме периодического механического нагружения	38
Зборовский И. А., Гольдин Р. Г. — Выбор тиристоров по току с учетом коммутации	41
Смолин В. И., Тихонов В. Н. — Метод гармонического анализа характеристик поворотных трансформаторов и фазовращателей	45
Вишневецкий Ю. И., Филиппов Ю. А. — Внутренний теплообмен в горизонтальных газонаполненных токопроводах	49

Богословский А. П., Финкель Е. А. — Устойчивость системы электропривода с тиристорным преобразователем и двигателем смешанного возбуждения	54
--	----

СООБЩЕНИЯ

Колечицкий Е. С. — Приближенный метод расчета коэффициента неоднородности электрического поля	58
Чальян К. М., Рубалевская Д. Ф. — Определение напряженности магнитного поля на поверхности экранов пофазно экранированных токопроводов	59
Кухаркин Е. С. — Сопротивление растекания между двумя металлическими полуэллипсами с поверхностным слоем	61
Курбатов П. А. — Упрощенный метод расчета магнитных систем с редкоземельными магнитами и тонкой ненасыщенной арматурой	63
Петров Ю. В., Цветков В. А. — Влияние уравнивающих токов параллельных ветвей обмотки статора на вибрацию гидрогенераторов	65
Чунихин А. А., Анке Э., Строганов Б. Г. — Электрическая прочность межконтактного промежутка при синхронном отключении	67
Валикенас Г. И., Янкаускас З. К., Шлегерис Ю. Т. — Генератор с возвратно-поступательным движением и проводящей подвижной частью	71
Бирюков В. Р., Хасаев О. И. — Анализ токов преобразователя со ступенчатой формой выходного напряжения	72
Мазнев А. С. — Выбор параметров однофазных тиристорных преобразователей асимметричного тока	75
Вундер Я. Ю. — Расчет максимальной и среднеобъемной температуры обмоток электрических аппаратов	77

БИБЛИОГРАФИЯ

ХРОНИКА	8
---------	---

CONTENTS

Determining the Location and Rating of Capacitor Banks in Distribution Networks With Account Taken of Voltage Conditions — A. A. Gremyakov, V. A. Stroyev	1
On Locating Shunt Capacitor Banks in High Voltage Distribution Networks of Power Systems — V. G. Pekelis, A. E. Rosenberg	5
Application in Distribution Networks of Split Reactors Together With Current Limiting Apparatus — L. A. Kuchumov, N. I. Utegulov	8
On the Characteristics of the Electric Withstand Strength of EHV Line Insulation and a Method for Testing It — G. N. Alexandrov, I. F. Polovoy, U. A. Gerasimov	13
The Shape of Switching Surges Applied to the Insulation of EHV Apparatus and Lines — N. N. Belyakov, V. S. Rashkes, K. V. Khoetsian, M. B. Shleifman	20
On the Classification Group of Physical Phenomena Used in Developing Automatic Equipment with Set Parameters — A. S. Dadunashvili	24
Calculating the Absorption Characteristics of Multilayer Insulation and Ways of Employing Them for Monitoring the Moisture Content in Electric Machine Insulation — V. D. Ambrosovich, V. B. Beredjanski	28
Precision Angle Transducers Having Multilayer Printed Windings — L. N. Saphonov	34
How Shunt Impedances Influence the Performance of a High-Voltage Piezogenerator for Periodic Mechanical Loading Conditions — R. V. Merkulov, L. A. Shvedova	38
Optimum Selection of Thyristors on the Basis of Current With Account Taken of Commutation — I. A. Zborovskii, R. G. Goldin	41
Harmonic Analysis of the Characteristics of Turnable Core Transformers and Phase Switchers — V. I. Smolin, V. N. Teekhonov	45
Internal Heat Exchange in Horizontal Gas-Filled Current Conductors — U. I. Vishnevskii, U. A. Philippov	49

