

УДК 621.316.925.45

Трехфазные реле сопротивления, реагирующие на порядок чередования фаз четырех электрических величин

А. М. ВАЛЕЕВ

Уфа

В дистанционных защитах линий электропередач широко применяется многофазное компенсационное реле сопротивления системы Бреслера, срабатывающее при всех видах двухфазных коротких замыканий, за исключением двухфазных замыканий на землю вблизи места установки защиты. Поскольку это реле не реагирует на трехфазные повреждения, предусматривается отдельный комплект реле, действующий при трехфазных коротких замыканиях [Л. 1].

Отсюда видно, что односистемные устройства, реагирующие на все виды междофазных коротких замыканий могли бы значительно упростить дистанционные защиты. С этой целью был предложен ряд реле сопротивления на основе сравнения трех электрических величин [Л. 2]. Однако упомянутые реле в некоторых случаях требуют органов направления энергии, а необходимость в нескольких фильтрах симметричных составляющих затрудняет их применение.

Ниже показано, что с помощью одного трехфазного реле сопротивления, основанного на принципе контроля порядка следования фаз четырех электрических величин, полученных из напряжений и токов защищаемой линии, можно осуществить простую защиту от всех видов двухфазных и трехфазных повреждений, в том числе и близких двухфазных замыканий на землю¹.

Предлагаемая защита отличается еще и тем, что ее характеристики при трехфазных коротких замыканиях могут при желании изменяться в широ-

ких пределах переключением лишь одного поляризующего напряжения.

Для односистемного реле используется три компенсированных напряжения

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_I &= \dot{U}_{AB} - (I_A - I_B) Z_Y, \\ \dot{U}_{II} &= \dot{U}_{BC} - (I_B - I_C) Z_Y, \\ \dot{U}_{III} &= \dot{U}_{CA} - (I_C - I_A) Z_Y; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

и одно поляризующее:

$$\dot{U}_{IV} = -\dot{U}_A, \quad (2)$$

где \dot{U}_{AB} , \dot{U}_{BC} , \dot{U}_{CA} — междофазные напряжения;

\dot{U}_A — напряжения фазы А;

I_A , I_B , I_C — фазные токи;

$Z_Y = ze^{j\varphi_Y}$ — уставка на реле по сопротивлению защищаемой зоны;

φ_Y — угол сопротивления линии.

Векторы напряжений по (1) и (2) в нормальном режиме образуют систему с порядком следования:

$$\dot{U}_I - \dot{U}_{II} - \dot{U}_{IV} - \dot{U}_{III}, \quad (3)$$

которую можно разбить на две самостоятельные группы с различными свойствами:

$$\dot{U}_I - \dot{U}_{II} - \dot{U}_{III}, \quad (4)$$

$$\dot{U}_I - \dot{U}_{II} - \dot{U}_{IV}. \quad (5)$$

¹ Авторское свидетельство № 204432 по заявке Следование векторов, соответствующих выражениям (4) и (5), назовем прямым.

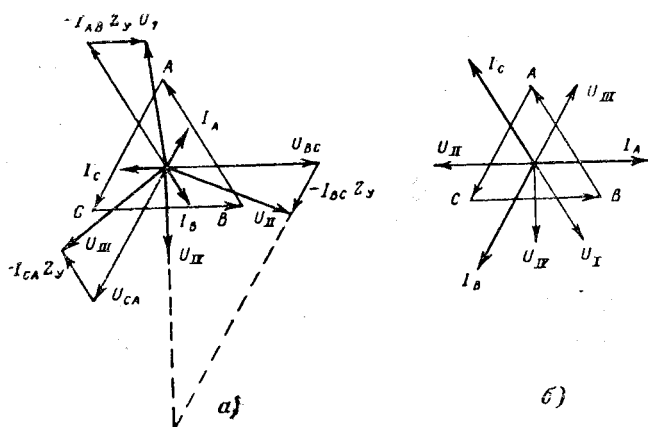


Рис. 1. Векторная диаграмма напряжений и токов.
а — в нормальном режиме; б — при трехфазном коротком замыкании в зоне на защищаемой линии.

Будем считать, что применен такой реагирующий орган, для которого чередование векторов по (4) или (5) означает несрабатывание. Изменение этого порядка на обратный:

$$\dot{U}_I - \dot{U}_{III} - \dot{U}_{II} \quad (6)$$

или

$$\dot{U}_I - \dot{U}_{IV} - \dot{U}_{II} \quad (7)$$

приводит к срабатыванию реагирующего органа.

Произведем анализ работы реле, реагирующего на порядок следования векторов напряжений по (1) и (2), в различных режимах.

Нормальный режим линии. Построим векторную диаграмму, соответствующую уравнениям (1) и (2) для произвольной нагрузки с токами, расположенными в I-м квадранте. Угол линии здесь и далее для упрощения принят 90° .

Как видно из рис. 1, а, чередование векторов соответствует условиям (4) и (5), при которых реле не работает.

При холостом ходе линии вектора по условию (1) совпадают с векторами соответствующих линейных напряжений с тем же порядком следования по условиям (4) и (5).

Для изменения порядка следования векторов от токов симметричной нагрузки вектора \dot{U}_I , \dot{U}_{II} , \dot{U}_{III} должны одновременно повернуться по часовой стрелке не менее чем на 90° , считая от их положения, соответствующего холостому ходу так, чтобы вектор \dot{U}_{II} совпал или перешел на направление вектора \dot{U}_{IV} .

Как видно из рис. 1, это будет иметь место, если величина компенсирующего напряжения

$$-(I_B - I_C) Z_Y$$

окажется достаточно большой (пунктир на рис. 1), чтобы ее проекция на направление вектора напряжения $-\dot{U}_{BC}$ стала равной или превышала длину этого вектора

$$|(I_B - I_C) Z_Y| \cos \alpha \geq |U_{BC}|, \quad (8)$$

где

$$\alpha = \{[(I_B - I_C) Z_Y], \dot{U}_{BC}\} = \varphi_{м.ч} - \varphi; \quad (9)$$

φ — угол сдвига — напряжениями и токами в линии;

$\varphi_{м.ч}$ — угол максимальной чувствительности реле, равный углу линии.

В частном случае, когда:

$$\varphi_{м.ч} = \varphi, \text{ то } \alpha = 0, \text{ и тогда из (8)}$$

$$|(I_B - I_C) Z_Y| = |\dot{U}_{BC}|. \quad (10)$$

Последнее равенство, как известно, может удовлетворяться только при металлических коротких замыканиях на границе защищаемой зоны (качения в данном случае не рассматриваются). Напряжение компенсации от токов нагрузки при $\alpha \neq 0$, а тем более проекция того же вектора при $\alpha \neq 0$ не могут быть равны или более линейного напряжения. Следовательно, токи нагрузки, векторы которых расположены в I-м квадранте, не могут изменять порядок чередования величин в (4) или (5).

От токов нагрузки, расположенных в IV или III квадрантах, векторы \dot{U}_I , \dot{U}_{II} , \dot{U}_{III} будут поворачиваться на рис. 1 против часовой стрелки. Но достижение вектором \dot{U}_{III} положения \dot{U}_{IV} не меняет порядка чередования по условиям (4) или (5). Для этого необходим разворот всех векторов не менее чем на 150° (относительно положения холостого хода) с тем, чтобы \dot{U}_I совпал с положением \dot{U}_{IV} .

Если токи нагрузки не могут привести, как указано выше, к развороту векторов на 90° , тем более они не могут сделать тоже самое на 150° . Следовательно, нагрузочные токи любого направления не могут изменить порядок чередования векторов в (4) или (5) и привести к ложной работе рассматриваемого реле сопротивления в нормальном режиме линии.

Трехфазные короткие замыкания за зоной аналогичны нормальному режиму и не приводят к изменению порядка чередования фаз.

При металлическом повреждении в зоне угол $\alpha = 0$ напряжения компенсации в выражении (1) больше остаточных линейных напряжений:

$$|I_{к.з}^{(3)} Z_Y| > |\dot{U}_{мин}|, \quad (11)$$

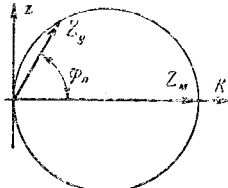
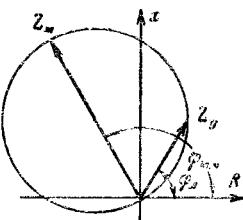
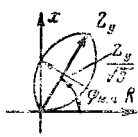
где $\dot{U}_{лин}$ — линейное напряжение.

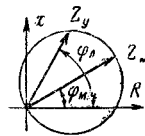
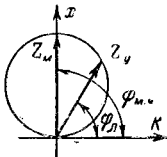
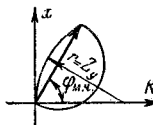
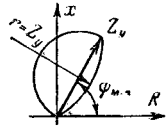
В этом случае компенсированные напряжения по (1) меняют свое направление относительно положения при холостом ходе на обратное, т. е. становятся противоположными линейным напряжениям, но порядок их следования не изменяется, оставаясь по (4) прямым (рис. 1, б). Однако те же векторы \dot{U}_I , \dot{U}_{II} , \dot{U}_{III} относительно поляризующего напряжения \dot{U}_{IV} займут другое положение и чередование в выражении (5) станет обратным:

$$\dot{U}_I - \dot{U}_{IV} - \dot{U}_{II},$$

что соответствует условию срабатывания по (7).

На границе зоны все компенсированные напряжения по (1) равны нулю и реле не дейст-

№ №	U_{II}	$Z_{\text{ср}} f(\varphi)$	Примечания
1	U_{B}		$Z_m = 2 Z_y$ $\varphi_m = \varphi_B + 60^\circ$
2	$-U_{\text{C}}$		$Z_m = 2 Z_y$ $\varphi_m = \varphi_C + 60^\circ$
3	U_{CA}		$Z_m = Z_y$ $\varphi_m = \varphi_C$

№ №	U_{II}	$Z_{\text{ср}} f(\varphi)$	Примечания
4	U_{BA}		$Z_m = 1,15 Z_y$ $\varphi_m = \varphi_B + 30^\circ$
5	U_{CB}		$Z_m = 1,15 Z_y$ $\varphi_m = \varphi_C + 30^\circ$
6	$-U_{\text{A}}$		$Z_m = Z_y$ $\varphi_m = \varphi_A$
7	U_{C}		$Z_m = Z_y$ $\varphi_m = \varphi_C$

возможность фиксации срабатывания или удлинения зоны.

Предположим, реле, у которого поляризующим напряжением является \dot{U}_{BA} (см. п. 4 таблицы), должно сработать с выдержкой времени. После того, как будет установлено, что повреждение находится в защищаемой зоне, у поляризующего напряжения разрывается цепь от фазы А, и тем самым характеристика переводится на показанную в п. 1 таблицы. Новая характеристика обеспечивает срабатывание при увеличении переходного сопротивления или сопротивления дуги с течением времени.

Тем же способом можно переключить защиту на замер с I на II зону, если удлинение получается достаточным.

Если в рассмотренном реле для компенсации линейных напряжений использовать токи отстающих фаз с обратным знаком вместо разности фазных токов, то можно показать, что замер при этом будет тоже пропорционален расстоянию до места короткого замыкания [Л. 3].

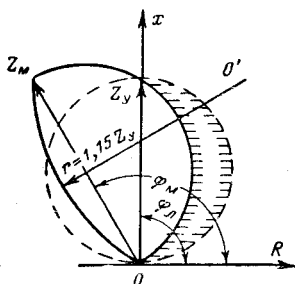


Рис. 4. Характеристика срабатывания упрощенного трехфазного реле сопротивления при трехфазных замыканиях.

Формулы (1) от этого изменят свой вид:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_I &= \dot{U}_{\text{AB}} + 2i_{\text{B}} Z_{\text{Y}}, \\ \dot{U}_{\text{II}} &= \dot{U}_{\text{BC}} + 2i_{\text{C}} Z_{\text{Y}}, \\ \dot{U}_{\text{III}} &= \dot{U}_{\text{CA}} + 2i_{\text{A}} Z_{\text{Y}}. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Токовые цепи от такой замены упростятся, особенно трансреакторы, у которых на одну обмотку становится меньше.

Характеристика срабатывания при трехфазных коротких замыканиях для упрощенного варианта показана на рис. 4.

Угол реле больше угла линии на 30° и линия максимальной чувствительности длиннее уставки:

$$Z_{\text{м.ч}} = 1,15 Z_{\text{Y}}, \quad (15)$$

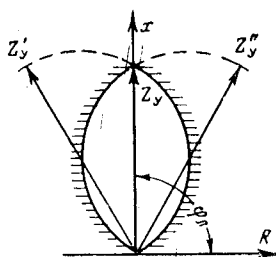
но за счет наклона на 30° обеспечивается постоянство заданной уставки срабатывания при угле сдвига токов, равных углу линии.

На характеристику упрощенного реле наложена кривая обычного однофазного направленного реле, в результате чего отстройка от сопротивления нагрузки, расположенной в первом квадранте, у реле, реагирующего на порядок чередования фаз, лучше на величину заштрихованной площади.

Принцип измерения в упрощенном устройстве может быть также использован для получения реле с характеристикой в виде двух пересекающихся окружностей. Для этого один комплект измерительных органов должен подключаться на линейные напряжения и токи отстающих фаз согласно (14), а другой комплект так, чтобы получить зеркальную характеристику относительно рис. 4.

Зеркальная характеристика получится при по-

Рис. 5. Характеристика срабатывания при применении двух комплектов тороидальных трансформаторов с сердечником с прямоугольной петлей гистерезиса.



даче на вход реле линейных напряжений с обратными знаками и токов опережающих фаз:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}'_I &= -\dot{U}_{CA} + 2i_C Z_Y, \\ \dot{U}'_{II} &= -\dot{U}_{BC} + 2i_B Z_Y, \\ \dot{U}'_{III} &= -\dot{U}_{AB} + 2i_A Z_Y, \\ \dot{U}'_{IV} &= -\dot{U}_A. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Причем чередование векторов будет соответствовать условиям (4) и (5), если считать против часовой стрелки, а срабатывание — условиям (6) и (7).

Результат сравнения по условиям (14) и (16) подается на выходной орган через схему совпадения И.

Если порядок чередования векторов по (14) и (16) одновременно соответствует условиям (6) или (7), то реле срабатывает.

Характеристика такого реле показана на рис. 5.

Недостатком упрощенных вариантов реле является зависимость срабатывания от соотношения токов прямой и обратной последовательностей при двухфазных повреждениях. Иными словами, при токах нагрузки, соизмеримых с током двухфазного короткого замыкания, замер реле будет искажаться. Это хорошо видно, если, например, для случая замыкания между фазами В и С выразить через симметричные составляющие отношение остаточного напряжения U_{BC} к двойному току отстающей фазы, взятой с обратным знаком:

$$\frac{\dot{U}_{BC}}{-2i_C} = \frac{Z_K (a^2 - a) (i_{A1} - i_{A2})}{2(-ai_{A1} - a^2 i_{A2})}, \quad (17)$$

где a — фазовый оператор.

При условии $i_{A1} = -i_{A2}$ отношение (17) равно Z_K , т. е. замер реле будет пропорционален расстоянию до места короткого замыкания.

Если

$$i_{A1} \neq i_{A2}, \text{ т. е. } Z_1 \neq Z_2,$$

то замер

$$\frac{\dot{U}_{BC}}{-2i_C} \neq Z_K.$$

Феррит-диодный реагирующий орган. В качестве одного из простейших вариантов трехфазного реле, основанного на принципе контроля чередования фаз четырех электрических величин, в статье приводится схема однополупериодного феррит-диодного реле, выполненного на двух миниатюрных трансформаторах с сердечником из ферритовых колец с прямоугольной петлей гистерезиса (рис. 6).

Применение миниатюрных ферритовых колец и отсутствие потерь энергии на преодоление трения и сопротивления противодействующей пружины в этом реле дают возможность сделать его потребление весьма малым. Если повреждение окажется в зоне, то на выходе реагирующего органа получается постоянный ток всегда одной и той же полярности. В нормальном режиме и при замыкании вне зоны выходное напряжение равно нулю.

Следует отметить, что применение элементов с прямоугольной петлей гистерезиса для сравнения двух электрических величин по фазе предлагалось еще в 1962 г. [Л. 4].

Рассматриваемый ниже феррит-диодный реагирующий орган, помимо прочего, отличается от упомянутого еще и тем, что является трехфазным устройством, не требующим источника тактовых импульсов.

Схема состоит из автотрансформаторов 1, 2, 3, подключенных к вторичным обмоткам шинного трансформатора на междупазные напряжения, автотрансформатора 4, включенного на напряжение фазы А с обратным знаком или на другое напряжение согласно таблицы и трансреакторов 5, 6, 7, включенных на фазные токи и выдающих напряжения компенсации (рис. 6, а).

Конденсатор 8 служит для создания контура «памяти» при близком трехполюсном замыкании.

Диоды 9, 10, 11, 12 производят однополупериодное выпрямление компенсированных напряжений. Конденсаторы 13, 14, 15, 16 служат для получения коротких импульсов тока в цепи обмоток ферритов. Сопротивления 17, 18, 19, 20 — разрядные для конденсаторов. Трансформаторы на ферритах 21, 22 образуют фазочувствительную схему, реагирующую на порядок чередования фаз.

Фазочувствительная схема работает следующим образом. Напряжение U_I через диод 10 и конденсатор 14 коротким импульсом тока записывает на обоих ферритах 0 (рис. 6, б). В нормальном режиме чередование фаз прямое $\dot{U}_I - \dot{U} - \dot{U}_{III}$. Выпрямленная положительная полуволна U_{II} поступает только на один феррит 21. Направление обмотки таково, что

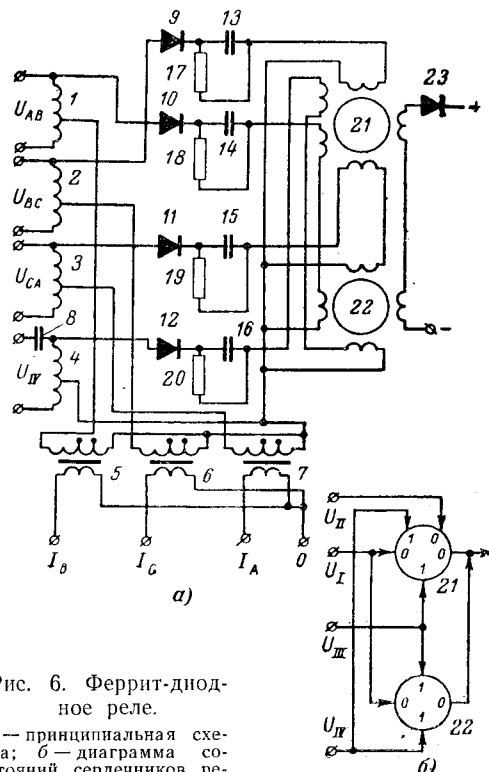


Рис. 6. Феррит-диодное реле.

а — принципиальная схема; б — диаграмма состояний сердечников реагирующего органа.

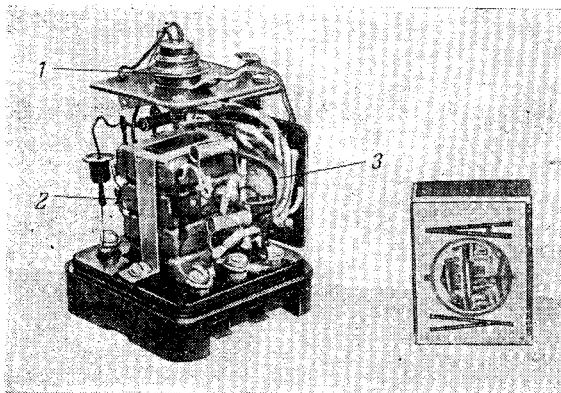


Рис. 7. Внутренний вид феррит-диодного реле.
1 — нуль-индикатор (управляемый диод); 2 — конденсатор;
3 — прозрачная пластина с гнездами для крепления тороидов.

U_{II} тоже записывает всегда 0. Поскольку на феррит уже был записан 0, то на выходе напряжения не будет.

Следующий импульс приходит от напряжения \dot{U}_{III} и на обоих кольцах записывает 1. Поскольку выходные обмотки включены встречно-последовательно, то результирующее напряжение опять равно нулю.

Итак, прямое чередование фаз на выходе всегда дает 0. При междофазных коротких замыканиях чередование фаз меняется и становится $\dot{U}_I - \dot{U}_{III} - \dot{U}_{II}$. Тогда \dot{U}_I опять записывает 0, а напряжение \dot{U}_{III} записывает 1. Напряжение \dot{U}_{II} приходит последним и на кольцо 21 записывает 0. Во время перемагничивания с 1 на 0 в выходной обмотке кольца 21 возникает напряжение в каждый период одной и той же полярности, приводящее к срабатыванию нуль-индикатора.

Для того чтобы во время следующего цикла, когда напряжение \dot{U}_I записывает на обоих торах 0, с кольца 22 на выходе не было напряжения обратной полярности, предусмотрен диод 23.

При трехфазных замыканиях U_I записывает 0, U_{IV} — единицу, если замыкание в зоне, а U_{II} перемагничивает с 1 на 0, индуцируя э. д. с. в выходной обмотке, как и при междофазных замыканиях (рис. 7).

Таким образом, схема из двух тороидов реагирует на чередование фаз системы из четырех электрических величин, полученных из напряжений и токов защищаемой линии.

Для уменьшения зависимости времени срабатывания реагирующего органа от момента, в который произошло короткое замыкание, схема выполняется двухполупериодной.

Выводы. 1. Реле сопротивления, основанное на предлагаемом принципе, не имеет мертвой зоны при двухфазных коротких замыканиях, в том числе и двухфазных замыканиях на землю вблизи шин подстанции, когда реле Бреслера не работает.

2. У рассматриваемых реле возможно получение различных характеристик, лучше отстроенных от нагрузки и качаний, чем у обычных направленных реле сопротивления.

3. Устройства, реагирующие на порядок чередования четырех электрических величин, целесообразно выполнять на основе использования магнитно-гистерезисных элементов с прямоугольной петлей гистерезиса.

Литература

1. Лосев С. Б., К вопросу о выполнении дистанционной защиты от всех видов многофазных повреждений линий, «Электричество», 1960, № 12.
2. Иванов В. И., Микуцкий Г. В., Сапир Е. Л., Фабрикант В. Л. и Федосеев А. М., Устройства релейной защиты на полупроводниковых приборах, «Электрические станции», 1960, № 7.
3. Семенов В. А., Включение направленного реле сопротивления на фазный ток и линейное напряжение, «Электрические станции», 1962, № 12.
4. Лебедев О. В., Импульсный способ сравнения двух электрических величин по фазе, Описание к авторскому свидетельству № 164053, «Бюллетень изобретений и товарных знаков», 1964, № 14.

[7.5.1967]



УДК 621.311.4

О коэффициенте использования мощности промышленных электроприемников

Проф. Б. А. КНЯЗЕВСКИЙ и инж. В. С. ЛИВШИЦ

Коэффициент использования активной мощности промышленных электроприемников (индивидуальный — k_n , групповой — K_n) и определяемая им средняя активная мощность — основные величины при расчете электрических нагрузок предприятий. Вместе с тем, некоторые важные вопросы, относящиеся, главным образом, к закону распределения K_n и определению параметров этого распределения из опыта, не нашли достаточного отражения в литературе. Этим вопросам и посвящена данная статья.

Распределение k_n и его вероятностная модель. Экспериментальные исследования нагрузок промышленных электроприемников показали, что каждая их категория характеризуется не одним определенным значением k_n , а целой гаммой его значений, реализующихся с определенными вероятностями (частотой). Так, для металлообрабатывающих станков крупносерийного производства

коэффициент использования колеблется в пределах $k_n = 0,02 \div 0,67$ [Л. 1], для электропечей сопротивления с периодической загрузкой изделий $k_n = 0,1 \div 0,95$ [Л. 2], для сантехнических вентиляторов $k_n = 0,25 \div 1,0$ *.

Несмотря на значительный разброс k_n , каждая категория электроприемников, как показывает опыт, имеет достаточно устойчивую среднюю величину $k_{n, \text{ср}}$ и дисперсию значений $k_n (\sigma_{k_n}^2)$, что позволяет рассматривать электроприемники данной категории как статистическую совокупность, обладающую внутренним единством и подчиненную определенным закономерностям. Ставя вопрос более широко, можно предполагать, что каждая категория электроприемников характеризуется достаточно стабильным (на данной ступени организа-

* По обследованиям института «Электропроект».

ции производства) законом распределения $k_{и}$, откуда, как следствие, вытекает стабильность $k_{и.ср}$ и $\sigma_{k_{и}}^2$.

При рассмотрении некоторых вопросов удобно использовать в рассуждениях вероятностную модель распределения $k_{и}$. Такой простейшей моделью может служить урна с достаточно большим количеством жетонов, на каждом из которых написано одно из численных значений $k_{и}$, причем распределение этих чисел соответствует закону распределения $k_{и}$. Тогда извлечение из урны жетона с некоторым значением $k_{и}$ будет моделировать измерение $k_{и}$, выбранного наудачу электроприемника. При реальном моделировании вместо урны с жетонами удобнее пользоваться таблицами случайных чисел [Л. 4].