The Stability of an Electric Drive System With Thyristor Converter and Compound Wound Motor — A. P. Bogoslovskii, E. A. Finkel	54
--	----

REPORTS

An Approximate Method for Calculating the Non-Uniformity Factor of an Electric Field — E. S. Kolechitski	58
Determining the Magnetic Field Intensity at the Sheath Surface for Separate Screening of Current Conductor Phases — K. M. Chalyan, D. F. Rubalevskaya	59
The Impedance for Flow Between Two Metal Semi-Ellipsoids With Surface Layer — E. S. Kukharkin	61
A Simplified Method of Calculating Magnetic Systems With Rare-Earth Magnets and Thin Unsaturated Windings — P. A. Kurbatov	63
How Circulating Currents in Parallel Branches of the Stator Winding Influence Vibrations in Hydroelectric Generators — U. V. Petrov, V. A. Tsvetkov	65
The Electric Withstand Strength of the Clearance Between Contacts for Synchronous Tripping — A. A. Chunikhin, E. Anke, B. G. Stroganov	67
A Generator With Reciprocating Motion Whose Moving Parts Conduct — G. I. Valikenas, Z. K. Jankauskas, U. T. Shlegieris	71
Analysis of Currents in a Converter Having a Step-Shaped Output Voltage — V. R. Biriukov, O. I. Khasayev	72
Selecting the Parameters of Single-Phase Asymmetrical Current Thyristor Converters — A. S. Maznev	75
Calculating the Maximum and Mean-Volumetric Temperature of Windings in Electrical Apparatus — J. U. Wunder	77

BIBLIOGRAPHY

CHRONICLE	82
-----------	----

УДК 621.311.1:621.316.761.2:621.319.4

Определение мощности и размещения конденсаторных батарей в распределительных электрических сетях с учетом режима напряжений. Гремяков А. А., Строев В. А. — «Электричество», 1976, № 12.

Рассмотрены два способа решения задачи оптимальной компенсации реактивной мощности в электрических сетях с учетом режима напряжений и изложен алгоритм расчета, сочетающий преимущества каждого из рассмотренных способов. Проведен анализ результатов расчета для конкретных распределительных электрических сетей. Библ. 10.

УДК 621.311.1:621.316.761.2:621.319.4

О размещении шунтовых конденсаторных батарей в высоковольтных распределительных сетях энергосистем. Пекелис В. Г., Розенберг А. Е. — «Электричество», 1976, № 12.

Показаны возможности использования квадратичной целевой функции с ограничениями только на неотрицательность переменных для оптимизации размещения нерегулируемых конденсаторных батарей. Предложен метод определения эффекта, создаваемого отдельными батареями при произвольном количестве их в сети. Библ. 8.

УДК 621.311.1:621.316.761.2:621.316.935

Применение в распределительных электрических сетях сдвоенных реакторов в сочетании с токоограничивающими устройствами. Кучумов Л. А., Утегулов Н. И. — «Электричество», 1976, № 12.

Предлагаются схемы построения систем электроснабжения на напряжение 6—10 кВ, позволяющие при установке на подстанциях мощных понижающих трансформаторов использовать коммутационную аппаратуру на относительно низкие токи отключения и устранить влияние реактирования цепей питания на качество напряжения в нормальном режиме. Библ. 8.

УДК 621.315.1.002.5.027.8.014.2.015.38

О характеристиках электрической прочности изоляции ВЛ сверхвысокого напряжения и методике ее испытаний. Александров Г. Н., Половой И. Ф., Герасимов Ю. А. — «Электричество», 1976, № 12.

Вероятность появления импульсов коммутационных перенапряжений с длиной фронта менее 1000 мкс мала. Поэтому определяющими электрическую прочность изоляции линий и подстанций являются перенапряжения с длиной фронта 2000—3000 мкс. Соответствующая форма импульсов напряжения должна воспроизводиться при испытаниях. Показано, что расхождение экспериментальных данных об электрической прочности воздушных промежутков на опоре, полученных в СССР и за рубежом, определяется в основном различием конструкции опор. Библ. 18.

УДК [621.315.1+621.311.4.002.5].027.8.014.2.015.38

Форма коммутационных импульсов, действующих на изоляцию оборудования и линий сверхвысокого напряжения. Беляков Н. Н., Рашкес В. С., Хоециан К. В., Шлейфман М. Б. — «Электричество», 1976, № 12.

В результате расчета переходных процессов в электропередачах СВН и опытов в сетях определены формы коммутационных импульсов, действующих на изоляцию линий и подстанций. Показано, что при выборе изоляции линий в качестве расчетного должен быть принят коммутационный импульс с длиной фронта около 1000 мкс; изоляция подстанций должна выбираться по минимуму U-образной характеристики. Библ. 14.

УДК 621.317-52.001.33

О классификационной группе физических явлений, используемых для разработки устройств автоматики с фиксированными параметрами. Дадунашвили А. С. — «Электричество», 1976, № 12. Учитывая, что большим классом задач автоматического управления технологическими процессами является интенсификация процессов в строго фиксированных границах, предложено разрабатывать нерегулируемые, абсолютно надежные устройства автоматики с заданными фиксированными параметрами, основанные на аномальных явлениях в твердом теле. Для облегчения работ в этом направлении рекомендуется выделить специальную классификационную группу физических явлений — эффекты фиксированных параметров. Приводится описание нескольких оригинальных устройств автоматики, основанных на указанных физических явлениях. Библ. 23.

УДК 621.3.048.001.24

Расчет абсорбционных характеристик многослойной изоляции и возможность их использования для контроля увлажнения изоляции электрических машин. Амбросович В. Д., Бережанский В. Б. — «Электричество», 1976, № 12.

Рассматривается метод расчета абсорбционных характеристик многослойного плоского диэлектрика. Из системы уравнений Максвелла получены соотношения для случая включения многослойного диэлектрика на постоянное напряжение, для режима саморазряда изоляции и для установившегося режима при включении диэлектрика на переменное синусоидальное напряжение. Показано хорошее совпадение расчетных и экспериментальных результатов на примере компаундированной микалентной изоляции обмоток статоров гидрогенераторов СВФ 1600/175-64 в сухом состоянии и при последном ее увлажнении. Проанализирована возможность использования различных абсорбционных характеристик (коэффициентов абсорбции, времени саморазряда, зависимостей емкости и $\lg \delta$ от частоты) для контроля увлажнения изоляции электрических машин. Библ. 11.

УДК 62—187.4:621.3.049.75.001.24

Прецизионные датчики угла с многослойными печатными обмотками. Сафонов Л. Н. — «Электричество», 1976, № 12.

Использование многослойных обмоток позволяет существенно уменьшить погрешности от неточности выполнения обмоток по углу и неплоскостности токоведущих слоев. Рассмотрены варианты многослойных обмоток с полным интегральным эффектом и показано, что такие обмотки для датчиков приборного габарита могут быть в настоящее время реализованы лишь для режима фазовращателя с фильтром обратной последовательности, когда малая несимметрия двухфазных систем не сказывается на точности преобразования. Приведены также энергетические соотношения для многослойных обмоток. Библ. 5.

УДК 621.313.17:537.228.1:539.4.012.1

Влияние шунтирующих сопротивлений на работу высоковольтного пьезогенератора в режиме периодического механического нагружения. Меркулов Р. В., Шведова Л. А. — «Электричество», 1976, № 12.

Приводится теоретический анализ влияния шунтирующих сопротивлений на импульсы выходного напряжения пьезогенератора при двух видах механической деформации: периодической, содержащей гармоническую составляющую, и линейно нарастающей.

Результаты теоретического анализа подтверждаются экспериментальными данными. Библ. 2.

УДК 621.314.632.014.001.24

Оптимальный выбор тиристоров по току с учетом коммутации. Зборовский И. А., Гольдин Р. Г. — «Электричество», 1976, № 12.