Статистический аналог группового $K_{и}$. Пусть электроприемники некоторой категории имеют распределение $k_{и}$ с плотностью вероятности $f(k_{и})$ математическим ожиданием $k_{и.о}$ и дисперсией $\sigma_{k_{и}}^2$. Возьмем группу из n электроприемников равной мощности $p_{и}$ и, считая распределение значений $k_{и}$ между электроприемниками случайным [Л. 1], найдем путем моделирования $k_{и}$ каждого электроприемника. Групповой $K_{и}$ выражается через показатели электроприемников следующей формулой:

$$K_{и} = \frac{\sum_1^n k_{и} p_{и}}{\sum_1^n p_{и}}, \quad (1)$$

что в случае равных номинальных мощностей дает:

$$K_{и} = \frac{\sum_1^n k_{и}}{n} = \bar{k}_{и},$$

где $\bar{k}_{и}$ — среднее значение $k_{и}$ в случайной выборке объемом n членов.

Средний выборочный $\bar{k}_{и}$ также является случайной величиной и, повторяя «испытания» (чему в натуре может отвечать обследование различных групп электроприемников или изменение условий работы данной группы), можно получить ряд значений $\bar{k}_{и}$ и найти $M\bar{k}_{и}$, $D\bar{k}_{и}$, а при необходимости и закон распределения $\bar{k}_{и}$. Математическое ожидание и дисперсию $\bar{k}_{и}$, зная параметры $k_{и.о}$ и $\sigma_{k_{и}}^2$ можно найти теоретически

$$M\bar{k}_{и} = M \frac{\sum_1^n k_{и}}{n} = \frac{\sum_1^n M k_{и}}{n} = k_{и.о}, \quad (2a)$$

$$D\bar{k}_{и} = D \frac{\sum_1^n k_{и}}{n} = \frac{\sum_1^n D k_{и}}{n^2} = \frac{\sigma_{k_{и}}^2}{n}. \quad (2б)$$

В общем случае, когда в группу входят n электроприемников с разными номинальными мощностями $p_{и1}, p_{и2}, \dots, p_{ин}$ математическое ожидание и дисперсия группового $K_{и}$ будут равны:

$$MK_{и} = M \frac{\sum_1^n k_{и} p_{и}}{\sum_1^n p_{и}} = \frac{\sum_1^n p_{и} M k_{и}}{\sum_1^n p_{и}} = k_{и.о}, \quad (3a)$$

$$DK_{и} = D \frac{\sum_1^n k_{и} p_{и}}{\sum_1^n p_{и}} = \frac{\sum_1^n p_{и}^2 D k_{и}}{(\sum_1^n p_{и})^2} = \frac{\sigma_{k_{и}}^2}{n_о}, \quad (3б)$$

где $n_о = \frac{(\sum_1^n p_{и})^2}{\sum_1^n p_{и}^2}$ — эффективное (эквивалентное) число электроприемников группы.

Сопоставление выражений (3a) и (3б) с выражениями (2a) и (2б) показывает, что статистическим аналогом группового $K_{и}$, воспроизводящим главные характеристики распределения этого коэффициента может служить средний выборочный коэффициент $\bar{k}_{и}$ в случайной выборке объемом $n_о$ членов из генеральной совокупности $k_{и}$. Использование статистического аналога упрощает анализ вопросов, связанных с групповым $K_{и}$.

Закон распределения $K_{и}$. Основной практический интерес представляет вопрос о законе распределения $K_{и}$ группы электроприемников. Будем рассматривать групповой $K_{и}$ как выборочный средний $\bar{k}_{и}$ при объеме выборки $n_о$ членов. Из центральной предельной теоремы Ляпунова следует, что закон распределения средней выборочной с увеличением объема выборки (n) неограниченно приближается к нормальному независимо от закона распределения самой случайной величины. Практически закон распределения средней выборочной оказывается близким к нормальному при весьма небольших n . Так, для случайной величины x , распределенной равномерно, распределение средней выборочной \bar{x} несущественно отличается от нормального уже при $n=3$, а при $n=5$ интегральная функция распределения \bar{x} отклоняется от нормальной менее, чем на 0,01.

Распределение среднего выборочного $\bar{k}_{и}$ будет приближаться к нормальному не хуже, чем распределение \bar{x} . Поэтому с достаточной для практических целей точностью можно считать, что $K_{и}$ группы электроприемников при $n_о \geq 5$ подчиняется нормальному закону распределения с математическим ожиданием $k_{и.о}$ и дисперсией $\frac{\sigma_{k_{и}}^2}{n_о}$. Этот вывод имеет важное значение, поскольку ставит расчеты, связанные с групповым $K_{и}$, на строгую количественную основу.

Отметим, что при опытном обследовании нагрузок коэффициенты $K_{и}$ фидеров с разными $n_о$ не могут использоваться для построения эмпирического распределения $K_{и}$, так как вследствие различия дисперсий $\frac{\sigma_{k_{и}}^2}{n_о}$ эти $K_{и}$ несовместимы непосредственно. В этом случае для исследования рас-

пределения $K_{и}$ необходимо построить распределение случайной величины t , связанной с $K_{и}$ соотношением:

$$t = \frac{\sqrt{n_a}(K_{и} - k_{и.о})}{\sigma_{кн}} \quad (4)$$

и имеющей независимо от n_a $Mt=0$ и $Dt=1$.

Оценка параметров $k_{и.о}$ и $\sigma_{кн}^2$ по данным обследования. Остановимся вкратце на основных понятиях, относящихся к оценке параметров генеральной совокупности по характеристикам выборочных (частичных) совокупностей. Наилучшей (по Маркову) оценкой некоторого параметра x_0 генеральной совокупности является такая выборочная характеристика x , которая удовлетворяет условиям:

$$Mx = x_0, \quad (5a)$$

$$Dx = \min. \quad (5b)$$

Оценки, удовлетворяющие условию (5a) называются несмещенными (оценками без систематической ошибки), а удовлетворяющие условию (5b) — эффективными. При наличии N выборок, в каждой из которых найдена выборочная характеристика x_i ($i=1, 2, \dots, N$), являющаяся несмещенной оценкой x_0 , общая несмещенная оценка $x_{ср}$, обладающая минимальной дисперсией в классе линейных оценок, находится как средняя взвешенная выборочных характеристик x_i , причем весом служит величина, обратная дисперсии Dx_i , т. е.

$$x_{ср} = \frac{\sum_{i=1}^N \frac{x_i}{Dx_i}}{\sum_{i=1}^N \frac{1}{Dx_i}}. \quad (6a)$$

В этом случае равенство дисперсий Dx_i , $x_{ср}$ определяется как средняя арифметическая

$$x_{ср} = \frac{\sum_{i=1}^N x_i}{N}.$$

Рассмотрим задачу определения $k_{и.о}$ и $\sigma_{кн}^2$ по данным измерений $K_{и}$ на фидерах. Эту задачу, используя статистический аналог группового $K_{и}$, можно сформулировать следующим образом. Имеется N выборок из генеральной совокупности $k_{и}$ объемом n_a каждая ($i=1, 2, \dots, N$). Известны значения выборочных средних $K_{и.i}$ в каждой выборке. Требуется найти оценки для генеральной средней $k_{и.о}$ и дисперсии $\sigma_{кн}^2$.

Оценку генеральной средней найдем сразу по формуле (6a), что с учетом выражения (3б) дает:

$$k_{и.ср} = \frac{\sum_{i=1}^N K_{и.i} \frac{n_a}{\sigma_{кн}^2}}{\sum_{i=1}^N \frac{n_a}{\sigma_{кн}^2}} = \frac{\sum_{i=1}^N K_{и.i} n_a}{\sum_{i=1}^N n_a}. \quad (7)$$

Перейдем к оценке генеральной дисперсии $\sigma_{кн}^2$. Рассмотрим случайную величину

$$x = (K_{и} - k_{и.о})^2 n_a.$$

Математическое ожидание этой величины равно:

$$Mx = n_a DK_{и} = \sigma_{кн}^2,$$

следовательно, она может служить несмещенной оценкой $\sigma_{кн}^2$. Покажем, что Dx не зависит от объема выборки n_a и равна $2\sigma_{кн}^4$. Введем в рассмотрение случайную величину t по выражению (4). Закон распределения t будет нормальный, так как t — линейная функция нормально распределенной случайной величины $K_{и}$. Доказано [Л. 3], что если случайная величина t распределена нормально с математическим ожиданием $Mt=0$ и дисперсией $Dt=1$, то ее квадрат имеет распределение χ^2 с одной степенью свободы ($r=1$). Для χ^2 -распределения с r степенями свободы математическое ожидание равно r , а дисперсия $2r$ [Л. 3]. Следовательно, $Mt^2=1$, $Dt^2=2$. Выразив x через t : $x = t^2 \sigma_{кн}^2$, находим:

$$Mx = \sigma_{кн}^2 Mt^2 = \sigma_{кн}^2,$$

$$Dx = \sigma_{кн}^4 Dt^2 = 2\sigma_{кн}^4.$$

Таким образом, оценка генеральной дисперсии может быть найдена по формуле (6б). Необходимо учесть только, что в выражение для x входит неизвестное нам значение $k_{и.о}$, которое мы заменяем величиной $k_{и.ср}$. Выражение

$$x' = (K_{и} - k_{и.ср})^2 n_a,$$

взятое в качестве оценки $\sigma_{кн}^2$, имеет систематическую погрешность в сторону занижения величины $\sigma_{кн}^2$, т. е. $Mx' < \sigma_{кн}^2$. Можно доказать, что поправочный множитель, устраняющий указанную погрешность, равен $\frac{1}{1 - \frac{n_a}{\sum n_a}}$.

Окончательно оценка $\sigma_{кн}^2$ по имеющимся значениям $K_{и}$ фидеров выразится следующей формулой:

$$\sigma_{кн}^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (K_{и.i} - k_{и.ср})^2 \frac{n_a}{1 - \frac{n_a}{\sum n_a}}}{N}. \quad (8)$$

Формулы (7) и (8) дают возможность совместно обрабатывать результаты измерений $K_{и}$ на фидерах с разными n_a , в том числе и $n_a=1$, т. е. результаты измерений $k_{и}$ на отдельных электроприемниках. В случае, когда обследуются исключительно отдельные электроприемники ($n_a=1$, $N=n$), формулы (7) и (8) переходят в известные выражения

$$k_{и.ср} = \frac{\sum_{i=1}^n k_{иi}}{n},$$

$$s_{ки}^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (k_{иi} - k_{и.ср})^2}{n-1}.$$

Необходимый объем обследования. В литературе [Л. 1 и 2] подробно освещен вопрос о необходимой продолжительности измерений на фидере, питающем группу электроприемников данной категории, для определения $K_{и}$ этого фидера с достаточной точностью. При этом остается, однако, открытым другой, не менее важный вопрос: сколько фидеров или электроприемников должно быть обследовано, чтобы величина $k_{и.о}$ была определена с требуемой точностью и надежностью?

Величина $k_{и.ср}$ по (7) имеет нормальное распределение с математическим ожиданием $k_{и.о}$ и дисперсией

$$Dk_{и.ср} = D \frac{\sum_{i=1}^N K_{иi} n_{oi}}{\sum_{i=1}^N n_{oi}} = \frac{\sigma_{ки}^2}{\sum_{i=1}^N n_{oi}}.$$

Последнее выражение показывает, что точность оценки $k_{и.о}$ зависит от общего числа обследованных электроприемников, но не зависит от числа фидеров и распределения электроприемников по фидерам.

Обозначим через Δ допустимую ошибку в определении $k_{и.о}$ и через p вероятность, что $k_{и.ср}$ отклонится от $k_{и.о}$ не более, чем на $\pm\Delta$, т. е.

$$p = \text{Вер}(-\Delta \leq k_{и.ср} - k_{и.о} \leq +\Delta).$$

Для нормально распределенной случайной величины вероятность p может быть найдена с помощью интеграла вероятностей (функции Лапласа):

$$p = \Phi(z_p), \quad z_p = \frac{\Delta}{\sigma(k_{и.ср})} = \frac{\Delta \sqrt{\sum n_{oi}}}{\sigma_{ки}}.$$

Отсюда находим:

$$\sum n_{oi} = z_p^2 \frac{\sigma_{ки}^2}{\Delta^2}.$$

Формула (9) устанавливает суммарное количество электроприемников, которое должно быть обследовано (по отдельности или группами) для определения $k_{и.о}$ с точностью $\pm\Delta$ при надежности p . Значения z_p в зависимости от p приведены ниже.

p	z_p
0,7	1,04
0,8	1,28
0,9	1,65
0,95	1,96
0,99	2,58

Пример. Найдём значения $k_{и.ср}$ и $s_{ки}$ по данным измерения $K_{и}$ на фидерах механического цеха серийного производства одного из тракторных заводов [Л. 2]. Данные обследованных фидеров приведены в таблице.

Номер ШС или РП	n_{oi}	$K_{иi}$	Номер ШС или РП	n_{oi}	$K_{иi}$
ШС-3	10,8	0,078	ШС-8	12,6	0,124
РП-40А	37,6	0,094	РП-40	68,5	0,145
ШС-1	19,3	0,105	ШС-5	28,7	0,148
ШС-4	12,6	0,109	ШС-6	28,7	0,153
ШС-2	19,8	0,115	ШС-7	20,1	0,158

По формулам (7) и (8) находим:

$$k_{и.ср} = \frac{33,4}{259} \approx 0,13, \quad s_{ки}^2 = \frac{1770 \cdot 10^{-4}}{10} = 177 \cdot 10^{-4},$$

$$s_{ки} = \sqrt{177 \cdot 10^{-4}} \approx 0,13.$$

Примем $\sigma_{ки} = 0,13$ и найдём общее количество электроприемников, которое необходимо обследовать, чтобы определить $k_{и.о}$ с точностью $\pm 10\%$ ($\Delta = 0,013$) при надежности $p = 0,9$. По формуле (9) вычисляем:

$$\sum n_{oi} = 1,65^2 \frac{0,13^2}{0,013^2} = 272.$$

Поскольку фактическое число обследованных электроприемников ($\sum n_{oi} = 259$) близко к найденному, то с надежностью $p = 0,9$ $k_{и.о}$ заключен в интервале $k_{и.о} = k_{и.ср} \pm \Delta = 0,13 \pm 0,013$ (доверительный интервал).

Выводы. 1. Установленное опытными исследованиями рассеяние значений $k_{и}$ электроприемников одной категории требует вероятностного подхода к анализу вопросов, связанных с индивидуальными и групповыми $K_{и}$.

2. Статистическим аналогом группового коэффициента использования $K_{и}$ является выборочный средний $k_{и}$ в случайной выборке объемом n_{oi} членов из генеральной совокупности электроприемников данной категории.

3. $K_{и}$ группы электроприемников при $n_{oi} \geq 5$ можно считать подчиненным нормальному закону распределения с математическим ожиданием $k_{и.о}$ и дисперсией $\frac{\sigma_{ки}^2}{n_{oi}}$.

4. Параметры $k_{и.о}$ и $\sigma_{ки}^2$ могут быть оценены по формулам (7) и (8), дающим возможность обрабатывать совместно замеры $K_{и}$ на фидерах с различным n_{oi} и на отдельных электроприемниках.

5. При обследованиях электрических нагрузок необходимо иметь в виду, что точность определения $k_{и.о}$ зависит не только от продолжительности измерений, но и от общего количества обследованных электроприемников. Последнее в зависимости от требуемой точности и надежности оценки $k_{и.о}$ дается формулой (9).

Литература

1. Волобрийский С. Д., Каялов Г. М., Клейн П. Н., Мешель Б. С., «Электрические нагрузки промышленных предприятий», «Энергия», 1964.
2. Методические указания по обследованию электрических нагрузок промышленных предприятий, ЦЕНТОЭП, 1963.
3. Смирнов Н. В. и Дунин-Барковский И. В., Краткий курс математической статистики для технических приложений, Физматгиз, 1959.
4. Митропольский А. К., Техника статистических вычислений, Физматгиз, 1961.



Метод измерения электрических параметров витых многопроволочных проводов воздушных линий в диапазоне высоких частот

Канд. техн. наук И. Ф. КУЗНЕЦОВ, инж. В. Г. КАГАН и инж. К. Р. МАЛЯНА

Ленинград

При проектировании современных высокочастотных каналов связи, проходящих по сверхдальним линиям электропередачи, возникает необходимость в исследовании электрических параметров линии в широком диапазоне частот. До последнего времени при передаче высокочастотной энергии по воздушным линиям, при схемах подключения «фаза—земля» или «фаза—фаза» основное внимание обращалось на оценку потерь в земле, так как именно эти потери и определяли величину затухания.

При разработке уточненных методов расчета затухания высокочастотных каналов и особенно при рассмотрении новых схем подключения, где затухание в большей степени зависит от потерь в проводах, требуется весьма точное определение активного сопротивления сталеалюминиевых проводов. Из-за отсутствия точных методов расчета параметров таких проводов приходится обращаться главным образом к экспериментальному исследованию их сопротивлений.

Известные методы [Л. 1 и 2] опытного определения высокочастотных параметров, в частности активного сопротивления, сводятся либо к измерению коэффициента затухания на реальных длинных линиях, что неизбежно связано с учетом влияния земли и соседних проводов, либо к весьма трудоемкому измерению потерь высокочастотной энергии в коротких отрезках проводов тепловым способом, требующим для этой цели мощный высокочастотный источник питания регулируемой частоты и источник постоянного тока.

Авторы данной работы поставили перед собой задачу разработки экспериментальной методики, которая бы позволила в лабораторных или заводских условиях исследовать частотные характеристики активного сопротивления витых многопроволочных проводов в широком диапазоне частот. При этом учитывается, что метод измерения должен быть достаточно точным, простым, позволяющим

произвести измерения на отрезках испытуемых образцов длиной 3—5 м. Выбранная длина отрезка проводов позволяет пренебречь волновыми процессами в достаточно широком диапазоне частот.

В основу предложенной экспериментальной методики положен известный принцип определения активного сопротивления путем измерения активной составляющей напряжения на некотором прямолинейном коротком отрезке длины провода. Данный способ измерения достаточно просто и с высокой точностью осуществляется при исследовании весьма малых сопротивлений (порядка 10^{-4} — 10^{-6} ом/м) массивных проводов при промышленной частоте и частотах до 10 кгц, поскольку для измерений имеется возможность использовать специальные компенсационные измерительные устройства Р-56 и типа У-5015, выпускаемые промышленностью.

Однако эти измерительные устройства не дают возможности измерить параметры проводов, обладающих сопротивлением 10^{-3} — 10^{-4} ом/м на частотах выше 10 кгц. Это обусловило необходимость разработки новой методики исследования высокочастотных параметров сталеалюминиевых проводов в диапазоне частот от 10 до 1 Мгц.

В рассматриваемом ниже методе предлагается специальная схема (рис. 1), позволяющая использовать в качестве основного измерительного устройства ламповый вольтметр высокой чувствительности, рассчитанный для работы на частотах до 1 Мгц и выше, а в качестве источника питания исследуемого контура — генератор синусоидальных напряжений с регулируемой частотой, мощностью (0,5—5) вт, например ГЗ-7А (ГС-100).

Генератор переменной частоты 1 через согласующий трансформатор 2 питает контур, составленный из исследуемого провода 5 и трубчатого проводника 6, выполняющего роль обратного провода. Включенный в схему конденсатор переменной емкости 3 позволяет установить во вторичном контуре трансформатора 2 величину тока порядка нескольких ампер, измеряемого термоамперметром 4.

Для того чтобы показать возможность экспериментального исследования параметров многопроволочных проводов, в частности сталеалюминиевых, на данной установке и оценить получаемую при этом погрешность, сначала рассмотрим возможность измерения активного и внутреннего реактивного сопротивлений в проводе сплошного или трубчатого кругового сечения. Предположим, что в качестве испытуемого объекта 5 выбран прямолинейный провод кругового сечения, который расположен строго коаксиально в проводящей трубе 6. Коаксиальное расположение испытуемого проводника кругового сечения в трубе, выполняющей роль обратного провода, с одной стороны, дает

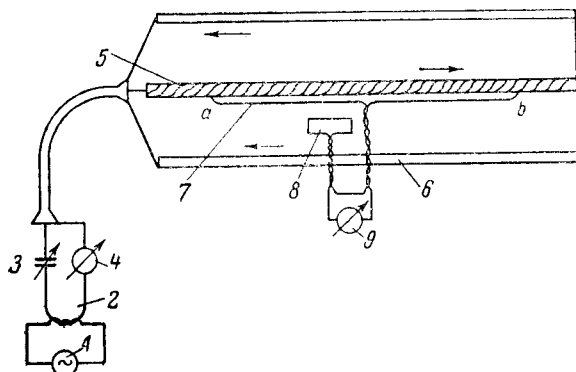


Рис. 1.

возможность экранирования как внешнего пространства от высокочастотного исследуемого поля, так и всей схемы от влияния внешних полей; с другой стороны, при коаксиальной системе в испытуемом проводе кругового сечения 5 будет иметь место распределение тока по всему сечению, как в уединенном проводе. При этом в данном частном случае внешний магнитный поток между двумя коаксиальными цилиндрами будет изменяться во времени в фазе с изменением тока [Л. 4].

Поэтому при определении активного сопротивления провода кругового сечения путем измерения по величине и фазе падения напряжения можно расположить измерительный контур 7 вплотную к поверхности провода 5 между точками присоединения a и b , а затем бифилярно подвести к измерительному устройству 3.

Величина комплексного сопротивления провода определится следующим образом:

$$Z = r + jx_{\text{внутр}} = \operatorname{Re} \frac{\dot{U}}{I} + j \operatorname{Im} \frac{\dot{U}}{I} = \frac{1}{I} (\operatorname{Re} \dot{U} + j \operatorname{Im} \dot{U}), \quad (1)$$

при условии, что вектор тока направлен по вещественной оси.

Если реактивную составляющую $\operatorname{Im} \dot{U}$ напряжения на испытуемом образце скомпенсировать э. д. с., наведенной в специальном дополнительном контуре 8, находящемся в переменном магнитном поле коаксиальной системы, то минимальное показание вольтметра будет определять только активную составляющую напряжения, по которой нетрудно вычислить и активное сопротивление провода. Контур 8 представляет собой подвижную рамку из нескольких витков. Рамка устанавливается в магнитном поле, изменяющемся во времени в фазе с полным током, таким образом, чтобы потокосцепление можно было изменять от нуля до максимального значения. При положении рамки 8 в плоскости, перпендикулярной продольной оси провода с током 5 сцепляющийся магнитный поток равен нулю; при положении рамки в плоскости, совпадающей с продольной осью провода с током, сцепляющийся магнитный поток достигает своего максимального значения.

Из рис. 1 нетрудно усмотреть, что если в рамке 8 наведенная э. д. с. будет равна нулю, то измерительный прибор покажет величину «полного» напряжения $|\dot{U}|$ в проводе 5, но без учета внешнего магнитного потока. Из отношения $\frac{|\dot{U}|}{I}$ определится величина сопротивления

$$Z = \sqrt{r^2 + x_{\text{внутр}}^2} = \frac{|\dot{U}|}{I}.$$

Таким образом, рассматриваемая схема в принципе позволяет определить активное и внутреннее реактивное сопротивление провода кругового сечения при любой частоте, когда поле можно считать квазистационарным.

Выбор в качестве испытуемого образца провода кругового сечения дает возможность оценить погрешность измерений всей установки в целом, так

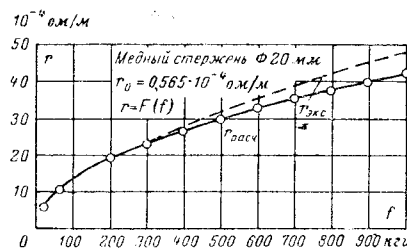


Рис. 2.

как активное и внутреннее реактивное сопротивление провода кругового сечения рассчитываются по известным формулам. В частности, при резко выраженном поверхностном эффекте параметры определяются по формуле:

$$Z = r + jx_{\text{внутр}} = (1 + j) \frac{l}{u} \sqrt{\frac{\omega \mu}{2\gamma}}, \quad (2)$$

где u — периметр сечения.

На рис. 2 для сравнения приведены результаты измерения и расчета активного сопротивления медного стержня диаметром 20 мм на частотах от 20 кГц до 1 МГц. Как видно из сравнения расчетной $r_{\text{расч}} = F(f)$ и экспериментальной $r_{\text{эксп}} = F(f)$ кривых, погрешность в диапазоне частот от 20 до 400 кГц не превышает 4%, а в диапазоне до 1 МГц не превышает 7—13%. При измерениях использовался ламповый вольтметр ВЗ-7 (до 200 кГц) и ВЗ-4 (до 1 МГц).

Величина измеряемого сигнала составляла от 5 до 20 мВ в зависимости от частоты при длине измеряемого участка провода 2 м и величине тока в системе 2—4 а.