Разработан метод определения температуры полупроводниковой структуры при трапецидальной форме тока. При выборе тиристоров по току предлагается исходить из двух граничных случаев, в одном из которых импульсный ток тиристора имеет прямоугольную форму, а тиристор максимальную температуру в момент окончания импульса тока, в другом форма тока трапецидальна, температура тиристора — средняя.

При учете коммутации вентилей уменьшаются эквивалентные токи вентильных преобразователей и увеличиваются номинальные токи тиристоров, что приводит к уменьшению числа параллельных ветвей. Для сравнения вентильных преобразователей и выбора оптимального варианта вводится расчетная мощность преобразователя. Библ. 5.

УДК [621.314.214.2+621.372.852.2].001.5

Метод гармонического анализа характеристик поворотных трансформаторов и фазовращателей. Смолин В. И., Тихонов В. Н. — «Электричество», 1976, № 12.

Метод анализа точности поворотных трансформаторов и индукционных фазовращателей основан на описании их характеристик линейризованным гармоническим рядом. Дается методика представления экспериментальных данных в аналогичной форме, что позволяет провести точное количественное соотношение результатов теоретического и экспериментального исследований.

Практическое применение метода иллюстрируется на примере анализа амплитудных характеристик четырехобмоточного поворотного трансформатора. Библ. 10.

УДК 621.315.211.4:536.24.001.24

Внутренний теплообмен в горизонтальных газонаполненных токопроводах. Вишневский Ю. И., Филиппов Ю. А. — «Электричество», 1976, № 12.

Приведены результаты исследований теплопередачи при свободной конвекции во внутренней полости коаксиальных газонаполненных токопроводов. Выведены теоретические основные зависимости, подтверждены результатами экспериментальных исследований. Рекомендуются формулы для практических расчетов. Библ. 7.

УДК 62—83:621.314.632.016.35

Устойчивость системы электропривода с тиристорным преобразователем и двигателем смешанного возбуждения. Богословский А. П., Финкель Е. А. — «Электричество», 1976, № 12.

Рассматривается возможность и целесообразность формирования статических характеристик с положительной жесткостью в электроприводах крановых механизмов подъема, управляемых по системе «тиристорный преобразователь — двигатель смешанного возбуждения». Использование таких характеристик обеспечивает естественное увеличение скорости спуска малых грузов в сравнении с номинальной, за счет чего повышается производительность механизма. Однако при положительной жесткости механической характеристики возникает проблема устойчивой работы привода, которая и анализируется в статье. Библ. 4.

УДК 621.315.14.014.1.001.24

Определение напряженности магнитного поля на поверхностях экранов пофазно экранированных токопроводов. Чальян К. М., Рубалевская Д. Ф. — «Электричество», 1976, № 12.

Разработана методика определения краевых условий напряженности магнитного поля на поверхностях экранов при аварийных режимах короткого замыкания, основанная на замене элементарной площади с током криволинейным ленточным проводником с постоянной плотностью тока.

Оценена погрешность разработанного метода путем сравнения с точным решением для неравномерного распределения плотности тока. Библ. 3.

УДК 316.993.001.24

Сопrotивление растекания между двумя металлическими полуэллипсоидами с поверхностным слоем. Кухаркин Е. С. — «Электричество», 1976, № 12.

По выражению для потенциала стационарного поля вне поверхностного слоя и приближенного граничного условия получена формула для сопrotивления в виде ряда с полиномами Лежандра в функции толщины тонкой плоской изолирующей прослойки и сопrotивления двойного слоя. Библ. 2.

УДК [621.318.2:546.65].001.24

Упрощенный метод расчета магнитных систем с редкоземельными магнитами и тонкой ненасыщенной арматурой. Курбатов П. А. — «Электричество», 1976, № 12.