Рассмотренная выше методика измерения активного сопротивления провода кругового сечения в диапазоне частот от 20 кГц до 1 МГц дает вполне удовлетворительный для практики результат. Поэтому она может быть использована для исследования параметров и многопроволочных проводов, имеющих общее сечение по форме, близкое к круговому.

Многопроволочные сталеалюминиевые провода с повивами в отличие от проводов сплошного кругового сечения имеют более сложное распределение плотности тока и магнитного потока в теле провода. В многопроволочных проводах с повивами, когда токи протекают по винтовым линиям, появляется продольная составляющая внутреннего магнитного потока, которая при измерениях также должна быть учтена.

В этой связи, естественно, возникает необходимость в дополнительном обосновании выбора и расположения измерительного контура 7 относительно испытуемого образца с током, с тем чтобы обеспечить результат измерения активного сопротивления с максимальной точностью. Такое обоснование выбора и расположения измерительного контура для определения активного сопротивления многопроволочных проводов с повивами приведено в [Л. 4], в которой показано, что внешнее магнитное поле вокруг многопроволочных проводов с повивами практически изменяется в фазе с током, следовательно, в измерительном контуре это поле

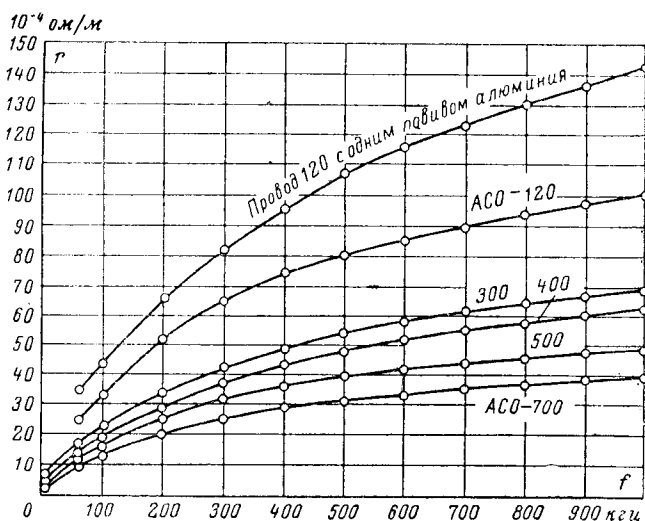


Рис. 3.

не наводит активной составляющей э. д. с. Влияние продольного магнитного потока в теле провода с повилами обязательно будет учтено, если точки присоединения *a* и *b* измерительного контура 7 к сталеалюминиевому проводу будут расположены строго по прямой, параллельной оси провода.

Специально проведенные опыты показали, что расположение измерительного контура относительно многопроволочного провода может быть выбрано тем же самым, что и для провода сплошного кругового сечения.

По изложенной выше методике измерения параметров были исследованы частотные характеристики активного сопротивления ряда сталеалюминиевых проводов (трехповивных АСО-700, АСО-500, АСО-400, АСО-300, двухповивного АС-120 и одноповивного провода сечением алюминия 120 мм²).

Результаты измерений активного сопротивления в зависимости от частоты приведены на рис. 3,

<i>f</i> , кГц	АСО-700	АСО-500	АСО-400	АСО-300	Провод 120 с одним повивом	АС-120 с двумя повивами
60	24,8	20,9	20,2	17,9	15,3	10,5
80	28,9	25,0	23,1	19,9	17,5	12,6
100	32,9	28,7	26,5	22,7	19,3	14,4
120	36,7	32,4	30,4	25,4	21,6	15,7
140	40,2	35,9	32,8	28,0	23,9	17,2
160	43,5	39,0	35,4	30,5	25,8	18,9
180	47,0	42,0	38,1	32,6	27,6	20,8
200	50,3	43,4	40,5	35,0	29,4	21,8
300	61,8	55,6	51,6	43,0	35,7	26,9
400	73,4	61,9	61,6	51,0	41,7	31,0
500	79,8	68,0	68,1	57,4	47,0	33,0
600	81,9	73,1	72,2	61,0	50,8	35,8
700	88,2	75,8	77,9	65,0	54,0	38,0
800	93,0	80,0	82,1	67,0	57,7	40,0
900	98,0	82,0	85,0	68,5	60,0	41,1
1 000	100	85,3	90,0	72,1	62,5	42,5

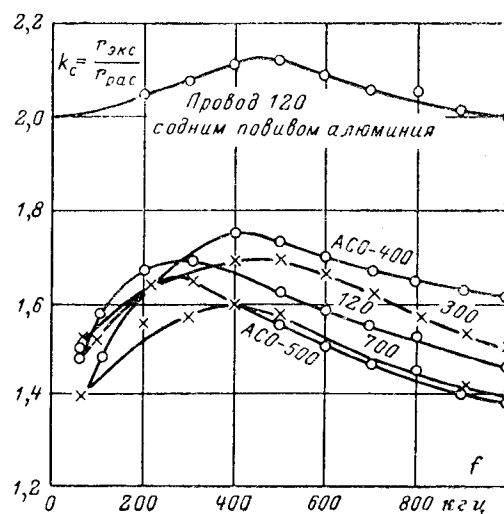


Рис. 4.

а в таблице — отношение активного сопротивления к сопротивлению на постоянном токе $\left(\frac{r}{r_0}\right)$.

До последнего времени при расчете активного сопротивления витых проводов применялась формула (2) с поправочным коэффициентом скрутки $k_c = 1,2 \div 2,0$, полученным на основе измерений калориметрическим методом активных потерь в нескольких типах медных и сталеалюминиевых проводов [Л. 2 и 5].

При использовании изложенной выше методики и устройства получены уточненные величины коэффициентов скрутки на частотах от 60 до 1 000 кГц для ряда типов проводов (рис. 4).

Из этого рисунка видно, что k_c зависит как от частоты, так и от типа провода. Очевидно объяснение этого обстоятельства следует искать в конструктивных особенностях каждого из проводов. К таким конструктивным особенностям относятся число и шаг повивов, диаметры и число отдельных составляющих алюминиевых и стальных проволок, соотношение сечений алюминия и стали и общий диаметр провода.

Литература

- Ицхакин В. И., Измерение затухания мощных высокочастотных кабелей в рабочем режиме, Труды НИИКП, 1957, вып. 11.
- Морозов Ю. А. и Владимирова Г. И., Определение активного сопротивления многопроволочных скрученных проводов на высоких частотах, «Электротехника», 1963, № 12.
- Нейман Л. Р., Зайцев И. А. и Кузнецов И. Ф., О методе точного измерения активного сопротивления проводов сложной формы сечения, «Электричество», 1962, № 9.
- Кузнецов И. Ф., Измерение электрических параметров стальных многопроволочных проводов больших сечений, Известия вузов, Энергетика, 1963, № 9.
- Костенко М. В., Сидельников В. В. и Орлов В. Н., Параметры каналов высокочастотной связи по воздушным и кабельным линиям электропередачи, Сборник работ по электромеханике АН СССР, вып. V, 1961.

[15.5.1967]



Расчет параметров волновых каналов трехпроводных линий электропередачи с горизонтальным расположением проводов на ЭЦВМ

Канд. техн. наук Л. С. ПЕРЕЛЬМАН

Ленинград

Параметры волновых каналов линий электропередачи вычисляются для определения затуханий высокочастотных каналов связи по линиям, затуханий и искажений волн, распространяющихся по линиям, а также для расчета уровней радиопомех и высокочастотных помех каналам связи от короны. Для линий высших классов напряжения 330–750 кВ, имеющих большую длину и большое расстояние между фазами, знание параметров волновых каналов особенно необходимо. Это объясняется тем, что они в основном определяют схемы высокочастотных каналов связи на этих линиях и мощности передатчиков, а также уровни помех. В статье приводятся результаты расчета параметров волновых каналов ЛЭП 500 и 750 кВ на ЭЦВМ.

Программа расчета. Вычисления выполнялись по программе, составленной для трехпроводной линии с горизонтальным расположением проводов без учета заземленных тросов в соответствии с решением, полученным в [Л. 1 и 2]. Вычислялись постоянные распространения, соотношения токов в проводах и волновые сопротивления для всех трех волновых каналов линии. Программа для вычисления интегралов Карсона, учитывающих влияние потерь в земле, была составлена в соответствии с [Л. 3] и являлась составной частью общей программы расчета, причем при параметре Карсона $r \leq 8$ интеграл Карсона вычислялся с помощью рядов, а при $r > 8$ — по асимптотической формуле [Л. 3]. Влияние свивки повивов проводов учитывалось коэффициентом 1,5 при вычислении внутреннего погонного сопротивления провода [Л. 4].

Программа была составлена таким образом, что позволила получить зависимости параметров волновых каналов от частоты f (в диапазоне 20–1 000 кГц), от удельного сопротивления земли ρ_3 (в диапазоне 10–1 000 Ом·м), от высоты проводов над землей h и от расстояния между фазами d_{12} . В результате расчета получены относительные значения коэффициентов затухания и фазы $\left(\frac{\alpha(s)}{k_0}\right)$ и $\frac{\beta(s)}{k_0}$, $s = 1, 2, 3$, действительные и мнимые части отношения токов $\lambda_{21(s)}$ ($s = 2, 3$) и действительные части волновых сопротивлений проводов для всех волновых каналов. Фазовую скорость волны можно вычислить, если известно относительное значение коэффициента фазы, по формуле $v_{(s)} = c \frac{k_0}{\beta(s)}$, где c — скорость света в воздухе. Расчет на ЭЦВМ выполнялся в режиме с фиксированной запятой, время вычисления одной расчетной точки составляло примерно 15 сек.

Зависимости параметров волновых каналов от высоты проводов над землей и расстояния между

фазами. На рис. 1 приведены зависимости относительных значений коэффициентов затухания и фазы и действительных частей отношений токов $\frac{I_2(s)}{I_1(s)}$ от высоты проводов над землей для всех волновых каналов ЛЭП 500 кВ. Аналогичные кривые можно построить и для ЛЭП 750 кВ. Из кривых следует, что коэффициенты затухания и значения $\beta(s) - k_0$ междупазовых волновых каналов очень сильно зависят от высоты проводов, что можно объяснить большим влиянием потерь в земле на эти параметры. Поэтому важно правильно определить эквивалентную высоту проводов в пролете линии для вычисления постоянных распространения междупазовых волновых каналов. Обычно эквивалентная высота провода линии электропередачи определяется по формуле:

$$h_{\text{экв}} = h_{\text{min}} + k f_{\text{пр}}, \quad (1)$$

где h_{min} — минимальная высота провода над землей;

$f_{\text{пр}}$ — стрела провеса.

Коэффициент k большинство авторов принимает равным 1/3. При $k = 1/3$ выражение (1) определяет среднюю по длине высоту провода $h_{\text{ср}}$, если его провисание задано параболой, что вполне допустимо для пролетов реальных линий электропередачи. Но параметры волновых каналов линии являются сложной функцией высоты проводов, поэтому определение их для линий с большой стрелой провеса по средней высоте провода может привести к существенным погрешностям.

Теоретическое рассмотрение распространения волн по линии с провисающими проводами, выполненное автором для простейших волновых каналов, у которых соотношение токов в проводах не изменяется с их высотой, показали, что в широком диапазоне частот средняя постоянная распространения достаточно точно вычисляется по формуле

$$\gamma_{\text{ср}} = \frac{1}{L} \int_0^L \gamma(x) dx, \quad (2)$$

где L — длина пролета;

$\gamma(x)$ — постоянная распространения линии с проводами, параллельными плоскости земли, на высоте, равной высоте проводов в пролете линии в точке x .

Эта формула не работает лишь в узких областях вблизи резонансных частот, где длина пролета примерно кратна длине полуволны.

Обработка кривых на рис. 1 и аналогичных кривых для ЛЭП 750 кВ показала, что $\gamma_{\text{ср}}$ соответствует не средней высоте провода в пролете, а некоторой $h_{\text{экв}}$, которая меньше средней и может

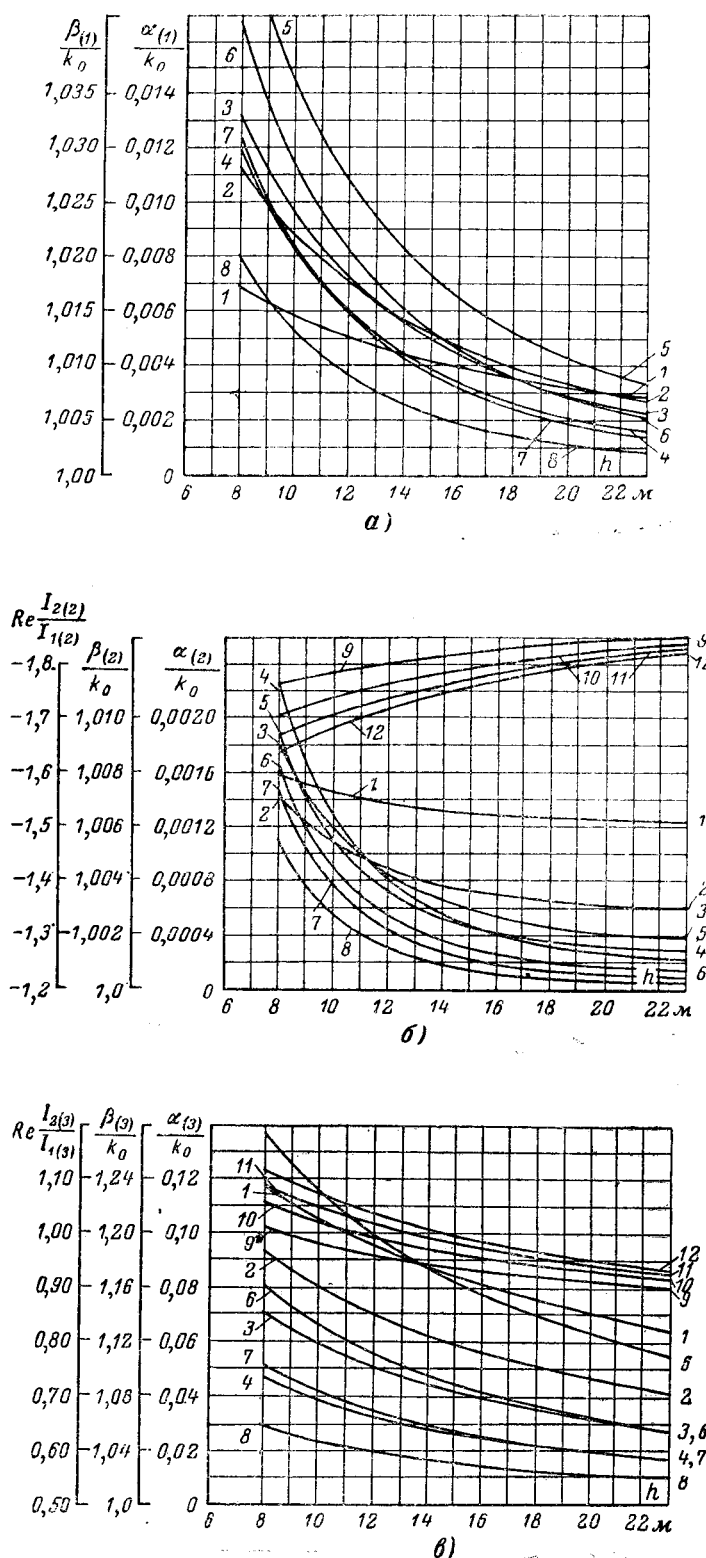


Рис. 1. Параметры волновых каналов ЛЭП 500 кВ с проводами 3×АСО-500/400 в зависимости от их высоты над землей, $d_{12} = 10,5$ м, $\rho_3 = 100$ ом·м.

1—4 — $\frac{\alpha(s)}{k_0}$; 5—8 — $\frac{\beta(s)}{k_0}$; 9—12 — $\text{Re} \frac{I_2(s)}{I_1(s)}$; 1, 5 и 9 — 20 кГц; 2,

6 и 10 — 100 кГц; 3, 7 и 11 — 300 кГц; 4, 8 и 12 — 1 МГц.

а — волновой канал «фаза—фаза крайние»; б — волновой канал «фаза средняя—две фазы крайние»; в — волновой канал «все фазы — земля».

Примечание. На рис. 1, б на левой вертикальной оси вместо цифр от —1,2 до —1,8 должны быть цифры от —1,3 до —1,9.

быть определена по формуле (1) при $k < 1/3$. В таблице приведены значения коэффициентов k , определяющих $h_{\text{экв}}$ в пролетах ЛЭП 500 и 750 кВ, для которых было принято $h_{\text{min}} = 9$ м, $f_{\text{пр}} = 14$ м и $L = 400$ м (ЛЭП 500 кВ), $L = 430$ м (ЛЭП 750 кВ). Определение коэффициентов k выполнялось следующим образом: с помощью кривых и формулы (2) вычислялся средний коэффициент затухания $\alpha_{\text{ср}}$ (интегрирование проводилось численно по формуле Симпсона, причем длина пролета разбивалась на 20 частей), далее по кривым определялось соответствующее этому коэффициенту $\alpha_{\text{ср}}$ значение $h_{\text{экв}}$, а затем из формулы (1) вычислялся коэффициент k . В таблице приведены также разности коэффициентов затухания $\Delta\alpha$ при $h_{\text{экв}}$ и при $h_{\text{ср}} = 13,67$ м, отнесенные к коэффициенту затухания при $h_{\text{ср}}$. Из таблицы следует, что использование

Значения коэффициентов k , определяющих $h_{\text{экв}}$ в пролетах ЛЭП 500 и 750 кВ, и относительной разности коэффициентов затухания $\Delta\alpha$

Волновой канал	Фаза — фаза крайние		Фаза средняя — две фазы крайние		Все фазы — земля	
	k	$\Delta\alpha, \%$	k	$\Delta\alpha, \%$	k	$\Delta\alpha, \%$
Частота, кГц						
ЛЭП 500 кВ	20	0,268	5,5	0,218	3	0,286
	100	0,256	12	0,218	12	0,274
	300	0,244	17,5	0,208	27,5	0,266
	1000	0,236	22,5	0,197	45	0,261
ЛЭП 750 кВ	20	0,274	6	0,242	8	0,289
	100	0,260	10,5	0,232	22	0,282
	300	0,255	14	0,221	32,5	0,278
	1000	0,250	16	0,214	42,5	0,271

$h_{\text{ср}}$ вместо $h_{\text{экв}}$ при определении коэффициентов затухания междофазовых волновых каналов приводит к существенным погрешностям в области частот более 100 кГц. Следует отметить, что для волнового канала «фаза средняя — две фазы крайние», имеющего минимальное затухание и заметную зависимость соотношения токов в проводах от их высоты, допустимость использования формулы (2) не доказана; не исключено, что коэффициенты k и $h_{\text{экв}}$ для этого волнового канала окажутся несколько меньше.

Из кривых рис. 1 и аналогичных кривых для ЛЭП 750 кВ следует, что $\text{Re} \frac{I_2(s)}{I_1(s)}$ ($s=2, 3$) изменяется при изменении высоты проводов от 8 до 23 м в области частот 20÷1000 кГц примерно на 0,1÷0,2 соответственно. Мнимая часть соотношений этих токов для обоих волновых каналов положительна, но она невелика (кривые здесь не приводятся); она изменяется в указанной области частот при изменении h от 8 до 23 м соответственно от 0,05÷0,02 до 0,02÷0,01.

Зависимости волновых сопротивлений от высоты проводов здесь не приводятся. При необходимости волновые сопротивления легко вычислить, используя указанные кривые по формуле, приведенной в [Л. 2].

На рис. 2 приведены зависимости параметров волновых каналов ЛЭП 500 кВ от расстояния между фазами d_{12} . Из кривых следует, что величины $\alpha_{(s)}$ и $\beta_{(s)} - k_0$ ($s=1, 2$) быстро увеличиваются с увеличением d_{12} из-за сильного влияния потерь в земле. Однако при $d_{12} \leq 8$ м изменение этих величин для второго волнового канала невелико, что свидетельствует о незначительном влиянии потерь в земле на постоянную распространения второго канала в этой области.

Зависимости параметров волновых каналов от частоты и удельного сопротивления земли. На рис. 3 приведены зависимости $\frac{\alpha_{(s)}}{k_0}$, $\frac{\beta_{(s)}}{k_0}$ и $\operatorname{Re} \frac{I_{2(s)}}{I_{1(s)}}$ ($s=$

$=1, 2, 3$) ЛЭП 500 кВ от частоты в области $20 \div 1000$ кГц для удельных сопротивлений земли от 10 до 1000 Ом·м. Все зависимости построены для ЛЭП 500 кВ при $h_{\text{экр}} = 12$ м. Аналогичные зависимости построены для ЛЭП 750 кВ при $h_{\text{экр}} = 14$ м (в статье не приведены). Для определения параметров волновых каналов при несколько иной высоте проводов можно воспользоваться зависимостями на рис. 1, получая из них поправки на изменение высоты. При отличии ρ_3 от 100 Ом·м указанные поправки из кривых рис. 1 следует брать для такой частоты f_1 , при которой отношение $\frac{f_1}{100}$

равно отношению $\frac{f}{\rho_3}$ в интересующей нас точке.

Таким образом, зависимости рис. 3 совместно с рис. 1 позволяют определить параметры волновых каналов ЛЭП 500 кВ в широком диапазоне f и ρ_3 практически при всех реальных стрелах провеса проводов. По аналогичным зависимостям можно определить параметры волновых каналов ЛЭП 750 кВ.

Зависимость от частоты коэффициента затухания α междуфазовых волновых каналов очень сложная, в заданной области частот она в значительной степени определяется ρ_3 , высотой проводов над землей и расстоянием между фазами. Если принять, что α зависит от частоты как f^n , то при малых частотах, когда α в основном определяется сопротивлением проводов, n близко к 1/2. С ростом частоты из-за влияния сопротивления земли n увеличивается, становится равным 1 (минимумы $\frac{\alpha_{(2)}}{k_0}$

на рис. 3, б), а затем и больше 1; далее величина n проходит через максимум и уменьшается до значения меньшего 1 (максимумы на рис. 3, а и б при $n=1$). Каждая из приведенных на рис. 3, а и б зависимостей α от частоты иллюстрирует лишь часть указанной выше полной зависимости α в более широком диапазоне частот. Для волнового канала «все фазы—земля» α зависит от частоты в степени меньшей 1 (рис. 3, в).

Из рис. 3, а и б следует, что зависимость коэф-

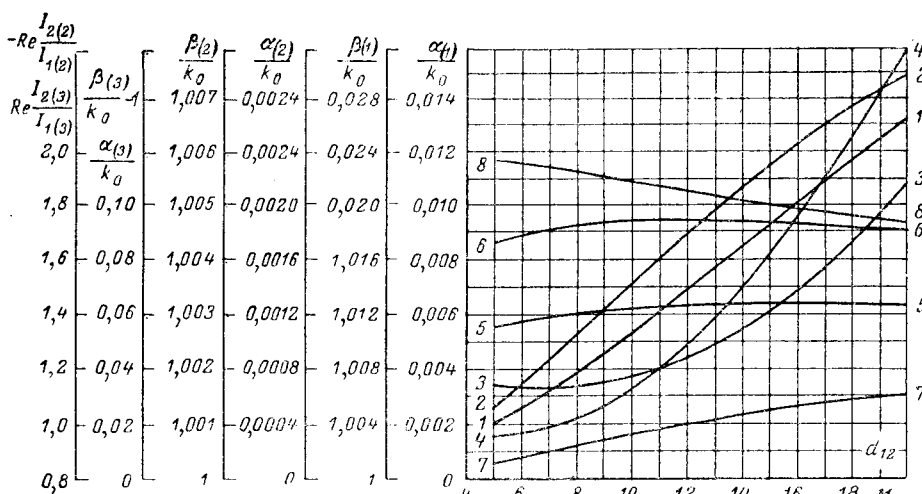


Рис. 2. Параметры волновых каналов в зависимости от расстояния между фазами ЛЭП 500 кВ с проводами $3 \times \text{АСО-500/400}$, $h=14$ м, $\rho_3=100$ Ом·м, $f=100$ кГц.

1 — $\frac{\alpha_{(1)}}{k_0}$; 2 — $\frac{\beta_{(1)}}{k_0}$; 3 — $\frac{\alpha_{(2)}}{k_0}$; 4 — $\frac{\beta_{(2)}}{k_0}$; 5 — $\frac{\alpha_{(3)}}{k_0}$; 6 — $\frac{\beta_{(3)}}{k_0}$; 7 — $\operatorname{Re} \frac{I_{2(2)}}{I_{1(2)}}$; 8 — $\operatorname{Re} \frac{I_{2(2)}}{I_{1(2)}}$.

фициента затухания междуфазовых волновых каналов от ρ_3 резко изменяется с частотой. При малых частотах с ростом ρ_3 коэффициент затухания уменьшается. При более высоких частотах α с ростом ρ_3 увеличивается, проходит через максимум и убывает. С ростом частоты максимум α переходит в область более высоких ρ_3 . Таким образом, в определенной области частот α может незначительно измениться при значительном изменении ρ_3 .

Для волнового канала «все фазы—земля» α увеличивается при увеличении ρ_3 во всем диапазоне частот (рис. 3, в).

Величина $\beta_{(s)} - k_0$ для всех волновых каналов увеличивается пропорционально частоте в степени, меньшей 1, при всех ρ_3 и растет при увеличении ρ_3 во всем диапазоне частот.

Из рис. 3, г следует, что с увеличением частоты и уменьшением ρ_3 величина $\left| \operatorname{Re} \frac{I_{2(2)}}{I_{1(2)}} \right|$ уменьшается, а $\operatorname{Re} \frac{I_{2(2)}}{I_{1(2)}}$ увеличивается.

Мнимые части $\frac{I_{2(s)}}{I_{1(s)}}$ ($s=2, 3$) в данной области f и ρ_3 невелики, они не превышают 0,05 и в зависимости от f и ρ_3 могут проходить через максимум.

Расчеты показали, что при $\rho_3 \rightarrow 0$ отношение токов в проводах для 2-го и 3-го волновых каналов резко изменяется. Если считать, что 2-й канал имеет меньшее затухание, чем 3-й канал, то при $\rho_3 = 0$ величина $\frac{I_{2(2)}}{I_{1(2)}}$ становится положительной и близкой к 1,

а величина $\frac{I_{2(3)}}{I_{1(3)}}$ становится отрицательной. Аналогичный результат был получен ранее при анализе трехпроводной линии без учета влияния земли [Л. 1].

Следует отметить, что при достаточно высоких частотах и ρ_3 расчет параметров волновых каналов с помощью интегралов Карсона без учета поперечных токов в земле, токов смещения в земле и

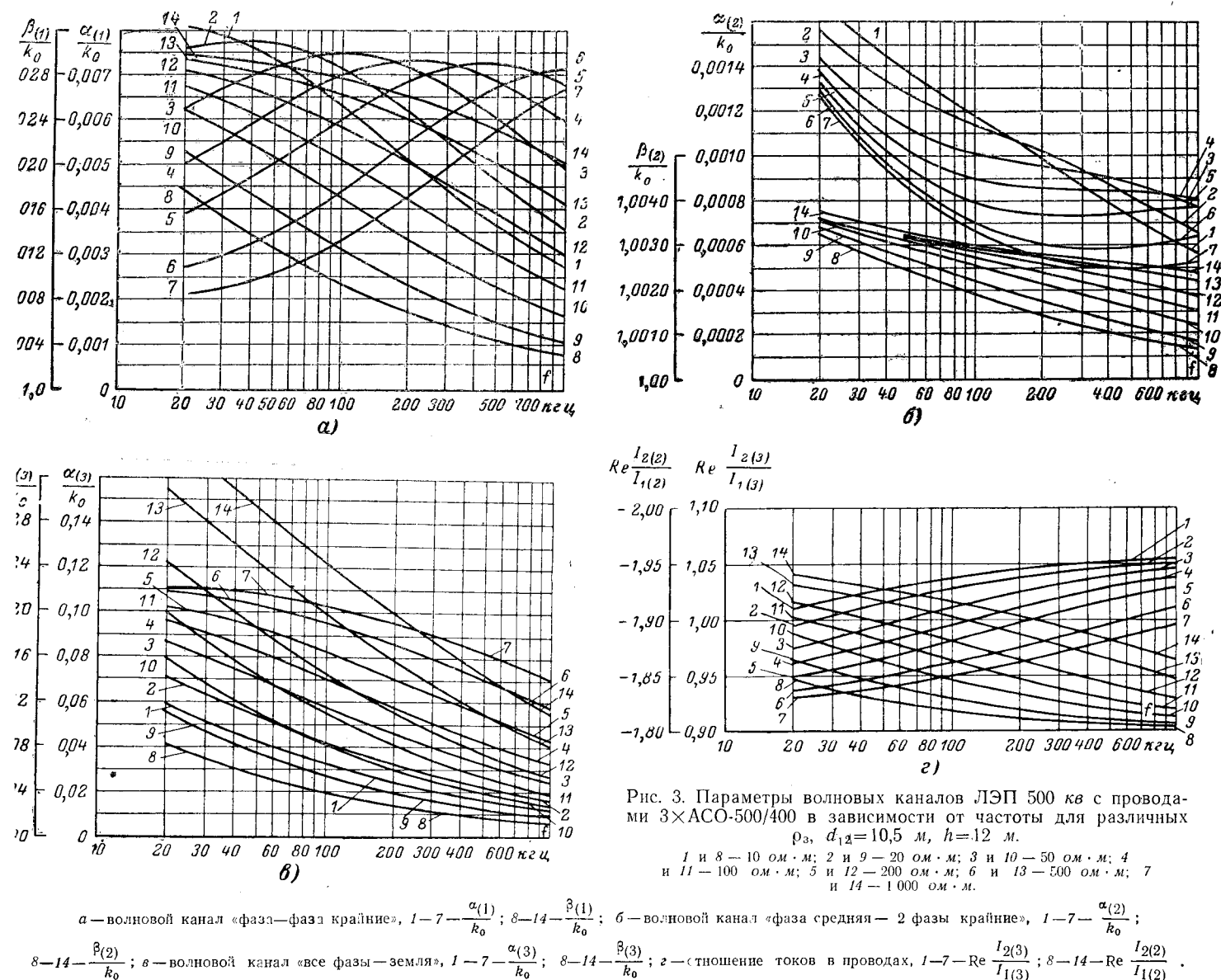
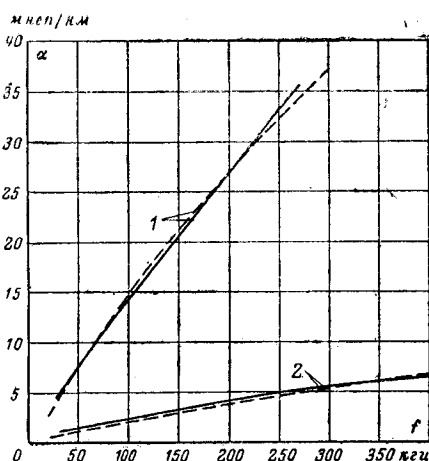


Рис. 4. Затухание волновых каналов ЛЭП 500 кв в Канаде [Л. 9].

1 — канал «фаза — фаза крайние»; 2 — канал «фаза средняя — 2 фазы крайние»; — эксперимент; — — — расчет при $h=15$ м, $\rho_3=50$ ом·м.



относительное значение тока в тросах невелико. Поэтому параметры этих трех волновых каналов, как показали расчеты, выполненные в Институте электромеханики (Ленинград), не очень сильно отличаются от параметров соответствующих волновых каналов линии без тросов (не более, чем на 10%). Таким образом, результаты расчета для трехпроводных линий без тросов могут быть также использованы для приближенного определения параметров трех волновых каналов соответствующих ЛЭП с изолированными тросами.

На рис. 4 приведено сопоставление результатов расчета с экспериментальными зависимостями от частоты коэффициентов затухания междупазовых волновых каналов ЛЭП 500 Пинард—Ханмер (Канада), полученными в [Л. 9]. Параметры линии: провода сталеалюминиевые $4 \times 22,85$ мм/457 мм, $d_{12}=12,2$ м, $h_{\max}=27,4$ м, $f_{\text{пр}}=16,5$ м, имеются два стальных заземленных троса. Расчет был выполнен по указанной выше программе без учета влияния тросов при $h_{\text{эвк}}=15$ м (вычислено по формуле (1) при $k=0,25$). Наилучшее совпадение результатов расчета с экспериментом получилось при $\rho_3=50$ ом·м (рис. 4). При этом же ρ_3 на частоте

100 кГц экспериментальное соотношение фазовых скоростей 1-го и 2-го каналов, равное 0,985 [Л. 9], хорошо совпало с результатом расчета (0,988), а экспериментальное затухание канала «все фазы — земля», равное 86 мнеп/км [Л. 9], оказалось на 20% меньше расчетного (108 мнеп/км), что можно объяснить влиянием заземленных тросов.

Сопоставление экспериментальных и расчетных параметров волновых каналов на многих линиях электропередачи показало, что для линий, проходящих по равнинной местности в лесной и степной полосе, экспериментальные данные лучше всего согласуются с результатами расчета при $\rho_3=50 \div 100$ ом·м.

Литература

1. Перельман Л. С., Уточнение теории распространения волн вдоль длинной многопроводной линии в связи с некоторыми техническими вопросами, Известия НИИПТ, сб. 10, 1963.
2. Костенко М. В. и Перельман Л. С., К расчету волновых процессов в многопроводных линиях, Известия АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1963, № 6.
3. Перельман Л. С., Таблицы интегралов Карсона для использования в расчетах волновых процессов в линиях с учетом земли, Известия НИИПТ, сб. 11, 1965.
4. Морозов Ю. А. и Владимирова Г. И., Определение активных сопротивлений многопроводных скрученных проводов на высоких частотах, «Электротехника», 1963, № 12.
5. Кайданов Ф. Г., Костенко М. В. и Перельман Л. С., Уточненное определение волновых параметров и анализ погрешности решения телеграфных уравнений на примере двухпроводной линии электропередачи, «Электричество», 1965, № 3.
6. Костенко М. В. и Перельман Л. С., Приближенный учет влияния «идеально» заземленных тросов при расчете волновых процессов в воздушных линиях, «Электричество», 1963, № 10.
7. Wedepohl L. M., Wasley R. G., Wave propagation in polyphase transmission systems. Resonance effects due to discretely bonded earth wires, «Proc. IEE», 1965, v. 112, № 11.
8. Перельман Л. С., Параметры волновых каналов трехпроводной ЛЭП с изолированными тросами, «Электрические станции», 1964, № 7.
9. Bozoki B., Jones D. E., Power line carrier coupling investigations on 500-kv line, IEEE Trans. Power App. and Systems, 1965, v. 84, № 3.

[30.1.1967]

УДК 621.315.624.052

Влагоразрядные характеристики гирлянд линейных изоляторов¹

Инж. В. Е. КИЗЕВЕТТЕР

Ленинградский политехнический институт им. М. И. Калинина

и канд. техн. наук А. С. МАЙКОПАР

Всесоюзный научно-исследовательский институт электроэнергетики

Правильный выбор изоляции существенным образом определяет надежность работы линий электропередачи высокого напряжения. В связи с этим важное значение имеет всестороннее рассмотрение условий, в которых работают гирлянды изоляторов и, в частности, их поведения в различных метеорологических условиях, включая сухую и влажную погоду, а также при дожде.

Сухоразрядные и мокроразрядные характеристики гирлянд в настоящее время используются для

суждения об электрической прочности гирлянд при воздействии коммутационных перенапряжений.

Многочисленные разновидности влажной погоды, включая росу, туман, мелкий моросящий дождь, мокрый снег в сочетании с загрязнениями поверхности изоляторов, определяют электрические характеристики изоляции, которым наиболее подходит наименование влагоразрядных характеристик. При указанной группе метеорологических условий происходит более или менее всесторонний охват влагой изоляционной поверхности, растворение этой влагой загрязняющего осадка на изо-

¹ В порядке обсуждения.

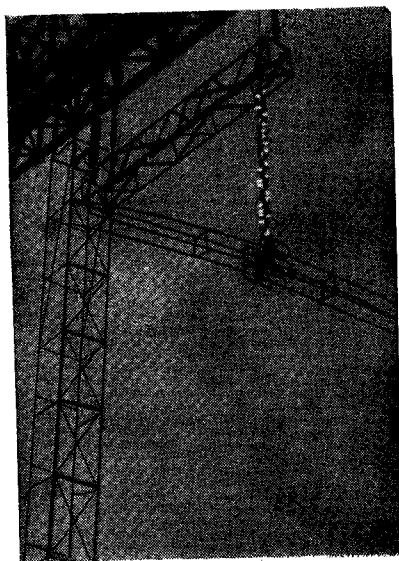


Рис. 1. Расположение испытуемой гирлянды на макете опоры линии электропередачи 750 кв.

ляторах и как следствие снижение изоляционной способности гирлянд изоляторов.

Влагоразрядные характеристики при воздействии рабочего напряжения не используют для непосредственной оценки изоляции; соответствующие требования к необходимым удельным длинам пути утечки по поверхности гирлянд изоляторов задаются преимущественно исходя из анализа эксплуатационных данных.

Влагоразрядные характеристики гирлянд при воздействии коммутационных перенапряжений в настоящее время не принимаются во внимание и по ним нет достаточных сведений.

По Крону и Доршу [Л. 1] для длинностержневого изолятора VKL 75/14 влагоразрядные напряжения могут принимать относительно низкие значения. С другой стороны, Ю. М. Гутман [Л. 2] в естественных условиях получил влагоразрядные характеристики, близкие к сухоразрядным. Наконец, в [Л. 3] для коротких гирлянд 11-4,5 при синусоидальном импульсе промышленной частоты и для загрязнений, соответствующих районам с чистым атмосферным воздухом, получены влагоразрядные напряжения, близкие к мокроразрядным, а при условиях, соответствующих районам со специфическими загрязнениями воздуха, влагоразрядные напряжения гирлянд оказались значительно меньше мокроразрядных.

Указанные экспериментальные результаты определяют необходимость углубленной оценки степени снижения электрической прочности линейной изоляции при влажной погоде по сравнению с сухой, а также с условиями ливневого дождя не только при воздействии рабочего напряжения, но также и при коммутационных перенапряжениях.

Немаловажным фактором здесь является то, что влажная погода, определяющая влагоразрядные характеристики, охватывает значительные отрезки времени, составляющие примерно 10% общего годового времени, что на несколько порядков превосходит длительность ливневых дождей, определяющих мокроразрядные характеристики. Непосредственным следствием такого соотношения длительностей рассматриваемых метеорологических

условий является незначительная роль мокроразрядных характеристик при оценке работоспособности линейной изоляции [Л. 4].

Настоящая работа посвящена изучению влагоразрядных характеристик. При испытаниях в качестве источников напряжения использовались высоковольтный трансформатор или каскад трансформаторов, питаемые как от напряжения промышленной частоты, так и от специального колебательного контура [Л. 5]. Форма униполярного колебательного импульса менялась путем вариации параметров контура, что позволило изменять длину фронта от 400 до 4 000 мксек; дальнейшее удлинение времени воздействия испытательного напряжения выполнялось путем включения испытуемого объекта на напряжение промышленной частоты. Испытание гирлянд длиной до 3,1 м производилось в помещении на макете опоры линии 110 кв, а испытание длинных гирлянд до 6,1 м — на открытой площадке на макете опоры линии 750 кв (рис. 1). Измерение напряжения проводилось преимущественно с помощью емкостного делителя напряжения 220 нф, а также (для коротких гирлянд) с помощью омического делителя напряжения 90 Мом. Точность измерения оценена в 2,5%. Процесс осциллографировался электронно-лучевым осциллографом.

Для имитации естественного загрязнения изоляторов на чистую и слегка увлажненную их поверхность наносился, по возможности равномерно, слой портландцемента марки 400. Испытания изоляторов производились через сутки после этой операции, причем перед приложением напряжения слой загрязнения покрывался мелкокапельной влагой до насыщения, т. е. до появления крупных капель. Сходные результаты достигались увлажнением чистых изоляторов водой с различным содержанием поваренной соли, причем затрудняющим обстоятельством здесь явилось удержание влаги на поверхности изоляторов. Соответствующими критериями состояния поверхности изоляции были удельная поверхностная плотность загрязнения (мг/см^2) и удельная электрическая проводимость воды (сим/см). Каждая гирлянда изоляторов подвергалась двум-трем увлажнениям; испытанию подвергались изоляторы типов П-4,5, П-7, П-8,5, П-11, ПС-4,5, ПС-8,5, ЛС-30 и НС-2.

При экспериментах были получены 50%-ные разрядные напряжения и оценен разброс разрядных напряжений, исходя из нормального закона распределения вероятности. Оказалось, что стандарт распределения уменьшается с увеличением длины гирлянды и при длинах, превышающих 1,5—2 м, находится в пределах 6—9%.

Минимальные разрядные напряжения гирлянд изоляторов были получены путем подачи толчком напряжения на предварительно увлажненную гирлянду. При этом первоначально происходит незначительный рост тока утечки, сопровождающийся подсушкой локальных участков на поверхности изоляторов, а затем быстрый рост тока утечки, охват всей гирлянды электрической дугой и полное ее перекрытие.

При увеличении испытательного напряжения по сравнению с минимальным время перекрытия гир-

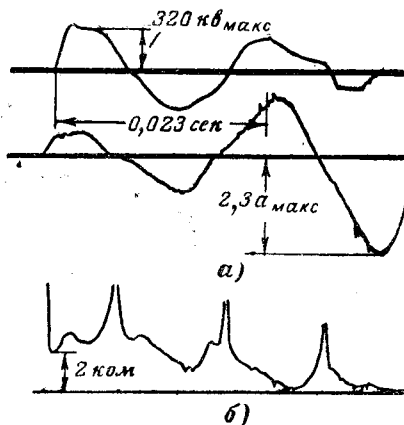


Рис. 2. Осциллограмма перекрытия увлажненной гирлянды 6×П-4,5 (а) и график изменения сопротивления гирлянды во времени (б). Электропроводность воды 5 мсм/см.

лянды при прочих равных условиях уменьшается, причем дуга распространяется по невысохшей поверхности изоляторов. Осциллограмма процесса

Рис. 3. Осциллограмма перекрытия увлажненной гирлянды.

Загрязнение изоляторов портландцементом (1 мг/см²).

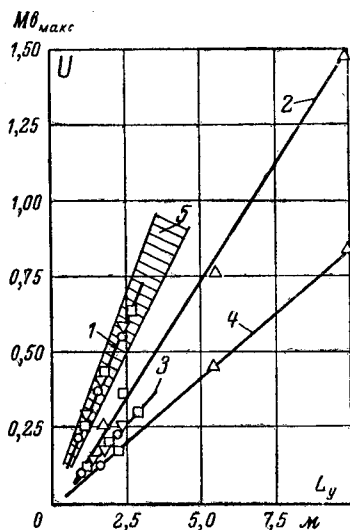
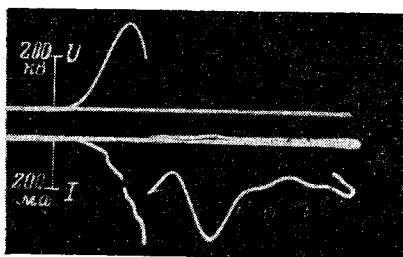


Рис. 4. 50%-ные влагоразрядные и мокроразрядные напряжения гирлянд изоляторов в функции общей длины пути утечки гирлянд.
□ — ПС-4,5 и П-4,5, 3—15 элементов, △ — ЛС-30, 10—27 элементов, ○ — ПМ-4,5, 3—6 элементов, ▽ — П-8,5, 4—6 элементов. 1 и 3 — электропроводность воды 5 мсм/см для одного полупериода 50 гц, включение напряжения 50 гц толчком, 2 и 4 — загрязнение 1 мг/см² для униполярного импульса 70 гц, включение напряжения 50 гц толчком; 5 — область мокроразрядных характеристик при стандартных условиях испытаний.

при времени перекрытия гирлянды 0,023 сек, представленная на рис. 2 вместе с диаграммой изменения сопротивления, показывает, что в течение каждого из полупериодов напряжения сопротивление гирлянды претерпевает существенные изменения, приобретая в середине полупериода наименьшие значения и резко возрастающая при переходе напряжения и тока через нуль. Во втором полупериоде ток гирлянды увеличивается, а сопротивление в середине полупериода уменьшается. На третьем полупериоде ток возрастает в еще большей степени, а напряжение в середине полупериода претерпевает излом, свидетельствующий о полном пере-

крытии гирлянды; при этом сопротивление снижается до весьма малых значений.

В случае перекрытия гирлянды затухающим колебательным импульсом процесс перекрытия завершается в пределах одного полупериода и, как это следует из осциллограммы на рис. 3, имеет аналогичный характер. Отличительной особенностью перекрытия со временем в пределах одного полупериода является возможность разряда за максимумом импульса напряжения на ниспадающей части кривой, что не наблюдается при перекрытии воздушных промежутков и сухих гирлянд. Это явление объясняется спецификой перекрытия увлажненной изоляции.

Результаты испытаний загрязненных и увлажненных гирлянд изоляторов затухающим колебательным импульсом напряжения приведены в таблице. На рис. 4 показаны разрядные напряжения

Тип изолятора	Строительная высота Н, см	Количество изоляторов в гирлянде n	Полярность	50%-ное разрядное напряжение U _{50%} , кВ	Эквивалентная частота f _э , гц	Стандарт σ, %	Число опытов N	Средняя разрядная напряженность E _{КН} = $\frac{U_{50\%}}{Hn}$, кВ/см	Средняя разрядная напряженность (при f = 50 гц) E _{арН} , кВ/см	Коэффициент импульса k _и = $\frac{E_{КН}}{E_{арН}}$
ПС-4,5	130	6	+	284	110	10,0	53	3,64	1,84	1,97
		6	—	286	110	9,5	43	3,66	1,84	1,98
		10	+	487	110	15,5	80	3,66	1,84	1,98
		10	—	491	110	11,0	120	3,78	1,84	2,05
		15	+	695	110	13,0	178	3,56	1,84	1,93
		15	—	769	110	6,0	50	3,94	1,84	2,14
ЛС-30	22,5	10	+	627	120	9,0	50	2,79	1,51	1,84
		14	+	698	140	7,0	35	2,21	1,51	1,46
		27	+	1528	70	7,0	50	2,52	1,51	1,67
ПМ-4,5	14,0	6	+	259	70	4,0	50	3,08	1,64	1,87
		6	+	276	120	10,0	30	3,28	1,64	2,00
		6	+	320	200	9,0	60	3,80	1,64	2,32
		6	+	336	250	8,0	66	4,00	1,64	2,44
		5	+	264	250	7,0	40	3,76	1,64	2,29
		4	+	229	420	20,0	40	4,10	1,64	2,49
		4	+	258	625	8,0	80	4,60	1,64	2,80
		4	—	250	625	14,0	40	4,45	1,64	2,72
П-8,5	20,3	6	+	362	70	11,5	88	2,96	1,41	2,10
		6	+	374	120	22,0	88	3,07	1,41	2,18
		4	+	260	250	13,0	70	3,24	1,41	2,30
		6	+	393	280	10,0	60	3,22	1,41	2,28
		4	+	326	420	38,0	73	4,02	1,41	2,85
П-11	21,5	10	+	587	110	5,0	20	2,72	1,34	2,02
		10	—	562	110	7,0	25	2,60	1,34	1,94
VKLS-75/21	127,0	1	+	534	250	18,0	143	4,20	2,31	1,82

таких же гирлянд при воздействии одиночных импульсов промышленной частоты, затухающих импульсов с эквивалентной частотой 70 гц, полученные в настоящей работе, а также влагоразрядные напряжения при приложении к гирлянде напряжения 50 гц толчком по [Л. 6].

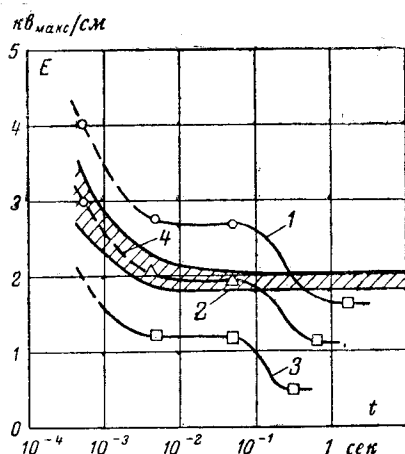


Рис. 5. Вольт-секундные характеристики влаго- и мокроразрядных напряженностей гирлянд изоляторов (П-4,5, ПМ-4,5 и ПС-8,5).

□ — 1—8 элементов, △ — 1—10 элементов,
○ — 1—3 элемента.
Электروпроводность воды при влагоразрядных испытаниях:
1 — 1 мсим/см; 2 — 5 мсим/см; 3 — 25 мсим/см;
4 — область мокроразрядных характеристик при стандартных условиях испытаний.

Различие в двух сериях кривых обусловлено степенью загрязнения гирлянд, причем в одном из случаев исходным являлось загрязнение портланд-цементом с плотностью загрязнения 1 мг/см^2 , что примерно соответствует влагоразрядным напряжениям при увлажнении чистых изоляторов с удельной электропроводностью $0,01 \text{ сим/см}$, а в другом — увлажнение водой с проводимостью $0,005 \text{ сим/см}$ или соответствующей плотностью загрязнения $0,5 \text{ мг/см}^2$.

Разрядные напряжения на рис. 4 даны в функции общей длины пути утечки гирлянды; для условия 1 мг/см^2 общая длина пути утечки составляла 10 м (27 изоляторов ЛС-30), что примерно соответствует гирлянде линии 750 кв .

Как следует из рис. 4, в широком диапазоне длин пути утечки и типа изоляторов опытные точки удовлетворительно аппроксимируются линейной зависимостью разрядного напряжения от длины пути утечки как для случая приложения напряжения толчком, имитирующего длительные воздействия, так и для условий перекрытия в пределах одного полупериода, что позволяет в ряде случаев ограничиваться испытаниями лишь коротких гирлянд и оперировать с разрядными напряженностями вдоль пути утечки изоляторов.