Описан упрощенный метод расчета систем с редкоземельными магнитами и тонкой ненасыщенной арматурой из магнитомягкого материала, основанный на интегральных уравнениях Фредгольма I-го рода. Рекомендован экономичный вычислительный алгоритм, позволяющий получить устойчивое решение при минимальных затратах машинного времени.

Предложенный метод иллюстрирован на примере магнитной системы промышленного назначения. Библ. 5.

УДК 621.313.322-82.043.2.014.1

Влияние уравнительных токов параллельных ветвей обмотки статора на вибрацию гидрогенераторов. Петров Ю. В., Цветков В. А. — «Электричество», 1976, № 12.

Разработан метод расчета уравнительных токов параллельных ветвей обмотки статора, возникающих из-за искажения формы воздушного зазора. Уравнительные токи определяются из системы уравнений, описывающих электромагнитные процессы в статоре. Рассматриваются два варианта определения коэффициентов взаимной индукции: с применением обмоточной функции и непосредственным разложением кривой магнитного поля в гармонический ряд. Выполнена количественная оценка уравнительных токов и вызываемых ими сил магнитного притяжения низкой пространственной кратности. Расчетные оценки и результаты испытаний показали, что влияние уравнительных токов на вибрацию полюсной частоты незначительно. Библ. 5.

УДК 621.316.542:537.523:621.315.618.2

Электрическая прочность межконтактного промежутка при синхронном отключении. Чунихин А. А., Анке Э., Строганов Б. Г. — «Электричество», 1976, № 12.

Представлены результаты экспериментального исследования процесса восстановления электрической прочности (ВЭП) межконтактного промежутка синхронизированного выключателя. Рассматривается влияние времени с момента расхождения контактов до момента перехода тока через нуль на скорость ВЭП, а также вопросы, связанные с влиянием расположения электрической дуги относительно воздушного потока на ВЭП.

Приводятся результаты по исследованию влияния расстояния между контактами при прохождении тока через нуль на процесс ВЭП. Рассматривается влияние материала контактов на процесс ВЭП. Даются рекомендации о возможности контроля за закупоркой сопла по характеру изменения напряжения на дуге. Библ. 3.

УДК 621.313.17.001.24

Генератор с возвратно-поступательным движением и проводящей подвижной частью. Валуенас Г. И., Янкаускас З. К., Шлегерис Ю. Т. — «Электричество», 1976, № 12.

Теоретически исследуется генератор возвратно-поступательного движения с проводящей подвижной частью. Определена мощность генератора в зависимости от геометрических размеров подвижной части. Библ. 3.

УДК 621.314.014.001.24

Анализ токов преобразователя со ступенчатой формой выходного напряжения. Бирюков В. Р., Хасаев О. И. — «Электричество», 1976, № 12.

Используя метод приспособывания и соотношения для определения ступеней, соответствующих минимальному значению коэффициента гармоник выходного напряжения, определены расчетные формулы мгновенного, среднего и действующего значения тока нагрузки при любом числе интервалов на полупериоде. Приведены графики отношения среднего, действующего и максимального значения тока к амплитуде его 1-й гармоники, а также коэффициента гармоник и формы тока для различного количества интервалов на полупериоде в зависимости от коэффициента мощности нагрузки. Библ. 3.

УДК [621.314.6.025.1:621.355.16].001.24

Выбор параметров однофазных тиристорных преобразователей асимметричного тока. Мазнев А. С. — «Электричество», 1976, № 12.

Рассмотрены процессы в управляемых и неуправляемых полупроводниковых преобразователях для заряда аккумуляторных батарей от сети переменного напряжения током асимметричной формы. Выведены расчетные соотношения для определения параметров узла формирования разрядных импульсов в зависимости от их длительности и средних значений зарядных и разрядных токов. Библ. 4.

УДК [621.316.045:536.5].001.24

Расчет максимальной и среднеобъемной температуры обмоток электрических аппаратов. Вундер Я. Ю. — «Электричество», 1976, № 12.

Получено аналитическое выражение для определения максимальной и среднеобъемной температуры обмотки электрических аппаратов при заданных условиях теплоотдачи со всех ее поверхностей охлаждения. Предложена практическая методика расчета максимальной и среднеобъемной установившейся температуры при различных способах задания условий теплообмена с поверхностями обмотки. Библ. 4.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Афанасьев В. В., Бертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ипатов П. М., Костенко М. В., Костенко М. П., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Мамиконянц Л. Г. (главный редактор), Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нетушил А. В., Петров И. И. (зам. главного редактора), Рабинович С. И., Слежановский О. В., Савалов С. А., Тареев Б. М., Толстов Ю. Г., Федосеев А. И., Чиликин М. Г., Шаталов А. С.

Научные редакторы: Евсеев Б. Н. (зав. редакторским отделом), Кудинова Л. С.

Адреса редакции: 103012, Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

101000, Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648

Адрес для телеграмм: Москва, 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Н. Н. Левченко

Сдано в набор 15/X 1976 г.

Подписано к печати 30/XI 1976 г.

T-21842

Формат 60X90/8

Усл. печ. л. 12,0

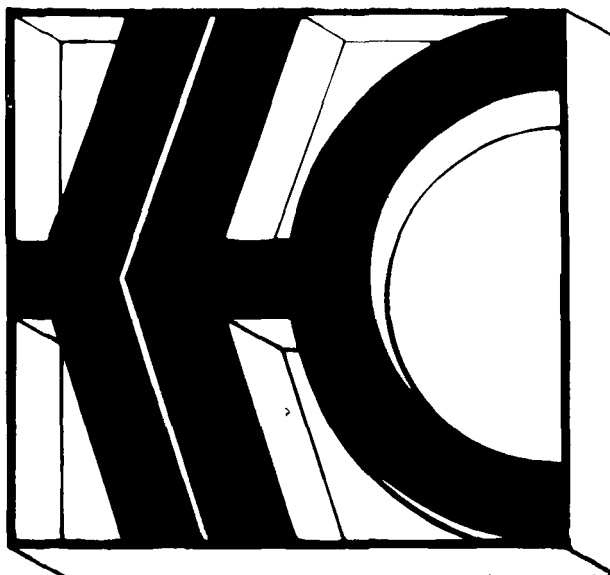
Уч.-изд. л. 14,58

Тираж 9216 экз.

Зак. 837

Цена 80 коп.

Издательство «Энергия», Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10
Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательства, полиграфии и книжной торговли, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.



СТУПЕНЧАТЫЕ РЕГУЛЯТОРЫ
МОДИФИКАЦИЯ РС-111-400А-220 кВ/220
ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЬ — 14 ПОЛОЖЕНИЙ
РС-111-10-245/245 400А ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЬ С 19 ПОЛОЖЕНИЯМИ
КОМПАКТНЫЙ
ПО ЛИЦЕНЗУ МАШИНЕНФАБРИК-РАЙНХАУЗЕН
ТИПА F-111-800А-220/220 кВ
ОДНОФАЗНОЕ ИСПОЛНЕНИЕ 800, 1200 и 1800 А
ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЬ С 16 СТУПЕНЯМИ
ТИПА Д-111-400А 45/110 кВ 14 СТУПЕНЕЙ ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЯ
ИСПОЛНЕНИЕ:
НОРМАЛЬНОЕ
ТРОПИЧЕСКОЕ
СУХОЕ
ВЛАЖНОЕ



Electroimpex

София, Болгария
ул. Джорджа Вашингтона, 17
телефон 88-49-91
телекс 022—575

Общество с ограниченной
ответственностью

Запросы на проспекты и каталоги следует направлять по адресу: 103074, Москва, пл. Ногина, 2/5. Отдел промышленных каталогов Государственной публичной научно-технической библиотеки СССР. Приобретение товаров у иностранных фирм осуществляется организациями и предприятиями в установленном порядке через министерства и ведомства, в ведении которых они находятся.

В/О «Внешторгреклама»