Дополнительным свидетельством в пользу этого являются визуальные наблюдения и фотографии разряда при испытаниях, которые показывают, что в пределах исследованных длин гирлянд и степеней их загрязнения разряд развивается вдоль поверхности изоляторов.

Влияние полярности импульса на величину 50%-ного разрядного напряжения было определено для гирлянд из четырех изоляторов ПМ-4,5; пяти, шести, десяти и пятнадцати изоляторов ПС-4,5 и десяти изоляторов П-11. В пределах достигнутой точности измерений не установлено различия в разрядных напряжениях при изменении полярности импульса.

Имея в виду упомянутые результаты, данные по опытному определению влагоразрядных характеристик при различных временах воздействия напряжения промышленной частоты представлены на рис. 5 в виде средних влагоразрядных напряженностей. Опытные точки, полученные при приложении напряжения толчком, соответствуют трем степеням загрязнения, определяющим различные значения влагоразрядной напряженности при длительном воздействии напряжения $0,5$; $1,1$ и $1,5 \text{ кв}_{\text{макс}}/\text{см}$.

При объединении точек, относящихся к одинаковой степени загрязнения, получаются вольт-секундные характеристики, каждая из которых имеет несколько характерных зон. Начальный участок с наименьшими напряженностями соответствует длительному воздействию напряжения. Происходящий затем быстрый подъем кривой при временах порядка $0,05 \text{ сек}$ замедляется, и в области $0,05$ — $0,005 \text{ сек}$ разрядные напряженности меняются незначительно: их значения в $1,75$ — $2,5$ раза превышают напряженности при длительном воздействии напряжения. При временах, меньших $0,05 \text{ сек}$, на кривых наблюдается новый резкий подъем.

Сложную форму вольт-секундных влагоразрядных характеристик гирлянд изоляторов можно объяснить различием в механизме перекрытия. Если при длительном воздействии напряжения определяющим является высыхание влажной пленки и постепенное продвижение дуги по высохшей части поверхности, то с уменьшением времени воздействия напряжения высыхание сказывается все в меньшей мере; при временах порядка $0,05$ — $0,01 \text{ сек}$ влияние этого процесса практически прекращается, и дуга распространяется по увлажненной поверхности.

При сравнении результатов влагоразрядных испытаний с мокроразрядными характеристиками гирлянд изоляторов следует иметь в виду, что влажная пленка при мокроразрядных испытаниях непрерывно возобновляется мощными струями воды, имитирующими ливневый дождь. В результате вольт-секундные мокроразрядные характеристики, как это видно из рис. 5, в области $0,05$ — $0,01 \text{ сек}$ не имеют характерного изгиба, присущего влагоразрядным характеристикам.

Сопоставления экспериментальных результатов по влаго- и мокроразрядным характеристикам, представленные на рис. 4 и 5, показывают, что при времени воздействия $0,05 \text{ сек}$ и менее область мокроразрядных характеристик совпадает с той влагоразрядной характеристикой, которая при длительном воздействии имеет разрядную напряженность примерно $1,1 \text{ кв}_{\text{макс}}/\text{см}$.

Такое значение влагоразрядной напряженности при длительном воздействии напряжения соответствует легким пылевым загрязнениям [Л. 3]. При несколько более интенсивных загрязнениях и, в частности, при загрязнениях, на которые рассчитана изоляция при длительном воздействии напряжения в «незагрязняемых» районах, т. е. при $0,6$ — $0,7 \text{ кв}_{\text{макс}}/\text{см}$, в области рассматриваемых малых времен воздействия напряжения влагоразрядная характеристика будет располагаться ниже мокроразрядной. Следовательно, именно влагоразрядные

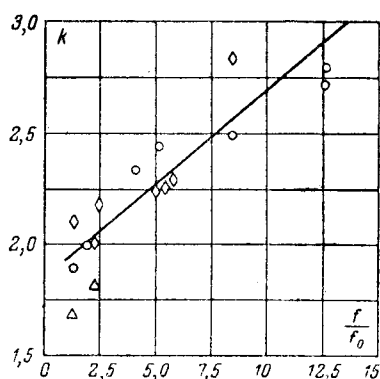


Рис. 6. Зависимость коэффициента импульса от отношения эквивалентной частоты к эквивалентной частоте импульса 50 гц.

Обозначения — см. рис. 4,
◇ — П-4,5.

характеристики при всех встречающихся на практике степенях загрязнения являются определяющими, как приводящие к наиболее глубокому снижению электрической прочности гирлянд изоляторов по сравнению с таковой в сухом состоянии при малых временах воздействия напряжения, соответствующих коммутационным перенапряжениям.

Оценивая влагоразрядные характеристики гирлянд при воздействии на них коммутационных перенапряжений, следует иметь в виду, что испытания с применением напряжения промышленной частоты имеют ограниченное значение и могут в какой-то мере имитировать перенапряжения, возникающие при многократных повторных зажиганиях дуги в выключателях.

Для современных сетей с выключателями, не допускающими повторных зажигания, наиболее пригодными являются испытания с применением затухающих колебательных импульсов различной частоты, в несколько раз превышающих промышленную частоту. Результаты таких экспериментов представлены на рис. 5 в виде зависимости коэффициента импульса (под которым понимается отношение разрядного напряжения при данной частоте к разрядному напряжению при приложении напряжения промышленной частоты толчком) от отношения частоты импульсов к промышленной частоте. Несмотря на значительный разброс опытных точек, при котором максимальный разброс достигает 20%, из рис. 6 следует отчетливая зависимость коэффициента импульса от частоты приложенного напряжения. Если при частоте, близкой к 50 гц, коэффициент импульса имеет значение порядка 2, то уже при пятикратной частоте, т. е. 250 гц, он увеличивается до 2,3, а при 10-кратной частоте — до 2,75.

Эксперименты, результаты которых приведены на рис. 6, были выполнены при степени загрязнения 1 мг/см². Если в качестве критерия степени загрязнения использовать среднюю разрядную напряженность вдоль пути утечки при приложении напряжения промышленной частоты толчком, то зависимость коэффициента импульса при частоте 50 гц имеет вид, показанный на рис. 7. С увеличе-

нием разрядной напряженности и, следовательно, с уменьшением степени загрязнения изоляторов коэффициент импульса снижается. Коэффициенты импульса для условий, соответствующих «чистым» районам (0,6—0,7 кв_{макс}/см) по рис. 6 находятся в пределах 2,0—2,25, а при увеличении степени загрязнения атмосферного воздуха они возрастают до 2,5 и более.

Выводы. 1. Разновидности влажной погоды, включая росу, туман, мелкий морозящий дождь и мокрый снег, составляют группу погодных условий, существенно определяющих разрядные характеристики гирлянд изоляторов. Имитация указанных условий при лабораторных экспериментах предусматривает равномерное покрытие изоляторов загрязняющим осадком и мелкокапельной влагой. Получаемые при этом электрические характеристики следует именовать влагоразрядными характеристиками в отличие от мокроразрядных, имитирующих электрическую прочность изоляции в условиях ливневого дождя.

2. 50%-ные влагоразрядные напряжения изоляторов практически пропорциональны общей длине пути утечки гирлянды и не зависят от полярности импульса. Этот результат получен для длин пути утечки до 10 м и охватывает все встречающиеся на практике случаи вплоть до изоляции линий электропередачи 750 кв.

3. 50%-ные влагоразрядные напряженности возрастают в 1,8—2,5 раза с уменьшением времени воздействия напряжения промышленной частоты от условий, соответствующих длительному воздействию, до одного полупериода. Коэффициент импульса по отношению к разрядному напряжению при длительном воздействии возрастает практически линейно от частоты воздействующего импульса 50 до 500 гц и находится в пределах 2,0—2,8.

4. Более заметное снижение влагоразрядных характеристик при импульсах, соответствующих коммутационным перенапряжениям, чем при мокроразрядных испытаниях, свидетельствует о том, что именно влагоразрядные характеристики при указанных воздействиях (наряду с влагоразрядными характеристиками рабочего режима, а также сухоразрядными характеристиками) должны быть положены в основу выбора и оценки линейной изоляции.

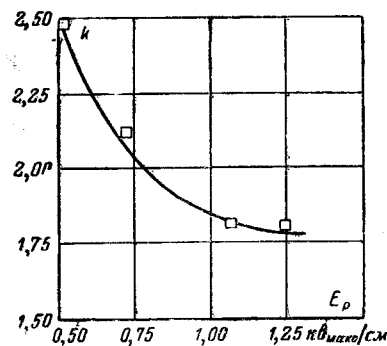


Рис. 7. Зависимость коэффициента импульса от средней разрядной напряженности при подаче напряжения толчком.

Один полупериод 50 гц, П-4,5,
10 элементов.

Электрические характеристики изоляции мощных высоковольтных трансформаторов при воздействиях типа коммутационных перенапряжений

Инж. Т. И. МОРОЗОВА

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

При проектировании трансформаторов основным критерием для выбора изоляционных расстояний в настоящее время являются значения испытательных напряжений низкой частоты и импульсного, причем первое отражает воздействие коммутационных перенапряжений, второе — грозových.

Улучшение характеристик вентиляных разрядников, достигнутое в настоящее время, позволяет снизить уровень изоляции в системах с заземленной нейтралью. Дальнейшее облегчение изоляции и удешевление трансформаторов требуют правильной оценки электрической прочности главной изоляции при различных видах коммутационных перенапряжений.

В настоящее время в СССР главную изоляцию мощных силовых трансформаторов принято выполнять маслобарьерной. Этот тип главной изоляции надежен, он проверен многолетним опытом эксплуатации. Между тем электрические характеристики маслобарьерной изоляции при воздействии коммутационных перенапряжений исследованы недостаточно.

В лаборатории изоляции трансформаторов и аппаратов ВЭИ в течение ряда лет под научным руководством А. В. Панова проводились исследования электрической прочности маслобарьерной изоляции в сравнительно однородном поле (ввод в середину обмотки). Для этих

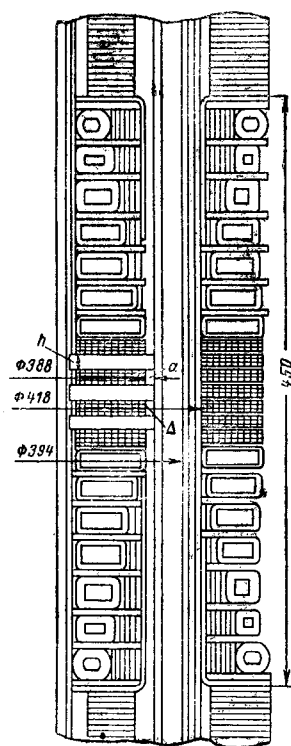


Рис. 1. Модель маслобарьерной изоляции.

a — ширина радиального масляного канала у обмотки; h — ширина осевого канала, равная 10 мм; Δ — толщина изоляции на катушке, равная 0,7 мм на сторону.

исследований была использована цилиндрическая модель, конструктивно представляющая собой подобие главной изоляции трансформатора с расстоянием между обмотками 40 мм. На рис. 1 приведен чертеж модели. Исследуемой являлась ее средняя часть. Электрическая прочность концевой изоляции была увеличена за счет увеличения расстояния между обмотками, усиления изоляции концевых катушек, уменьшения размера осевых каналов и применения угловых шайб.

Модели изготавливались с соблюдением норм заводской технологии в отношении вакуумной сушки и пропитки маслом под вакуумом перед испытаниями.

На этих моделях исследовалось влияние на электрическую прочность маслобарьерной изоляции следующих факторов: ширины прилегающего к обмотке канала a , системы дистанцирования ближайшего к обмотке цилиндра (рис. 2), размера осевого канала h и технологической обработки.

В качестве критерия, определяющего электрическую прочность изоляции, было принято напряжение возникновения в ближайшем к обмотке масляном канале разрядов, переходящих в частичный разряд по поверхности цилиндра.

Исследование влияния всех упомянутых факторов на электрическую прочность маслобарьерной

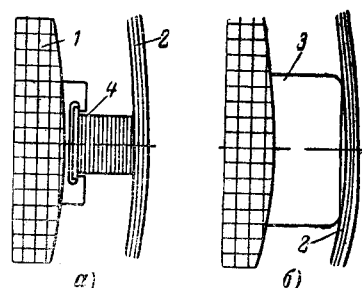


Рис. 2. Конструкция узла дистанцирования цилиндров от обмотки.

a — цилиндр дистанцируется прошивочной рейкой; б) — цилиндр дистанцируется прокладками.
1 — обмотка; 2 — цилиндр; 3 — прокладка; 4 — рейка.

Литература

1. Крон Г. и Дорш Г., Координация изоляции электропередачи с величиной перенапряжений промышленной частоты и внутренних перенапряжений при надлежащем учете снижения прочности изоляции вследствие загрязнений, СИГРЭ, 1958, докл. № 402.
2. Гутман Ю. М., Разрядные напряжения длинных гирлянд изоляторов при коммутационных волнах, «Электрические станции», 1964, № 10.
3. Майкопар А. С., Дуговые замыкания на линиях электропередачи, изд-во «Энергия», 1965.

4. Александров Г. Н. и Калинин Н. Д., Исследования электрической прочности гирлянд изоляторов под дождем при внутренних перенапряжениях, Труды ЛПИ, 1965, № 258.
5. Александров Г. Н., Иванов В. А. и Редков В. Н., Электрическая прочность характерных воздушных промежутков линий сверхвысокого напряжения при коммутационных перенапряжениях, «Электричество», 1966, № 1.
6. Александров Г. Н. и Кизеветтер В. Е., Исследование электрической прочности длинных гирлянд изоляторов при рабочем напряжении, «Электротехника», 1965, № 10.

[20.7.1967]

изоляции производилось при одноминутном воздействии напряжения промышленной частоты, импульсном напряжении полной волны 1,5/40 мксек и длительном (порядка 10 ч) воздействии напряжения промышленной частоты. В последнее время проведены исследования электрической прочности маслобарьерной главной изоляции при воздействиях, имитирующих коммутационные перенапряжения.

Ниже изложены результаты лабораторных исследований электрической прочности маслобарьерной изоляции при воздействии коммутационных перенапряжений.

Напряжения в сетях при коммутациях. Эти напряжения являются результатом наложения на рабочее напряжение высокочастотных затухающих колебаний, частота которых охватывает довольно широкий спектр от десятков до нескольких тысяч герц. Предельные длительности воздействия коммутационных перенапряжений оцениваются миллисекундами.

Разнообразие форм коммутационных волн весьма велико. Поэтому нет единодушного мнения о форме (или формах) волн, воспроизводящих коммутационные воздействия.

Исследования, проведенные в Советском Союзе и за рубежом, показали, что при кратковременном воздействии электрическая прочность масляной изоляции уменьшается с уменьшением частоты воздействующего напряжения. Следовательно, наибольший интерес могут представлять исследования поведения масляной изоляции при наименьшей частоте, возможной в электрических сетях при коммутациях. Как показали исследования коммутационных перенапряжений, проведенные в сетях 500 кВ Мосэнерго [Л. 1], наименьшая частота коммутационных перенапряжений в этом случае составляет около 100 гц.

В [Л. 2] высказано предположение, что для характеристики коммутационных воздействий может быть выбрана либо единичная синусоидальная полуволна частотой 200—1 000 гц, либо соответствующий ей аperiodический импульс с фронтом 250—1 250 мксек, так как можно ожидать, что повреждение изоляции произойдет в первый полупериод.

Исходя из изложенного, для исследования электрической прочности маслобарьерной изоляции при воздействиях типа коммутационных перенапряжений был принят униполярный импульс 600/1 600 мксек, который эквивалентен воздействию основного пика коммутационных перенапряжений с частотой порядка 250 гц.

Принимаемое в СССР при координации изоляции значение коэффициента импульса для маслобарьерной изоляции, равное 1,35, было установлено на основании исследований электрической прочности маслобарьерной изоляции при кратковременных воздействиях напряжением 50 гц, проводившихся в ВЭИ ранее [Л. 3]. При этом было принято, что воздействие коммутационных перенапряжений равноценно (с некоторым запасом) приложению к изоляции напряжения промышленной частоты, нарастающего от нуля до наибольшего значения за время около 0,4 сек. Коэффициент импульса



Рис. 3. Характерные осциллограммы импульсов, эквивалентных коммутационным перенапряжениям.

а — колебательный импульс с частотой 50 гц и длительностью 0,4 сек; б — аperiodический импульс длительностью 600/1 600 мксек, период градуировочной кривой 100 мксек.

определялся только для одного типа конструктивного выполнения главной изоляции по значению напряжения ее полного пробоя. В этой связи представляло интерес уточнение величин коэффициента импульса в зависимости от различного вида конструктивных факторов при такой форме воздействующего напряжения и сопоставление их с коэффициентами импульса для воздействий, более близко воспроизводящих коммутационные волны.

Для создания кратковременных воздействий 50-периодного напряжения был применен метод ударного возбуждения синхронного генератора, питающего высоковольтный испытательный каскадный трансформатор. Ограничение времени воздействия напряжения осуществлялось с помощью электронного реле времени, воздействующего на масляный выключатель в цепи генератор — первичная обмотка испытательного трансформатора. Типичная осциллограмма этих воздействий приведена на рис. 3,а.

Униполярная аperiodическая волна 600/1 600 мксек при испытаниях была получена от импульсного генератора. Осциллограмма воздействующего напряжения приведена на рис. 3,б.

Испытания производились пятиударным ступенчатым методом. Индикация частичных разрядов в изоляции модели производилась путем осциллографирования тока, протекающего через шунт, включенный последовательно с обмоткой НН. Кроме того, велось наблюдение за формой воздействующего напряжения и поверхностью масла.

Исследование влияния различных факторов на электрическую прочность маслобарьерной изоляции. Для этих исследований было предусмотрено четыре варианта выполнения модели.

Варианты А₁ и А₂ — ближайший к обмотке НН цилиндр дистанцируется прошивочной рейкой (рис. 2,а; номинальный размер масляного канала у обмотки НН соответственно 10 и 24 мм.

Варианты Б₁ и Б₂ — ближайший к обмотке НН цилиндр дистанцируется выступающими за уровень обмотки и касающимися цилиндра прокладками (рис. 2,б). Номинальный размер масляного канала у обмотки НН соответственно 10 и 24 мм.

Для каждого из четырех вариантов выполнения моделей главной изоляции и для каждого из двух

Таблица 1

Процентное увеличение электрической прочности
масляного канала, ближайшего к обмотке НН

Канал	Воздействие			
	Одноминутное, 50 гц	Импульс 0,4 сек, $f = 50$ гц	Апериодический импульс 600/1600 мксек	Апериодический импульс 1,5/40 мксек
Уменьшение ширины канала с 24 до 10 мм (дистанцирование цилиндра рейкой)	41	34	31	29
Переход от дистанцирования цилиндра прокладкой к дистанцированию рейкой (ширина канала 10 мм)	18	14	14	10

видов воздействующего напряжения было испытано по 7—12 моделей.

Испытание моделей прекращалось на разной стадии развития частичных разрядов. В опытах не определялась величина пробивного напряжения модели, так как его значение ни в коей мере не определяет электрическую прочность изоляции.

Если испытание прекращали после приложения к модели одного импульса, при котором в масляном канале у обмотки возникал частичный разряд, который регистрировали по искажению формы тока, то при разборке модели после испытания в большинстве случаев на поверхности ближайшего к обмотке НН цилиндра обнаруживали очень слабые следы вытеснения масла вдоль пути поверхностного разряда, развивающегося после пробоя масляного канала. Следы при этом были очень небольшие («жучок» диаметром 8—10 мм), белого цвета, быстро исчезающие на воздухе. Белые следы образуются, по-видимому, в результате вытеснения масла под элементарным поверхностным слоем электрокартона по пути канала искрового разряда, соприкасавшегося с поверхностью картона.

В некоторых случаях при прекращении испытания после воздействия единичного частичного разряда следы повреждения поверхности цилиндра отсутствовали. Если испытание модели прекращали после появления искажения в форме воздействующего напряжения или после воздействия двух-трех импульсов, сопровождавшихся явлениями частичных разрядов, то следы поверхностного разряда на ближайшем к обмотке НН цилиндре были уже науглероженные.

По значению напряжений, соответствующих пробоям ближайшего к обмотке канала, рассчитывалась средняя пробивная напряженность поля в этом канале. При расчете напряженности модель маслобарьерной изоляции в средней своей части рассматривалась как многослойный цилиндрический конденсатор с гладкими изолированными электродами. При этом не учитывалось влияние каналов между катушками, но так как они были относительно невелики, то такой расчет можно считать приемлемым.

Результаты испытания всех вариантов моделей показали, что при обоих видах напряжений, имитирующих коммутационные перенапряжения так же, как и при других видах воздействующего напряжения электрическая прочность главной маслобарьерной изоляции определяется электрической прочностью ближайшего к обмотке канала, которая зависит от ширины этого канала и формы элементов, дистанцирующих ближайший к обмотке цилиндр. По полученным результатам были построены зависимости минимальной пробивной напряженности поля в ближайшем от обмотки канале от его ширины при дистанцировании цилиндра с помощью прошивочной рейки и прокладок, упирающихся в цилиндр.

Зависимость минимальной пробивной напряженности поля от ширины масляного канала и системы дистанцирования ближайшего к обмотке цилиндра. Эта зависимость может быть аналитически представлена следующим образом:

1. При кратковременном воздействии напряжения промышленной частоты, нарастающего от нуля до наибольшего значения за время $\sim 0,4$ сек:

а) дистанцирование цилиндра по системе А (рис. 2,а)

$$E_{\min A} = 41 + \frac{107}{\sqrt{S}} [\text{кв/см}];$$

б) дистанцирование цилиндра по системе Б (рис. 2,б)

$$E_{\min B} = 27 + \frac{103}{\sqrt{S}} [\text{кв/см}].$$

2. При воздействии аperiодического импульса 600/1600 мксек:

а) дистанцирование цилиндра по системе А (рис. 2,а)

$$E_{\min A} = 56 + \frac{115}{\sqrt{S}} [\text{кв/см}];$$

б) дистанцирование цилиндра по системе Б (рис. 2,б)

$$E_{\min B} = 41 + \frac{109}{\sqrt{S}} [\text{кв/см}],$$

где S ширина канала, см.

Кривые зависимости минимальной пробивной напряженности поля от ширины ближайшего к обмотке канала и системы дистанцирования цилиндра, полученные на основе результатов испытания моделей маслобарьерной изоляции при воздействиях, имитирующих воздействия коммутационных перенапряжений, могут служить основой для оценки электрической прочности главной изоляции трансформаторов с вводом в середину обмотки при воздействии коммутационных перенапряжений.

В табл. 1 отображено влияние ширины масляного канала и системы дистанцирования ближайшего к обмотке цилиндра на электрическую прочность маслобарьерной изоляции при воздействиях, имитирующих коммутационные перенапряжения. Для сравнения приведены также полученные нами данные, характеризующие влияние указанных факторов на электрическую прочность маслобарьерной изоляции при одноминутном воздействии напряжения промышленной частоты и импульсного 1,5/40 мксек.

Из табл. 1 видно, что с уменьшением длительности воздействующего напряжения влияние ширины масляного канала и способа его образования на электрическую прочность маслосбавленной изоляции несколько уменьшается, хотя и остается существенным.

По результатам испытания моделей были определены значения коэффициентов импульса при апериодическом импульсе 600/1 600 мксек и при кратковременном ($\sim 0,4$ сек) воздействии напряжения 50 эц, а также коэффициенты эквивалентности между прочностью при коммутационных перенапряжениях и импульсах стандартной формы 1,5/40 мксек. Коэффициенты импульса вычислены по значениям минимальной пробивной напряженности поля; они практически совпадают со значениями коэффициента импульса, определенными по средним значениям повреждающего напряжения.

Проведенные расчеты показали, что коэффициент импульса для каждого вида воздействующего напряжения не является величиной постоянной, а несколько изменяется с изменением размера канала и формы дистанцирующих элементов, однако эти изменения относительно невелики.

В табл. 2 приведены значения коэффициентов импульса $K_{\text{и}}$ и кратностей электрической прочности маслосбавленной изоляции $K_{\text{экв}}$ при воздействиях, имитирующих коммутационные перенапряжения по отношению к электрической прочности при стандартной волне 1,5/40 мксек (результаты приведены для конструкции на рейках при ширинах масляного канала 10 и 24 мм).

Полученные величины коэффициента импульса позволяют утверждать, что принимаемое в СССР при координации изоляции значение коэффициента импульса для маслосбавленной изоляции, равное 1,35, является оправданным.

Более низкое значение 1,28 получено при опытах, в которых длительность воздействия напряжения превышала длительность, обычную для коммутационных перенапряжений. Более высокое значение 1,48 получено при апериодической волне, воспроизводящей воздействие только основного тока коммутационных перенапряжений с частотой ~ 250 эц.

В предвоенные годы в лаборатории трансформаторов ВЭИ проводились исследования электрической прочности маслосбавленной изоляции и снятие вольт-секундных характеристик в большом диапазоне времен воздействия от микросекунд до времени порядка 1 ч [Л. 3].

Модели достаточно близко отображали конструкцию маслосбавленной главной изоляции при вводе в середину. На основании результатов этих исследований можно было предполагать, что электрическая прочность маслосбавленной изоляции в области времен, соответствующих воздействию коммутационных перенапряжений, в малой степени зависит от времени воздействия.

Данные табл. 2 косвенным образом подтверждают этот вывод: при существенном изменении формы и длительности воздействующего напряжения изменение величины коэффициентов импульса и эквивалентности невелико ($\frac{1,48}{1,28} = 1,15$).

Таблица 2

Значения коэффициентов импульса и коэффициентов эквивалентности

Ширина масляного канала, мм	Воздействие					
	1,5/40 мксек		600/1 600 мксек		Импульс 0,4 сек, $f = 50$ эц	
	$K_{\text{и}}$	$K_{\text{экв}}$	$K_{\text{и}}$	$K_{\text{экв}}$	$K_{\text{и}}$	$K_{\text{экв}}$
10	1,9	1	1,48	0,77	1,28	0,66
24	2,1	1	1,58	0,75	1,34	0,64

Испытания моделей главной изоляции при воздействии апериодической волны 600/1 600 мксек показали, что предразрядные времена частичных разрядов достаточно велики (500—1 700 мксек), т. е. повреждение изоляции происходит либо при времени, близком к амплитуде, либо на хвосте волны, причем наибольшее число частичных разрядов возникает при предразрядном времени 1 000—1 700 мксек.

При испытании элементарных моделей масляной изоляции при различных формах воздействующего напряжения, имитирующего коммутационные перенапряжения [Л. 4], было получено, что предразрядное время лежит в основном в диапазоне времени воздействия напряжения большего, чем 90% амплитуды волны.

В наших опытах не получено подобных результатов, предразрядное время в большинстве случаев оказалось больше времени, в течение которого напряжение остается большим 90% амплитуды.

По-видимому, электрическая прочность маслосбавленной изоляции при коммутационных воздействиях определяется общей длительностью воздействующего импульса. Это обстоятельство следует иметь в виду при выборе формы и длительности импульса, предназначенного для испытания коммутационными воздействиями.

При проведении исследований электрической прочности маслосбавленной изоляции при воздействиях, имитирующих воздействия коммутационных перенапряжений, была сделана попытка высветить влияние слабых (необугленных) следов поверхностного разряда, которые возникают при однократном и кратковременном воздействии напряжения, на электрическую прочность главной изоляции маслосбавленного типа.

Методика испытаний принципиально заключалась в следующем. Испытание одной группы моделей при воздействиях типа коммутационных перенапряжений прекращалось после воздействия на изоляцию одного импульса, сопровождающегося частичным разрядом; при испытании другой группы моделей допускалось воздействие на модель двух-трех импульсов с частичными разрядами. После прекращения испытания при коммутационных воздействиях модели давался отстой в течение 30—40 мин.

По истечении этого срока модель подвергали испытанию одномоментным воздействием напряжения промышленной частоты. При появлении признаков, свидетельствующих о возникновении частичных разрядов или интенсивной ионизации,

Электрическая прочность воздушных промежутков при переменном напряжении высокой частоты

В. П. ЛАРИОНОВ, М. А. АРОНОВ, Е. С. КОЛЕЧИЦКИЙ, В. Ф. МИНЕИН
и Ю. Г. СЕРГЕЕВ

МЭИ

В электротермических и радиотехнических установках может использоваться высокое переменное напряжение с частотой в десятки и сотни килогерц. Основной изолирующей средой в этих установках является атмосферный воздух. Для обоснованного выбора изоляционных расстояний между элементами установок, находящимися под напряжением, необходимо располагать сведениями об электрической прочности воздушных промежутков с различной конфигурацией электрического поля. Однако по разрядным напряжениям промежутков при частотах в десятки и сотни килогерц имеются весьма ограниченные данные [Л. 1].

Настоящая работа посвящена разрядным характеристикам воздушных промежутков в диапазоне частот от 10 до 600 кГц и поэтому в некоторой мере восполняет имеющийся пробел.

Исследовались промежутки: шар — шар, плоскость — плоскость, острие — острие, острие — плоскость, кольцо — кольцо. Источниками напряжения служили высоковольтные генераторы незатухающих синусоидальных колебаний, построенные по схеме с самовозбуждением. Напряжение на исследуемом промежутке плавно поднималось с нуля до пробоя по стандартной методике, используемой при испытаниях напряжением с частотой 50 Гц [Л. 2].

Измерение разрядных напряжений производилось электростатическими киловольтметрами

С-100 и С-101, а также путем осциллографирования с помощью емкостных делителей напряжения.

Разрядные характеристики промежутков со слабо неоднородным полем. Исследовались воздушные промежутки между шаровыми электродами диаметром 5, 12,5 и 25 см. Один из шаров заземлялся, другой присоединялся к источнику напряжения.

Разбросы в величинах разрядных напряжений были незначительными. При малых расстояниях между электродами в соответствии с [Л. 2] применялось ультрафиолетовое облучение промежутков.

Зависимости разрядных напряжений от расстояния между шарами различного диаметра при частотах 10—600 кГц показаны на рис. 1. Там же приведены разрядные напряжения этих промежутков при частоте 50 Гц (по данным [Л. 2]).

Из полученных кривых следует, что при малых длинах промежутка (0,15—1,9 см в зависимости от частоты) разрядные напряжения при высокой частоте и частоте 50 Гц совпадают. Если длина промежутка превышает некоторую определенную величину, так называемую критическую длину $S_{кр}$, то разрядное напряжение при высокой частоте становится ниже, чем при 50 Гц. Критическая длина промежутка зависит от частоты напряжения и уменьшается с ростом частоты.

испытание модели прекращали, и модель подвергалась разборке.

Рассмотрение результатов проведенных испытаний позволяет сделать вывод, что слабые, необугленные следы поверхностного разряда снижают прочность главной изоляции примерно на 10%. При воздействии на изоляцию двух-трех импульсов, сопровождавшихся частичными разрядами, снижение одномоментной прочности может достигать 50%, т. е. степень снижения электрической прочности зависит от числа частичных разрядов, воздействовавших на изоляцию.

Поэтому при рассмотрении вопроса о замене низкочастотных испытаний трансформаторов воздействиями типа коммутационных перенапряжений следует иметь в виду, что одним из основных доводов в пользу того или другого вида испытаний должна быть степень надежности фиксации частичных разрядов, могущих иметь место при испытательном напряжении.

Выводы. 1. Электрическая прочность главной маслобарьерной изоляции при воздействии напряжения, имитирующего коммутационные перенапряжения, а также напряжения промышленной частоты и импульсного определяется электрической прочностью ближайшего к обмотке масляного канала.

2. Увеличение прочности ближайшего к обмотке канала при уменьшении его ширины с 24 до 10 мм (дистанцирование цилиндра рейкой) колеблется в пределах от 29 до 41% в зависимости от вида воздействующего напряжения.

3. Увеличение прочности ближайшего к обмотке канала при переходе от дистанцирования цилиндра прокладками к дистанцированию рейкой (ширина канала 10 мм) изменяется в пределах от 10 до 18% в зависимости от вида воздействующего напряжения.

4. Влияние ширины канала и способа его образования на электрическую прочность маслобарьерной изоляции уменьшается с уменьшением длительности воздействующего напряжения.

Литература

1. Михайлов Ю. А., Половой И. Ф. и др., Исследование внутренних перенапряжений в сети 500 кВ Мосэнерго, «Электрические станции», 1964, № 5.
2. Norris E. T., Transformer Switching Surge Strength, El. Review, 1965, 12 February.
3. Панов А. В., К вопросу координации изоляции высоковольтных трансформаторов, Госэнергоиздат, 1948.
4. Honey C. C., Keil G., Preston L. L., Vakov S., Switching surge test on conductor samples and transformers windings, CIGRE, 1966, Report № 116.

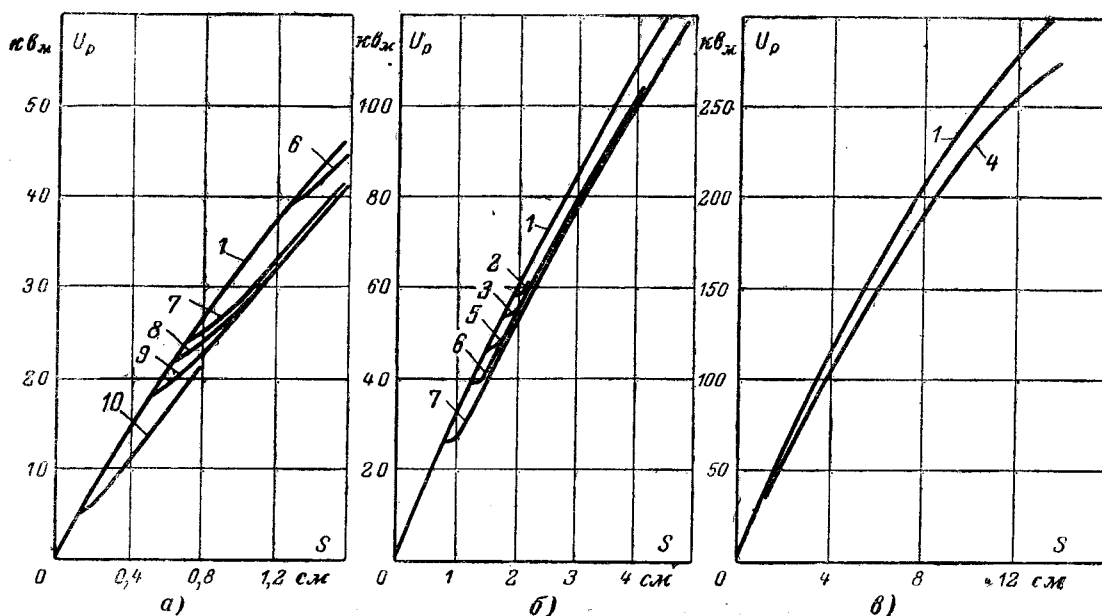


Рис. 1. Разрядные напряжения шаровых промежутков (один шар заземлен).

а — диаметр шаров $d=5$ см; б — $d=12,5$ см; в — $d=25$ см;

1 — 50 гц; 2 — 10 кГц; 3 — 12,5 кГц; 4 — 13,5 кГц; 5 — 15 кГц; 6 — 20 кГц; 7 — 45 кГц; 8 — 60 кГц; 9 — 100 кГц; 10 — 600 кГц.

Снижение разрядных напряжений при длинах промежутка больше критической может быть объяснено накоплением положительного заряда в межэлектродном пространстве [Л. 1]. При определенном соотношении между длиной промежутка и частотой изменения его электрического поля часть положительных ионов, образующихся в течение одного полупериода, не успевает уйти из промежутка на электрод к началу следующего полупериода. В результате этого в промежутке накапливается положительный объемный заряд, что приводит к искажению электрического поля в промежутке и снижению разрядного напряжения по сравнению с разрядным напряжением при частоте 50 гц.

Следуя Брайту [Л. 1], найдем выражение для критической длины промежутка. Поскольку при минимальном разрядном напряжении лавины могут развиваться только в то время, когда значение напряжения близко к амплитудному, то перемещение ионов к электроду может происходить в течение четверти периода. За это время ионы переместятся на расстояние

$$\mu_+ E_{cp} \frac{T}{4} = \frac{\mu_+ E_p}{2\pi f},$$

где μ_+ — подвижность положительных ионов;

$E_{cp} = \frac{2}{\pi} E_p$ — среднее за четверть периода значение напряженности поля в промежутке;

E_p — амплитудное значение напряженности поля в промежутке;

T — период напряжения;

f — частота напряжения.

При напряжении, близком к минимальному разрядному, лавины электронов достигают анода, поэтому положительный заряд может накапливать-

ся в промежутке только в том случае, если частота напряжения такова, что за четверть периода ионы будут перемещаться на расстояние $\frac{S_{кр}}{k}$, меньшее длины промежутка. Таким образом, критическая длина промежутка может быть определена как

$$S_{кр} = k \frac{\mu_+ E_p}{2\pi f}. \quad (1)$$

Коэффициент k характеризует условия накопления заряда в промежутке. Теоретическое определение его встречает большие трудности. В диапазоне частот 10—600 кГц коэффициент k с достаточной точностью может быть вычислен по эмпирической формуле

$$k = 2 \lg f, \quad (2)$$

где f в кГц. Заметим, что увеличение k с ростом f свидетельствует о более эффективном накоплении зарядов в промежутке при повышении частоты.

Если по данным [Л. 2] учесть зависимость разрядных напряженностей от длины промежутка между шаровыми электродами при частоте 50 гц

$$E_p = \varphi(S), \quad (3)$$

то совместное решение уравнений (1) и (3) позволяет рассчитать критическую длину промежутка для разных частот. Результаты такого расчета, проведенного для воздушных промежутков ($\mu_+ = 2 \frac{\text{см/сек}}{\text{в/см}}$), показаны на рис. 2. Там же нанесены опытные точки по данным рис. 1. Пользуясь зависимостью (2), по критической длине можно найти разрядное напряжение промежутка $S_{кр}$ для разных частот.

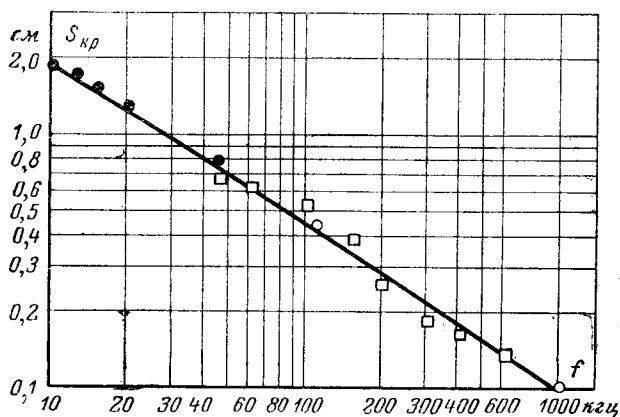


Рис. 2. Зависимость критической длины промежутка от частоты.

— расчет; \square — опыт, шары диаметром 12,5 см; \bullet — опыт, шары диаметром 5 см; \circ — опыты Мюллера [Л. 1].

Почти во всех практических случаях длины промежутков превышают критические значения, поэтому всегда следует учитывать снижение разрядных напряжений промежутков со слабо неоднородным полем в диапазоне частот 10—600 кГц.

Разрядные характеристики промежутков с резко неоднородным полем. Измерялись разрядные напряжения промежутков: острое (диаметр электрода 10 мм, конусность 30°)—заземленная плоскость, острое—заземленное острое, кольцо—заземленное кольцо.

В последнем случае изменялся диаметр колец и диаметр труб, из которых были выполнены кольца.

На рис. 3 приведены зависимости, показывающие влияние формы электродов на разрядные напряжения воздушных промежутков при высоких частотах. Поскольку разброс разрядных напряжений был невелик, кривые построены по средним значениям из 10—20 измерений. Как и при частоте 50 Гц при высоких частотах минимальной электрической прочностью обладает промежуток острое—плоскость. Промежуток острое—острое при $S > 3$ см имеет прочность примерно на 10% выше. Прочность промежутков кольцо—кольцо при малых расстояниях между электродами много больше прочности промежутка острое—острое.

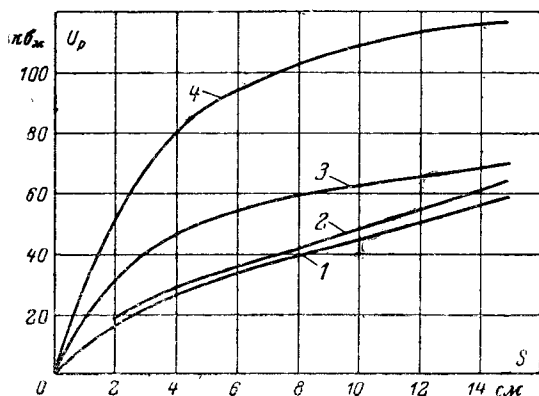


Рис. 3. Разрядные напряжения промежутков с резко неоднородным полем, частота 20 кГц.

1 — острое — заземленная плоскость; 2 — острое — заземленное острое; 3 — кольцо — заземленное кольцо, диаметр колец 15 см, диаметр труб 0,5 см; 4 — то же, диаметр труб 1,5 см.

Однако с увеличением межэлектродного расстояния рост прочности существенно замедляется.

На рис. 4 приведены разрядные напряжения промежутка острое—плоскость при частотах от 13,5 до 500 кГц. Там же показана зависимость разрядных напряжений промежутка длиной 10 см от частоты. Следует отметить, что разрядные напряжения при частотах 100 и 500 кГц совпадают с результатами измерений при тех же частотах, приведенными в [Л. 3—5].

При высоких частотах разрядные напряжения промежутков с резко неоднородным полем значительно ниже, чем при частоте 50 Гц и уменьшаются с ростом частоты (рис. 4). Это может объясняться особенностями развития начальных стадий разряда при высоких частотах. Как показали исследования [Л. 6], характеристики коронного разряда в рассматриваемом диапазоне частот резко отличаются от характеристик короны при частоте 50 Гц. Более благоприятные условия накопления пространственного заряда и существенное снижение градиентов в стримерных каналах при увеличении частоты [Л. 6] являются, по-видимому, основными факторами, приводящими к уменьшению разрядных напряжений.

Влияние атмосферных условий на разрядные напряжения. Зависимость разрядных напряжений от давления воздуха исследовалась с помощью барокамеры, давление в которой менялось от 150 до 750 мм рт. ст. При разных давлениях измерялись разрядные напряжения промежутка между шаровыми электродами диаметром 5 см при частоте 45 кГц. Температура воздуха составляла 20° С.

Результаты исследования показывают, что зависимость разрядного напряжения от относительного давления воздуха является линейной и может быть выражена формулой

$$U_{р\delta} = U_{р1} (0,1 + 0,9\delta), \quad (4)$$

где $\delta = \frac{P}{760}$ — относительное давление воздуха (P — давление, мм рт. ст.);

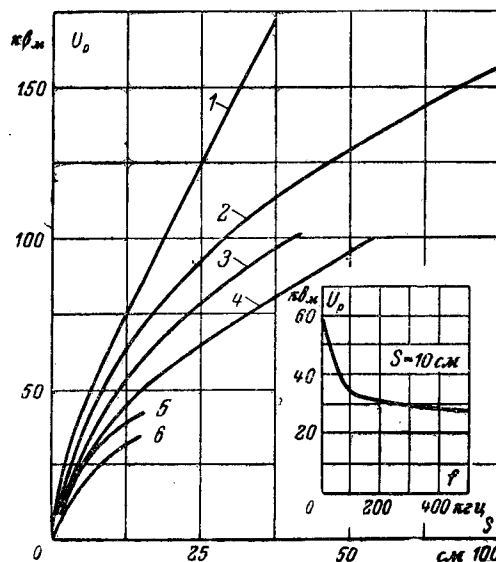


Рис. 4. Разрядные характеристики промежутка острое — заземленная плоскость.

1 — 50 Гц; 2 — 13,5 кГц; 3 — 21,5 кГц; 4 — 40,5 кГц; 5 — 100 кГц; 6 — 500 кГц.

U_{p1} — разрядное напряжение при нормальном атмосферном давлении ($\delta = 1$);

$U_{p\delta}$ — разрядное напряжение при $\delta = 0,2-1,0$.

Поправочные коэффициенты на относительное давление воздуха ($0,1+0,9\delta$) хорошо совпадают с аналогичными коэффициентами для частоты 50 гц [Л. 2].

Помимо давления исследовалось также влияние дождя на разрядные напряжения промежутка с однородным и неоднородным полем при разных частотах (рис. 5). Дождь создавался по стандартной методике [Л. 2]. Удельное сопротивление воды ($45 \text{ ом} \cdot \text{м}$) не соответствовало стандарту. Опыты показали, что дождь практически не влияет на разрядные напряжения промежутков с резко неоднородным полем типа острие — плоскость.

Заметное снижение разрядных напряжений под дождем по сравнению с разрядными напряжениями в сухом состоянии обнаружено у промежутков с однородным и слабо неоднородным полем. Капли дождя настолько сильно искажают электрическое поле в промежутке, что разрядные напряжения под дождем промежутков плоскость — плоскость и кольцо — кольцо приближаются к разрядным напряжениям промежутка острие — плоскость.

Исследовалась зависимость разрядных напряжений под дождем от величины удельного объемного сопротивления воды для промежутка плоскость — плоскость. Оказалось, что увеличение удельного сопротивления от 12 до $700 \text{ ом} \cdot \text{м}$ приводит к росту разрядных напряжений на 20% по линейному закону.

Выводы. 1. Измерены разрядные напряжения промежутков между шарами различного диаметра в диапазоне частот 10—600 кгц. При длине промежутка меньше критической разрядные напряжения совпадают с разрядными напряжениями при частоте 50 гц, а при длине промежутка больше критической — ниже разрядных напряжений при частоте 50 гц. Экспериментально определенные критические длины промежутков хорошо согласуются с рассчитанными по формулам (1) и (3).

2. Разрядные напряжения промежутков с резко неоднородным полем в диапазоне частот 10—600 кгц значительно ниже разрядных напряжений тех же промежутков при частоте 50 гц.

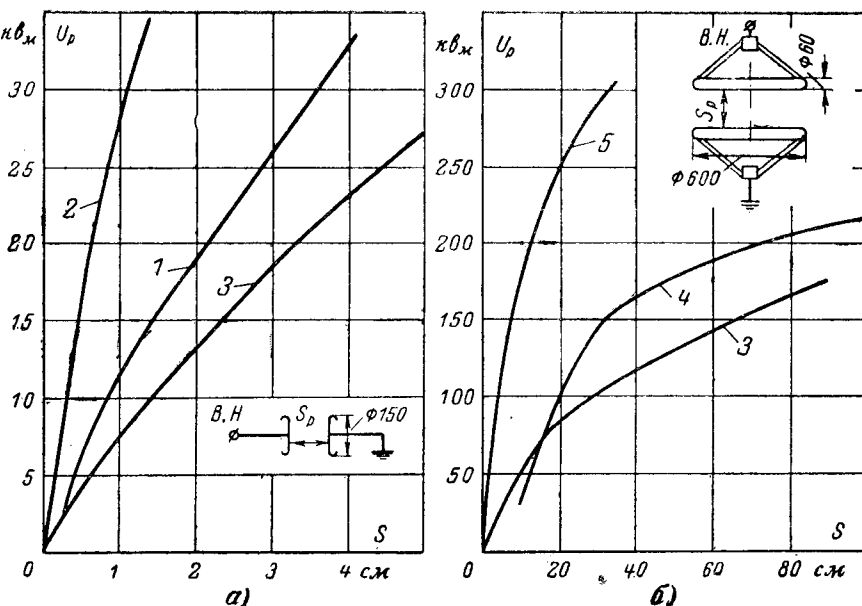


Рис. 5. Влияние дождя на разрядные напряжения промежутков (сила дождя 3 мм/мин, удельное объемное сопротивление воды $45 \text{ ом} \cdot \text{м}$).

а — 20 кгц; б — 13,5 кгц;

1 — плоскость — плоскость под дождем; 2 — плоскость — плоскость в сухом состоянии; 3 — острие — плоскость; 4 — кольцо — кольцо под дождем; 5 — кольцо — кольцо в сухом состоянии.

3. Уменьшение давления воздуха при частоте 45 кгц приводит к такому же снижению разрядного напряжения промежутков со слабо неоднородным полем, как и при частоте 50 гц.

4. В рассматриваемом диапазоне частот дождь снижает разрядные напряжения промежутков с однородным и слабо неоднородным полем и практически не влияет на разрядные напряжения промежутков с резко неоднородным полем.

Литература

1. Мик Дж., Крэгс Дж., Электрический пробой в газах, Изд-во иностранной литературы, 1960.
2. ГОСТ 1516-60. Трансформаторы, аппараты и изоляторы высокого напряжения. Нормы и методы испытаний электрической прочности изоляции, Стандартгиз, 1960.
3. Кампшюле И., Пробой воздуха и поверхностный разряд при высокой частоте и 50 гц, изд-во «Электротехника», Германия, 1930, т. 24.
4. Матханов П. Н., Вопросы рационального выбора конструктивных форм высоковольтных высокочастотных изоляторов, Автореферат диссертации, ЛЭТИ, 1948.
5. Муравьева Г. Я., Высоочастотный разряд при пониженном давлении и вопросы расчета высокочастотной изоляции на больших высотах, Автореферат диссертации, ЛЭТИ, 1952.
6. Колечицкий Е. С., Исследование коронного разряда на частотах выше 10 кгц, «Электричество», 1967, № 7.

[5.6.1967]



Применение мелкомасштабного геометрического моделирования для оценок вероятности поражения протяженных объектов

Э. М. БАЗЕЛЯН, Е. А. САДЫХОВА и Е. Б. ФИЛИПОВА

Москва

Организация исследований разряда молнии связана со значительными трудностями и требует больших материальных затрат. Недостаток сведений о параметрах молнии и статистике поражений заземленных объектов ограничивает развитие теории молниезащиты и снижает достоверность решения практических задач. В связи с этим закономерно стремление к лабораторному моделированию процессов, в котором роль разряда молнии поручена длинной искре. Основная сложность таких исследований связана с необходимостью экстраполировать результаты на молнию. Экстраполяция может считаться обоснованной, если лабораторные данные вообще не зависят от условий моделирования или эта зависимость точно известна и позволяет произвести соответствующий пересчет.

Одна из наиболее трудоемких и важных для практики задач касается подсчета числа поражений молнией протяженных объектов, типичным примером которых является высоковольтная линия электропередачи. Как известно, формальная связь числа поражений (N_L) линии длиной l с интенсивностью грозовой деятельности задается выражением

$$N_L = 2R_L l n, \quad (1)$$

где n — удельная плотность разрядов молнии в поверхность земли;

$$R_L = \int_0^\infty \Phi(r) dr \text{ — эквивалентный радиус для линии,} \quad (2)$$

$\Phi(r)$ — вероятность ориентировки лидера молнии из точки r в линию.

Когда n задано, решение сводится к определению функции распределения $\Phi(r)$. Можно попытаться вычислить функцию $\Phi(r)$ аналитически, как это сделано для стержневого электрода в [Л. 1], либо по лабораторным измерениям, если только в данном случае окажется допустимой экстраполяция модельных опытов на реальный объект. Последнее, однако, сомнительно, так как из анализа статистического метода расчета [Л. 1] следует зависимость распределения разрядов между объектом и землей от масштаба модели, формы импульса напряжения, принятого для испытаний, и отношения высоты ориентировки к высоте объекта (H_0/h).

Более обнадеживающей кажется попытка использовать в практических расчетах не абсолютные величины, а отношение параметров, определенных на моделях различной конфигурации. В первую очередь это касается отношения эквивалентных радиусов, которое позволяет пересчитать известную статистику поражений заданного объекта на любое другое сооружение той же высоты.

Порядок пересчета легко проследить на примере стержневого объекта и линии. Если отношение соответствующих эквивалентных радиусов равно

$$a = \frac{R_L}{R_{CT}}, \quad (3)$$

причем

$$R_{CT} = \sqrt{\int_0^\infty 2r\Phi_{CT}(r) dr}, \quad (4)$$

то

$$N_{CT} = \pi R_{CT}^2 n. \quad (5)$$

Совместное решение [1], (2), (5) дает формулу пересчета

$$N_L = 2al \sqrt{\frac{nN_{CT}}{\pi}}, \quad (6)$$

которая оказывается полезной, когда известно достоверное значение отношения a .

В настоящей работе оцениваются возможности применения абсолютных значений эквивалентных радиусов и их отношения, определенных на модели, в практических расчетах числа поражения молнией заземленных сооружений различной высоты.

Распределение разрядов для линии и стержня исследовалось при изменении масштаба модели, величины отношения H_0/h , формы и полярности импульса напряжения. Длина разрядного промежутка H_0 изменялась от 40 до 300 см, а величина отношения H_0/h равнялась 6, 10 и 20. Было выбрано два типа импульсов напряжения: 6/1000 и 250/1000 мксек. Длительность фронта первого из них близка к обычно используемым в такого рода опытах; второй характеризуется большим разбросом результатов при измерении разрядного напряжения, что по данным [Л. 1] должно повлиять на характеристики распределения разрядов. Нужно еще отметить, что испытания пологим импульсом более правильно имитируют изменение напряженности поля в окрестностях молниеприемника во время развития лидера молнии.

Методика эксперимента аналогична описанной в [Л. 1]. Вероятность поражения объекта определялась по нескольким сериям опытов, но не менее чем по 200 разрядам. По экспериментальным данным строились функции распределения $\Phi(r)$, интегрированием которых по формулам (2) и (4) рассчитывались значения соответствующих эквивалентных радиусов.

Типичные кривые $\Phi(r)$ представлены на рис. 1. Их сравнение показывает, что вероятность поражения объекта разрядом, развивающимся из заданной точки, зависит от геометрических размеров модели и параметров волны напряжения. Измене-

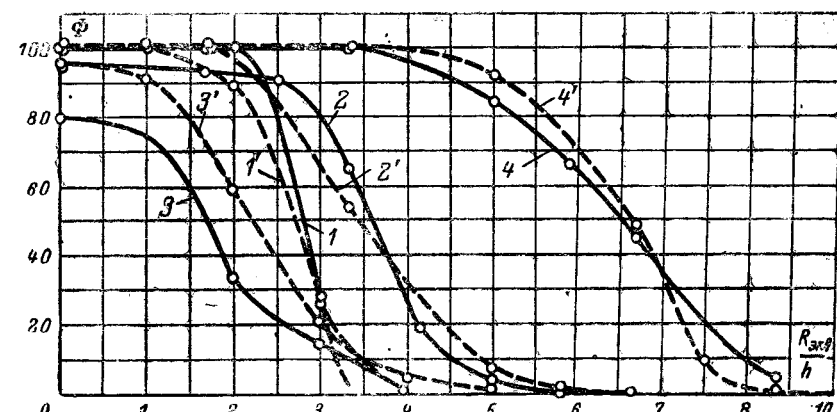


Рис. 1. Кривые распределения $\Phi(r)$ для линии (1—4) и стержня (1'—4') при различных параметрах модели, полярностях и формах волны напряжения.

1 — $H_0/h=6$, $\tau_\Phi=6$ мксек (+); 2 — $H_0/h=10$, $\tau_\Phi=6$ мксек (+); 3 — $H_0/h=6$, $\tau_\Phi=250$ мксек (+); 4 — $H_0/h=6$, $\tau_\Phi=6$ мксек (—).

ние любого из этих факторов сказывается не только на форме кривых $\Phi(r)$, но и на площади, которую они ограничивают, т. е. на величине эквивалентного радиуса $R_{\text{л}}$ или $R_{\text{ст}}$.

При прочих равных условиях влияние масштаба модели и отношения H_0/h определяется длительностью фронта положительной волны напряжения. Величина эквивалентного расстояния, измеренная в относительных единицах ($R_{\text{экв}}/h$), слабо меняется с масштабом модели, когда длительность фронта равна 6 мксек (рис. 2). Наибольшее отклонение от среднего значения $R_{\text{экв}}/h$ в исследованных пределах изменения масштаба составило около 4%. Этот факт соответствует выводам других авторов, которые при напряжении с крутым фронтом не обнаружили сильной связи между масштабом модели и вероятностью поражения [Л. 2 и 3]. Напротив, при пологом импульсе напряжения ($\tau_\Phi=250$ мксек) увеличение масштаба модели в 6 раз вызывает снижение относительной величины эквивалентного радиуса в 1,3 раза.

Для заданной модели удлинение фронта волны напряжения от 6 до 250 мксек уменьшает эквивалентный радиус тем более сильно, чем крупнее модель. Из рис. 2 видно, что соответствующие величины $R_{\text{экв}}/h$, измеренные для стержневого электрода при $H_0=50$ см, практически совпадают, тогда как при $H_0=300$ см они различаются в 1,45 раза.

С увеличением отношения H_0/h значения эквивалентного радиуса ($R_{\text{экв}}/h$) монотонно возрастают приблизительно с одинаковой скоростью для τ_Φ 6 и 250 мксек (рис. 3).

Перемена полярности импульса напряжения с положительной на отрицательную увеличивает значения эквивалентного радиуса почти в 2 раза (см. таблицу).

H_0 , см	H_0/h	τ_Φ , мксек	$R_{\text{л}}/h$		$R_{\text{ст}}/h$		a	
			+	—	+	—	+	—
250	10	6	3,54	6,5	3,59	6,49	0,98	1,0
40	6	6	2,78	5,78	2,82	5,96	0,98	0,97
100	6	250	2,7	4,7	2,57	5,52	1,05	0,85
Среднее							1,0	0,94

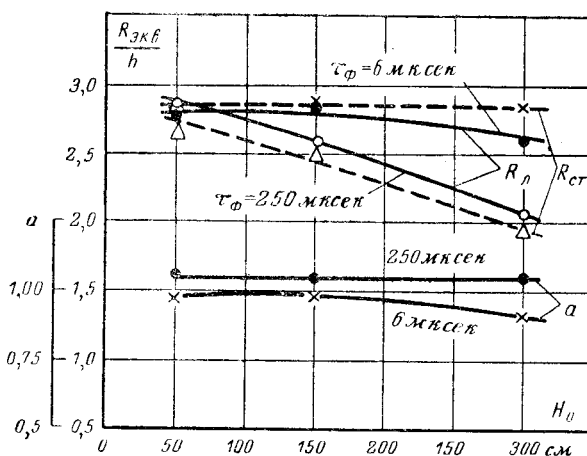


Рис. 2. Влияние масштаба модели на значения эквивалентных радиусов линии и стержня, измеренных в относительных единицах ($R_{\text{л}}/h$ и $R_{\text{ст}}/h$), и на величину отношения эквивалентных радиусов $a=R_{\text{л}}/R_{\text{ст}}$ для $H_0/h=6$.

Такая сильная зависимость результатов измерения от параметров модели и в первую очередь от ее масштаба при пологом фронте не позволяет считать мелкомасштабное геометрическое моделирование подходящим методом определения абсолютных значений эквивалентного радиуса.

Значительно меньшим изменениям подвержена величина отношения эквивалентных радиусов $a=R_{\text{л}}/R_{\text{ст}}$. Это можно видеть из рис. 2, 3 и таблицы, где приведены соответствующие значения a . Так, например, изменение отношения H_0/h от 6 до 20 снижает величину a только на 15% при $\tau_\Phi=250$ мксек, в то время как эквивалентные радиусы увеличиваются вдвое. Еще меньшие цифры характеризуют зависимость отношения a от полярности и формы импульса напряжения.

Изменение масштаба не влияло на отношение эквивалентных радиусов, когда модели испытывались полой волной напряжения с $\tau_\Phi=250$ мксек

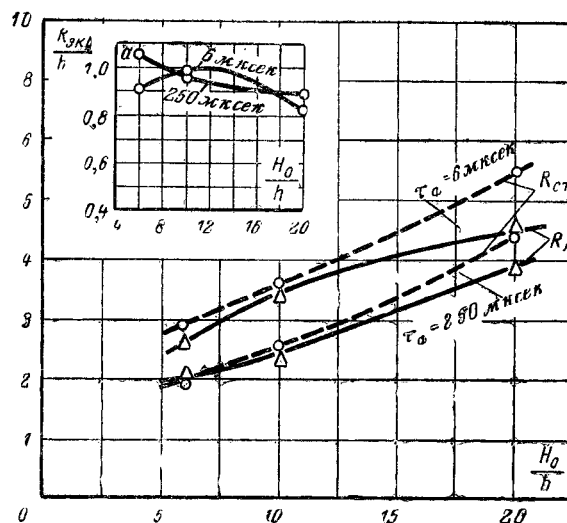


Рис. 3. Изменение значений эквивалентных радиусов линии и стержня ($R_{\text{л}}/h$ и $R_{\text{ст}}/h$) и величины отношения эквивалентных радиусов $a=R_{\text{л}}/R_{\text{ст}}$ в зависимости от H_0/h ($H_0=300$ см).

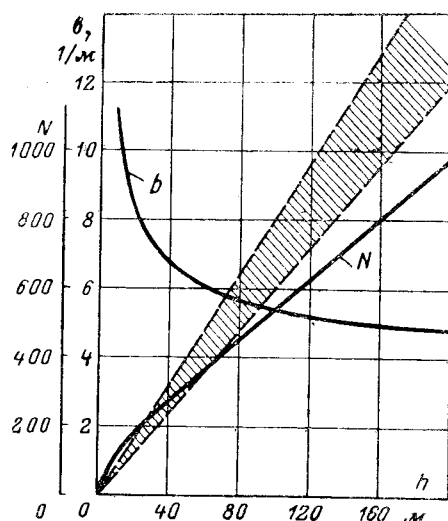


Рис. 4. Расчетная зависимость параметра b и числа ударов в линию $N_{\text{л}}$ от высоты линии. Заштрихованная область значений $N_{\text{л}}$ подсчитана по формуле $N_{\text{л}} = bh$ [Л. 5 и 6]. Расчет проводился для 100 км линии и 100 грозовых дней.

(рис. 2). Для крутого импульса напряжения ($\tau_{\text{ф}} = 6$ мсек) можно отметить некоторую тенденцию к снижению отношения a при увеличении масштаба, однако это снижение невелико и перекрывается погрешностью измерений.

Средние значения отношения эквивалентных радиусов, подсчитанные по результатам всех проведенных опытов отдельно для $\tau_{\text{ф}} 6$ и 250 мсек равны 0,96 и 0,98, а максимальные отклонения от среднего не превышают соответственно 15 и 10%.

Слабая зависимость отношения эквивалентных радиусов от масштаба модели, особенно для полных импульсов напряжения, позволяет экстраполировать лабораторные значения этого отношения на реальные объекты. В связи с тем, что сведения о высоте ориентировки разряда молнии и о соотношении разрядов различной полярности недостаточно достоверны, а влияние этих факторов не является сильным, целесообразно ввести усредненную величину $a = R_{\text{л}}/R_{\text{ст}} = 0,97$, которую можно использовать при пересчете статистики поражений.

В качестве исходной статистики для пересчета удобно использовать сведения о поражении молнией отдельно стоящих сооружений, близких по форме к стержню (дымовые трубы, мачты, башни и т. д.), поскольку за такими сооружениями легче организовать наблюдение, чем за протяженными. Кроме того, формулы пересчета числа ударов в стержни на число ударов в другие объекты достаточно просты. Для длинных линий пересчет осуществляется по формуле (6). Предложенная методика имеет смысл только при наличии достоверной статистики, которая является основой пересчета и определяет характер искомой функции $N_{\text{л}}(h)$, так как по результатам проведенных экспериментов отношение эквивалентных радиусов, входящее в выражение (6), от высоты объекта (h) не зависит.

В инженерных расчетах для оценки числа ударов молнии в сосредоточенные и протяженные

объекты используют эмпирические формулы, структура которых в значительной степени произвольна. Для того чтобы упорядочить набор этих формул, требуются общие соотношения, связывающие между собой статистики поражения различных объектов. Одно из таких соотношений может базироваться на установленном выше постоянстве отношения эквивалентных радиусов. Например, для линии и стержня из выражения (6) следует, что

$$N_{\text{л}}(h) = m [N_{\text{ст}}(h)]^{1/2}, \quad (7)$$

причем m — постоянно для линии заданной длины.

Если при подсчете числа ударов молнии в стержень использовать выражения

$$N_{\text{ст}} = \alpha h + \beta h^2 + \gamma h^5 \quad (8)$$

для $h < 400$ м или

$$N_{\text{ст}} = \alpha h + \beta h^2, \quad (9)$$

когда $h < 200$ м ($\alpha = 10^{-2}$, $\beta = 1,67 \cdot 10^{-4}$ в пересчете на 100 грозовых дней), которые были получены Б. Н. Гориным и А. В. Шкилевым по литературным данным, то согласно (6) и (9)

$$N_{\text{л}} = 2al \left(\frac{n}{\pi} \right)^{1/2} (\alpha h + \beta h^2)^{1/2}. \quad (10)$$

Сравнение выражения (10) с общепринятой эмпирической формулой $N_{\text{л}} = bh$ показывает, что параметр

$$b = 2al \left(\frac{n}{\pi} \right)^{1/2} \left(\frac{\alpha}{h} + \beta \right)^{1/2} \quad (11)$$

и не может быть принят постоянным, когда высота линии варьируется в широких пределах.

Если ввести в (10) экспериментальное значение отношения a и величину удельной плотности разрядов молнии, рекомендованную в [Л. 4], то на 100 км и 100 грозовых дней получим:

$$N_{\text{л}} = 6 \sqrt{0,5h^2 + 30h}. \quad (12)$$

Зависимость параметра b и числа поражений $N_{\text{л}}$ от высоты линии представлена на рис. 4, где для сравнения нанесена область значений $N_{\text{л}}$, подсчитанных по выражению $N_{\text{л}} = bh$, согласно [Л. 5 и 6].

При изменении h от 10 до 200 м расчетное число ударов растет почти линейно. В этих пределах функцию $N_{\text{л}}(h)$ можно аппроксимировать выражением

$$N_{\text{л}} = 70 + 4,6 h. \quad (13)$$

Следует иметь в виду, что эксплуатационные данные, обработка которых была использована для вывода эмпирической формулы (8), не являются достаточно обширными. Дальнейшее накопление таких данных может привести к уточнению зависимости $N_{\text{л}}(h)$ и даже к изменению ее структуры. Естественно, что это никак не отразится на методике пересчета, базирующейся на соотношении (7).

Если для оценки функции распределения $\Phi(r)$ привлечь статистическую методику, то в дополнение к приведенным соотношениям можно установить взаимосвязь между функциями $N(h)$ и $H_0(h)$,

задающими число ударов молнии и высоту ее ориентировки в объект высотой h . Эта возможность заслуживает внимания в связи с тем, что высота ориентировки входит как исходная величина в конструктивные расчеты средств молниезащиты, в том числе и в расчет вероятности прорыва молнии сквозь тросовую защиту.

К длинной линии без принципиальных изменений применима методика, разработанная в [Л. 1] для стержневого электрода. Здесь задача упрощается, поскольку рассматриваемая система является плоско-параллельной.

Если допустить, что ориентировка канала молнии определяется разностью разрядных напряжений промежутков от головки лидера молнии до линии или земли, функция $\Phi(r)$ будет задана уравнением (14) [Л. 1]

$$\Phi(r) = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^A e^{-t^2/2} dt \right); \quad (14)$$

$$A = \frac{k \sqrt{r^2 + (H_0 - h)^2} - H_0}{\frac{\sigma\%}{100} \sqrt{k^2 [r^2 + (H_0 - h)^2] + H_0^2}}, \quad (15)$$

где H_0 — высота ориентировки лидера молнии;

σ — среднеквадратичное отклонение разрядных напряжений.

Коэффициент k равен отношению средних разрядных градиентов в анализируемых промежутках.

На рис. 5 по формулам (2), (14), (15) построена зависимость R_{π}/h от H_0/h . В «рабочем» диапазоне значений ($H_0/h = 5 \div 20$) отношение R_{π}/h приблизительно прямо пропорционально H_0/h . По этой причине зависимость между параметром b и H_0/h тоже должна быть близкой к линейной.

Таким образом, располагая достоверной статистикой поражения хотя бы одного типа сооружений, с помощью предлагаемой методики пересчета можно получить сведения о числе ударов молнии в объекты другой конфигурации и о высоте ориентировки канала молнии, т. е. о тех параметрах, на которых базируется технико-экономический выбор средств молниезащиты. Подобная статистика

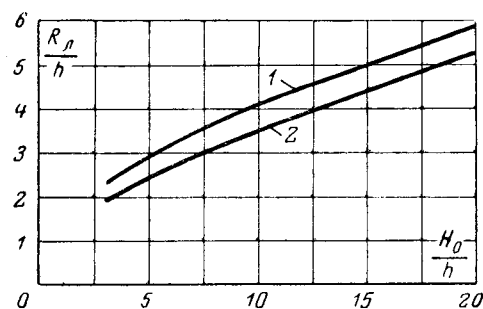


Рис. 5. Расчетное значение эквивалентного радиуса линии, отнесенное к ее высоте (R_{π}/h), в зависимости от величины H_0/h .

1 — расчет выполнен для $k=1$; 2 — значения k заимствованы из [Л. 7].

может быть накоплена в короткое время, если объединить усилия высоковольтных лабораторий и эксплуатирующих организаций для наблюдений за большим числом специально отобранных сооружений.

Авторы считают своим долгом выразить глубокую благодарность проф. Разевигу Д. В. за помощь в выборе направления исследования и при обсуждении результатов.

Литература

1. Базелян Э. М., Зоны защиты высоких одиночных стержневых молниеотводов, «Электричество», 1967, № 7.
2. Акопьян А. А., Исследования защитного действия молниеотводов, Труды ВЭИ, вып. 36, 1940.
3. Wagen C. F., McCann G. L., Lear C. M., Shielding of substations, Electrical Engineering Transaction, vol. 61, 1942.
4. Руководящие указания по защите от перенапряжений электротехнических сооружений 3—220 кВ, Госэнергоиздат, 1954.
5. Руководящие указания по защите от перенапряжений электроустановок переменного тока 3—500 кВ, «Электрические станции», 1965, № 2.
6. Руководящие указания по защите от перенапряжений электрических сетей 3—500 кВ, «Электрические станции», 1964, № 6.
7. Тиходеев Н. Н. и Тушнов А. Н., Разрядные напряжения воздушных промежутков при переменном напряжении, «Электричество», 1958, № 3.

[22.6.1967]



УДК 621.313.32:621.3.013.8

Определение быстродействия и форсировочной способности систем возбуждения синхронных машин

Канд. техн. наук Ю. А. ШМАЙН

ВНИИЭ, Москва

Качество систем возбуждения синхронных машин в значительной мере определяется форсировочной способностью и быстродействием. Эти характеристики, а также свойства АРВ оказывают существенное влияние на поведение системы возбуждения, а следовательно и синхронной машины, в наиболее ответственных переходных режимах, связанных с возможностью потери устойчивости

параллельной работы (внезапные короткие замыкания, отключение параллельной линии и т. д.).

В связи с этим в Государственных общесоюзных стандартах нормируются минимально допустимые значения краткости форсировки и быстродействия систем возбуждения.

В недалеком прошлом, вплоть до середины 50-х годов, основным видом возбудителей синхрон-

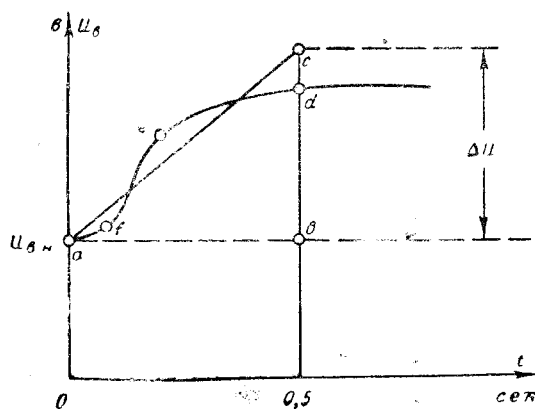


Рис. 1. Определение номинальной скорости нарастания напряжения возбудителя.

ных генераторов и компенсаторов являлись электромашинные коллекторные возбудители, соединенные с валом возбуждаемой машины или приводимые во вращение отдельным двигателем. Коллекторные возбудители характеризуются тем, что напряжение на их зажимах сравнительно мало зависит от тока нагрузки (пологая внешняя характеристика), постоянные времени обмоток возбуждения достаточно велики (десятые доли секунды), а максимальные напряжения возбуждения составляют $1,4 \div 2$ отн. ед.

Эти особенности возбудителей определили способы задания быстродействия и форсировочной способности в стандартах. Так, форсировочная способность определялась, как «...отношение верхнего предела (потолка) напряжения возбудителя (присоединенного к обмотке возбуждения синхронной машины) к номинальному напряжению возбуждения синхронной машины...» (ГОСТ-183-55).

Быстродействие возбудителя задавалось «номинальной скоростью нарастания напряжения возбудителя». «Номинальная скорость» определялась как «удвоенное приращение напряжения возбудителя за время $1/2$ сек, выраженное в долях номинального напряжений возбуждения возбуждаемой им машины» (ГОСТ-183-55). Приращение напряжения за $1/2$ сек определялось спрямленной частью кривой изменения напряжения возбудителя, работающего вхолостую, начиная от номинального значения напряжения, после замыкания накоротко всех сопротивлений в цепи возбуждения возбудителя.

Спрявление производилось так, чтобы площадь треугольника abc (рис. 1) была равна площади $abefa$ кривой нарастания напряжения.

Номинальная скорость нарастания напряжения возбудителя определялась из соотношения $\left(\frac{dU_b}{dt}\right)_n = \frac{2bc}{oa}$.

За последние годы на электростанциях Советского Союза все более широкое распространение получают качественно новые системы возбуждения мощных синхронных генераторов, основанные на принципах выпрямления переменного тока с помощью ионных или полупроводниковых преобразователей. Так, турбогенераторы типа ТГВ-200 оснащаются ионными системами возбуждения, турбогенераторы серии ТВВ — полупроводниковыми,

мощные гидрогенераторы имеют ионные возбудители и т. д.

Новые системы возбуждения по своим характеристикам заметно отличаются от электромашинных возбудителей: они имеют значительно более круто падающую внешнюю характеристику, и, кроме того, системы с управляемыми вентилями обладают значительно большим быстродействием. Старый способ определения быстродействия в применении к новым системам стал неэффективным.

Действительно, если ионный возбудитель обеспечивает двухкратный потолок возбуждения за время $0,02$ сек (постоянная времени примерно $0,007$ сек), его быстродействие, определенное старым способом, получается близким к 4 ед/сек (при фактическом быстродействии около 50 ед/сек). При уменьшении фактического быстродействия такого возбудителя в 10 раз (постоянная времени $0,07$ сек) оценка по старому методу изменится только на десятые доли ($3,5$ ед/сек) и, таким образом, может создаться ложное впечатление о равноценности обоих возбудителей. Сказанное иллюстрирует рис. 2, на котором построены зависимости номинальной скорости от постоянной времени возбудителя для разных кратностей форсировки.

Отметим, что обычно схему замещения возбудителя представляют в виде э. д. с. и активно-индуктивного сопротивления. В этом случае, говоря о постоянной времени возбудителя T_b предполагают, что изменение напряжения на зажимах возбудителя при форсировке носит экспоненциальный характер, а постоянная времени этой экспоненты и есть T_b [Л. 1]. Постоянную времени T_b не следует смешивать с постоянной времени возбудителя и с постоянными времени обмоток возбуждения [Л. 2].

Необходимо, кроме того, отметить, что «номинальная скорость», определенная старым способом, не позволяет непосредственно оценить постоянную времени возбудителя, что затрудняет использование «номинальной скорости» для расчета переходных процессов регулирования возбуждения.

Особенности новых систем возбуждения требуют уточнения также понятия кратности форсировки возбуждения. Для коллекторных электромашинных возбудителей с их малым внутренним сопротивлением понятия «Предельный ток возбуждения» и «Предельное напряжение возбудителя» были практически эквивалентны. Поэтому в стандартах задавалось только предельное напряжение возбу-

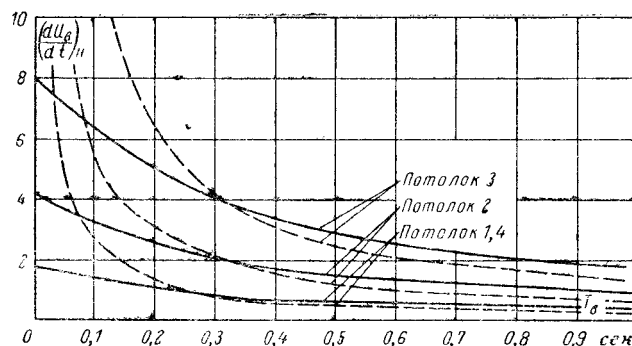


Рис. 2. Зависимость номинальной скорости нарастания напряжения возбуждения от постоянной времени возбудителя.

— при определении старым методом; --- при определении новым методом.

дителя. Новые системы возбуждения обладают большим внутренним сопротивлением и поэтому в начальный момент форсировки возбуждения напряжение возбуждения (предельное напряжение возбудителя), может быть значительно больше, чем к моменту установления тока возбуждения (предельное установившееся напряжение возбудителя, кратность форсировки) (рис. 3). Очевидно, величина, к которой будет стремиться ток возбуждения определяется не потолком по напряжению, а предельным установившимся значением напряжения.

Несоответствие свойств новых систем возбуждения и критериев их оценки в существовавших стандартах привело к необходимости разработки новых требований к системам возбуждения. Эта работа выполнялась во ВНИИЭ с участием ряда других организаций (ВНИИЭМ, ИЭМ и др.). При разработке новых критериев оценки систем возбуждения учитывалась необходимость пригодности этих критериев для оценки обычных электромашинных возбудителей.

Форсировочную способность возбудителей предложено оценивать «кратностью предельного установившегося напряжения» возбудителя следующим образом (ГОСТ 183-66): «Кратностью предельного установившегося напряжения возбудителя синхронных машин (кратностью форсировки) называется отношение наибольшего установившегося значения напряжения ($U_{п.у}$) возбудителя (присоединенного к обмотке возбуждения синхронной машины или ее эквиваленту) к номинальному напряжению возбуждения синхронной машины (рис. 3). Для возбудителей, дающих пульсирующее напряжение (ионные, полупроводниковые и др.) кратность форсировки определяется по среднему за период частоты питания возбудителя значению напряжения»¹.

Для определения номинальной скорости нарастания напряжения возбуждения предложен способ, существенно отличный от прежнего. Так, номинальная скорость нарастания напряжения возбудителя определяется по формуле:

$$\left(\frac{dU_{\text{в}}}{dt}\right)_{\text{н}} = v = 0,632 \frac{U_{\text{п}} - U_{\text{н}}}{U_{\text{н}} t_1},$$

где $U_{\text{п}}$ — предельное напряжение возбудителя;
 $U_{\text{н}}$ — номинальное напряжение возбуждения;
 t_1 — время нарастания напряжения возбудителя от значения, равного номинальному напряжению возбуждения возбуждаемой машины, до значения U' , определяемого из выражения (см. рис. 3):

$$U' = U_{\text{н}} + 0,632 (U_{\text{п}} - U_{\text{н}}).$$

Примечание. Предельное напряжение возбудителя синхронной машины — наибольшее значение этого напряжения на холостом ходу или в режиме нагрузки, близком к режиму холостого хода, а для возбудителей, имеющих серийную характеристику, — при нагрузке возбудителя на обмотку возбуждения возбуждаемой синхронной машины при работе последней на сеть или в режиме короткого замыкания. При наличии устройства для ограничения потолка возбуждения, последнее должно быть включено.

¹ В ГОСТ 183-66 после слова «наибольшего» опущено слово «установившегося», что может привести к смещению понятия $U_{\text{п}}$ и $U_{\text{п.у}}$.

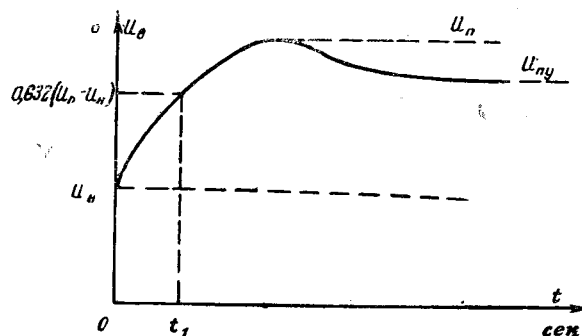


Рис. 3. Определение номинальной скорости нарастания напряжения возбудителя новым способом.

$U_{\text{н}}$ — номинальное напряжение возбуждения; $U_{\text{п}}$ — предельное напряжение возбуждения; $U_{\text{п.у}}$ — предельное установившееся напряжение возбуждения.

Предложенный способ определения быстродействия не только позволяет оценить фактическое быстродействие возбудителя, но и дает возможность оперировать с его эквивалентной постоянной времени $T_{\text{в}}$, которая равна t_1 .

Для сопоставления нового и старого способов определения быстродействия необходимо найти условия, при которых эти способы дают одинаковый результат.

Предполагая экспоненциальный характер кривой нарастания напряжения возбуждения, номинальная скорость при старом способе оценки может быть выражена так:

$$\left(\frac{dU_{\text{в}}}{dt}\right)_{\text{н}} = 8 \frac{U_{\text{п}} - U_{\text{н}}}{U_{\text{н}}} \int_0^{0,5} (1 - e^{-\frac{t}{T_{\text{в}}}}) dt.$$

Приравнявая выражения для определения номинальной скорости новым и старым способом, получим:

$$0,632 \frac{U_{\text{п}} - U_{\text{н}}}{U_{\text{н}} T_{\text{в}}} = 8 \frac{U_{\text{п}} - U_{\text{н}}}{U_{\text{н}}} \int_0^{0,5} (1 - e^{-\frac{t}{T_{\text{в}}}}) dt.$$

Решение этого уравнения определяет такое значение постоянной времени возбудителя ($T_{\text{в}} = 0,316 \text{ сек}$), при котором обеспечивается адекватность обоих способов определения быстродействия. На рис. 2 построены кривые номинальной скорости, определенной старым и новым способами, в зависимости от постоянной времени возбудителя. Как видно из рисунка, при кратности форсировки равной двум оба способа дают одинаковый результат, равный 2 ед/сек ($T_{\text{в}} = 0,316 \text{ сек}$). Эти величины как раз и соответствуют предельным значениям быстродействия и кратности форсировки, записанным в существующих стандартах на мощные турбогенераторы, и потому нет необходимости вносить изменения в существующие нормы.

Вообще для коллекторных возбудителей, постоянная времени которых достаточно велика, оба способа дают близкие результаты (рис. 2). Для быстродействующих же систем возбуждения новый способ определения скорости дает результат значительно более соответствующий физической картине процесса, чем старый способ.

Расчет напряжения и токов синхронного генератора с помощью уравнений Горева — Парка

Л. Н. ТОКАРЕВ, О. Н. КЛИМАНОВ и В. И. ТОЛЧЕЕВ

Ленинград

При математическом моделировании синхронных машин с помощью уравнений Горева—Парка возникает необходимость проверки правильности набора блок-схемы и установки коэффициентов. Для этого можно воспользоваться изложенными ниже формулами расчета изменения напряжения машины и его составляющих по осям d и q (u , u_d и u_q), тока статора (i , i_d и i_q), тока возбуждения (i_B), составляющих тока демпферной обмотки (i_D и i_Q) в установившемся режиме и в первый момент времени при включении на одиночно работающий генератор активно-индуктивной нагрузки. Конечно, для момента времени $t=0$ это можно сделать только в случае моделирования синхронных машин без учета апериодических составляющих тока статора. Ниже показано, как из уравнений синхронной машины получить соответствующие расчетные формулы.

Дифференциальные уравнения синхронной машины в форме Лайбля (без учета апериодической составляющей) записываются следующим образом:

$$u_d = -ri_d + \omega\psi_d; \quad (1)$$

$$u_q = -ri_q - \omega\psi_q; \quad (2)$$

$$u_B = i_B + T_B p\psi_B; \quad (3)$$

$$0 = i_D + T_D p\psi_D; \quad (4)$$

$$0 = i_Q + T_Q p\psi_Q; \quad (5)$$

$$\psi_d = x_d i_d + i_D - i_B; \quad (6)$$

$$\psi_q = x_q i_q + i_Q; \quad (7)$$

$$\psi_B = i_B - \mu_d x_d i_d - g_1 i_D; \quad (8)$$

$$\psi_D = -g_2 i_B + \mu'_d x_d i_d + i_D; \quad (9)$$

$$\psi_Q = \mu_q x_q i_q + i_Q. \quad (10)$$

Уравнение активно-индуктивной нагрузки (также без учета апериодических)

$$i_d = g_H u_d + b_H u_q; \quad (11)$$

$$i_q = g_H u_q - b_H u_d. \quad (12)$$

Проще всего проверку производить при включении нагрузки на холостом ходу генератора. В этом случае начальные условия будут следующими:

$$u_B = i_B,$$

так как из (3) по закону постоянства потокосцепления следует, что при $t=0$ разность

$$u_B - i_B = T_B \frac{d\psi_B}{dt} dt = 0,$$

$$i_D = 0,$$

так как

$$T_D \frac{d\psi_D}{dt} dt = 0,$$

$$i_Q = 0,$$

так как

$$T_Q \frac{d\psi_Q}{dt} dt = 0.$$

Поскольку до включения нагрузки генератор работал вхолостую, то точки i_d и i_q были равны нулю, а u_B было равно i_B и равно единице. В связи с этим из (8) имеем:

$$\psi_B|_{t=0} = i_B|_{t=0} = 1,$$

а из (9)

$$\psi_D|_{t=0} = -g_2.$$

Сопротивление статора, как показали расчеты, очень мало влияет на изменение переменных в первый момент. Поэтому можно принять $r=0$.

В результате получаем систему уравнений, из которой можно определить величины всех переменных в первый момент времени после изменения нагрузки генератора:

$$u_q = i_B - x_d i_d - i_D; \quad (13)$$

$$u_d = x_q i_q + i_Q; \quad (14)$$

$$\psi_B = i_B - \mu_d x_d i_d - g_1 i_D; \quad (15)$$

$$\psi_D = -g_2 i_B + \mu'_d x_d i_d + i_D; \quad (16)$$

$$\psi_Q = \mu_q x_q i_q + i_Q. \quad (17)$$

Как было указано выше, предельное напряжение возбудителя должно определяться на холостом ходу или в режиме близком к холостому ходу. Это связано с особенностями ионных возбудителей, нормальный режим которых обеспечивается при наличии некоторого тока нагрузки (обычно десятки доли процента от номинального).

В заключение необходимо отметить, что новый способ определения быстродействия уже вошел в ГОСТ 10169-62 «Синхронные машины. Методы

испытаний» и в ГОСТ 183-66 «Машины электрические». Кроме того, Советский Союз внес соответствующие предложения на обсуждение МЭК и CIGRE.

Литература

1. Ульянов С. А., Электромагнитные переходные процессы в электрических системах, изд-во «Энергия», 1964.
2. Рюденберг Р., Переходные процессы в электроэнергетических системах, Москва, 1955.

[26.1.1967]

Исключая из (15) и (16) величину i_B , получаем (с учетом $\psi_{B_0} = 1$, $\psi_{D_0} = -g_2$):

$$i_D = \frac{g_2 \mu_d - \mu'_d}{1 - g_1 g_2} x_d i_d. \quad (18)$$

Исключая затем i_D , получим

$$i_B = 1 + \frac{\mu_d - \mu'_d g_1}{1 - g_1 g_2} x_d i_d. \quad (19)$$

Подставим полученные выражения в уравнение (13)

$$u_q = 1 - x_d i_d + \frac{\mu_d - \mu'_d g_1 - g_2 \mu_d + \mu'_d}{1 - g_1 g_2} x_d i_d. \quad (20)$$

Из (14) и (17) получаем:

$$u_d = (1 - \mu_q) x_q i_q = x''_q i_q. \quad (21)$$

Таким образом, имеем уравнения, связывающие все переменные с токами i_d и i_q . Исключив эти токи, с помощью (11), (12) и (21) запишем окончательное выражение для u_q (с учетом $g_1 \mu'_d = g_2 \mu_d$ [Л. 1]):

$$u_q = \frac{1}{1 + \left(1 - \frac{\mu_d - 2g_2 \mu_d + \mu'_d}{1 - g_1 g_2}\right) \left[b_n + \frac{g_n^2 (1 - \mu_q) x_q}{1 + b_n (1 - \mu_q) x_q}\right] x_d}. \quad (22)$$

Величины активной и индуктивной проводимостей нагрузки (g_n и b_n) определяются по соотношениям

$$g_n = Y_n \cos \varphi;$$

$$b_n = Y_n \sin \varphi,$$

где Y_n — полная проводимость нагрузки;
 $\cos \varphi$ — коэффициент мощности нагрузки.

Таким образом, если по (22) определить величину u_q , то по нижеприведенным выражениям можно найти и все остальные переменные:

$$\left. \begin{aligned} u_d &= \frac{g_n (1 - \mu_q) x_q}{1 + b_n (1 - \mu_q) x_q} u_q; \\ i_d &= g_n u_d + b_n u_q; \\ i_q &= \frac{1}{(1 - \mu_q) x_q} u_d; \\ i_D &= \frac{g_2 \mu_d - \mu'_d}{1 - g_1 g_2} x_d i_d; \\ i_Q &= -\mu_q x_q i_q; \\ i_B &= u_q + x_d i_d + i_D. \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

Характер изменения всех перечисленных переменных, полученный на модели, приведен на рис. 1.

Коэффициенты магнитной связи контуров машин могут быть рассчитаны по формулам [Л. 1]:

$$\mu_d = \frac{x_{ad}^2}{x_f x_d} = 1 - \frac{x'_d}{x_d};$$

$$\mu'_d = \frac{x_{ad}^2}{x_D x_d} = 1 - \frac{x'_d}{x_d};$$

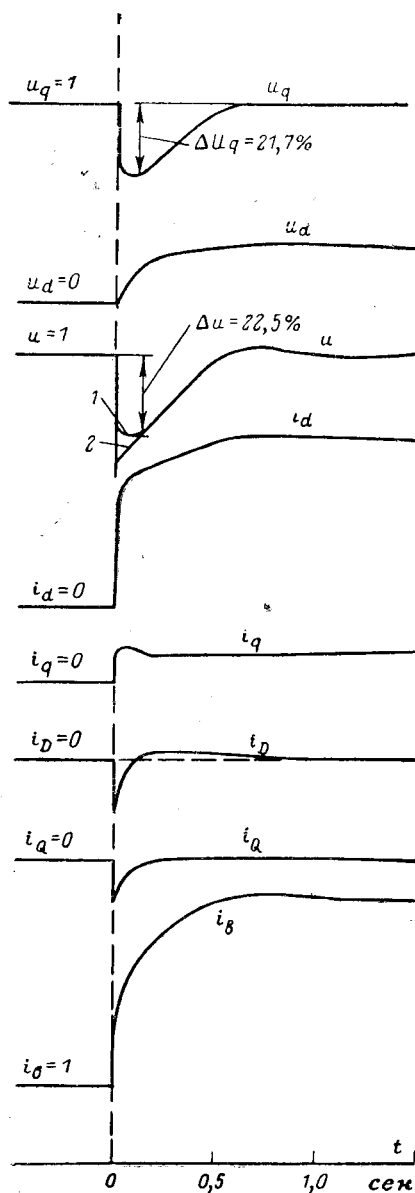


Рис. 1. Характер изменения переменных синхронного генератора, полученный на математической модели.

1 — при учете демпферной обмотки; 2 — без учета демпферной обмотки.

$$\mu_q = \frac{x_{aq}^2}{x_Q x_q} = 1 - \frac{x''_q}{x_q};$$

$$\mu_a = \frac{x_{ad}^2}{x_f x_D} = g_1 g_2;$$

$$g_1 = \sqrt{\frac{\mu_d \mu_a}{\mu'_d}};$$

$$g_2 = \sqrt{\frac{\mu'_d \mu_a}{\mu_d}};$$

Приведенные формулы расчета могут применяться не только для проверки правильности набора модели. В частности, с их помощью можно оценить влияние параметров машины, величины тока и $\cos \varphi$ нагрузки на провалы напряжения. Например, на рис. 2 показано, как изменяется величина первого изменения напряжения от $\cos \varphi$

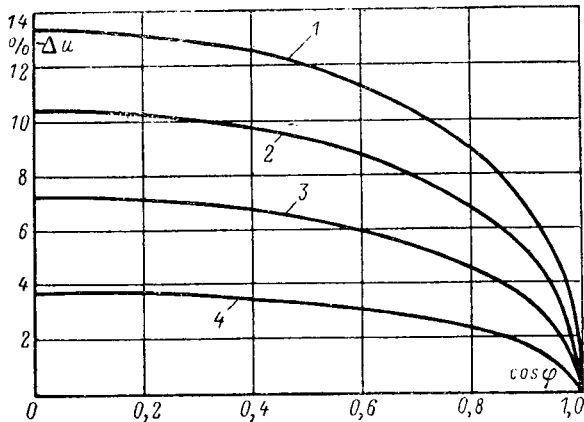


Рис. 2. Зависимости первого изменения напряжения синхронного генератора от $\cos \varphi$ нагрузки (полной). 1 — при включении номинальной нагрузки; 2 — при включении нагрузки, равной 75% от номинальной; 3 — при включении нагрузки, равной 50% от номинальной; 4 — при включении нагрузки, равной 25% от номинальной.

нагрузки, а на рис. 3 — от величины нагрузки при разных $\cos \varphi$. На рис. 4 показано влияние демпферной клетки на изменение напряжения.

Изменение всех величин для идеальной машины, не имеющей демпферной клетки, рассчитывается по формулам системы (23) при условии

$$\mu'_d = g_1 = g_2 = \mu_q = 0.$$

Из осциллограмм напряжения (рис. 1), полученных на математической модели синхронного генератора, видно, как с затуханием токов в демпферной обмотке кривая напряжения сливается с кривой, снятой при отсутствии демпферной обмотки.

Для определения правильности набора модели полезна также проверка в статике.

Она проводится по формулам, вытекающим из исходной системы уравнений Горева — Парка при условии $t = \infty$ и с учетом

$$u = \sqrt{u_d^2 + u_q^2}.$$

Определив из этих формул установившиеся величины переменных при какой-либо частичной нагрузке, можно определить их изменение в момент

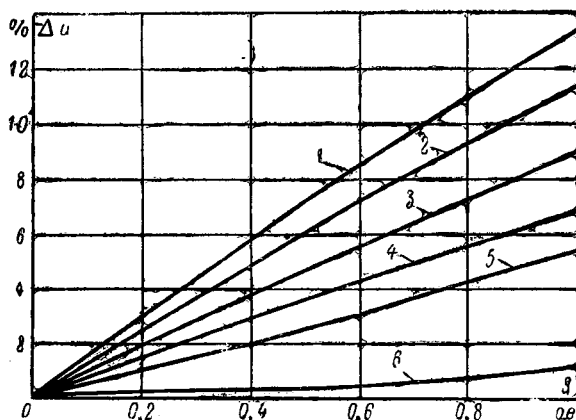


Рис. 3. Зависимости первого изменения напряжения синхронного генератора от величины полной нагрузки. 1 — $\cos \varphi = 0$; 2 — $\cos \varphi = 0,6$; 3 — $\cos \varphi = 0,8$; 4 — $\cos \varphi = 0,9$; 5 — $\cos \varphi = 0,95$; 6 — $\cos \varphi = 1,0$.

$t=0$ и для режима включения добавочной нагрузки. Например, для режима включения 50% нагрузки на уже нагруженный на 50% генератор.

Расчетные формулы для таких режимов могут быть получены из исходной системы уравнений, если начальные значения потокоцеплений ψ_B и ψ_D определить через начальные значения величин токов. Например, выражение для расчета величины тока возбуждения в первый момент после изменения нагрузки находится следующим образом.

Из (15) и (16) для момента $t=0$ (слева от нуля) имеем

$$\psi_{B_0} = i_{B_0} - \mu_d x_d i_{d_0};$$

$$\psi_{D_0} = -g_2 i_{B_0} + \mu'_d x_d i_{d_0}.$$

Поскольку в первый момент времени потокоцепления ψ_B и ψ_D не изменяются, можно записать $\psi_B = \psi_{B_0}$ и $\psi_D = \psi_{D_0}$.

Приравняв правые части этих равенств и решив полученную систему уравнений, находим ток возбуждения

$$i_B = i_{B_0} - \frac{\mu_d - \mu'_d g_1}{1 - g_1 g_2} x_d i_{d_0} + \frac{\mu_d - \mu'_d g_1}{1 - g_1 g_2} x_d i_d.$$

Таким же образом получаем формулы для расчета других переменных в первый момент времени после внезапного изменения нагрузки. Сводка всех окончательных формул приведена ниже

$$u_q = \frac{i_{B_0} - k x_d i_{d_0} - (1 - k) m \mu_d x_q x_d i_{q_0}}{1 + (1 - k)(b_n + m g_n x''_q) x_d};$$

$$i_d = m \mu_q x_q i_{q_0} + (b_n + m g_n x''_q) u_q;$$

$$i_q = -\frac{\mu_q x_q}{x''_q} i_{q_0} + \frac{u_d}{x''_q};$$

$$u_d = \frac{\mu_q x_q}{g_n} m i_{q_0} + m x''_q u_q;$$

$$i_B = i_{B_0} + \mu_d x_d \frac{1 - g_2}{1 - g_1 g_2} (i_d - i_{d_0});$$

$$i_D = -\mu'_d x_d \frac{1 - g_1}{1 - g_1 g_2} (i_d - i_{d_0});$$

$$i_Q = -\mu_q x_q (i_q - i_{q_0}),$$

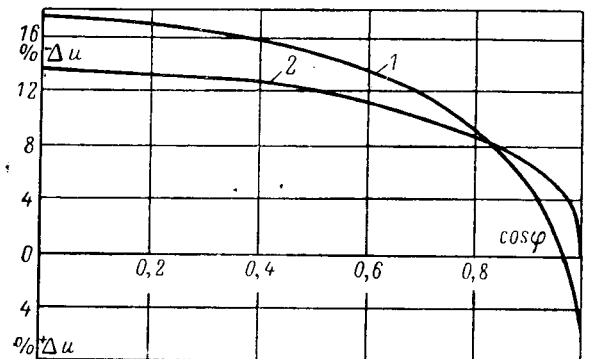


Рис. 4. Влияние демпферной клетки на первое изменение напряжения синхронного генератора при включении полной номинальной нагрузки с разными $\cos \varphi$. 1 — без учета демпферной клетки; 2 — с учетом демпферной клетки.

где

$$k = \frac{\mu_d - 2g_1\mu'_d + \mu'_d}{1 - g_1g_2};$$

$$m = \frac{g_2}{1 + b_n x''_q}$$

Для расчета переменных при отключении всей нагрузки в приведенных выражениях следует считать $i_d = i_q = 0$.

Таким образом, из классической системы уравнений Горева — Парка вытекают формулы для расчета изменения токов и напряжений всех контуров синхронной машины в первый момент времени после внезапного увеличения или уменьшения нагрузки. Такой расчет полезен при математическом моделировании, особенно при блочной проверке сложной модели, состоящей из нескольких параллельно работающих машин.

Приведенные в статье формулы могут быть использованы для аналитического расчета «провалов» и «всплесков» напряжения.

На рис. 5 показано, как изменяются все переменные при включении нагрузки с разными $\cos \varphi$. Результаты расчета хорошо согласуются с экспериментом. Например, показанная на рис. 2 кривая зависимости провала напряжения (Δu) генератора

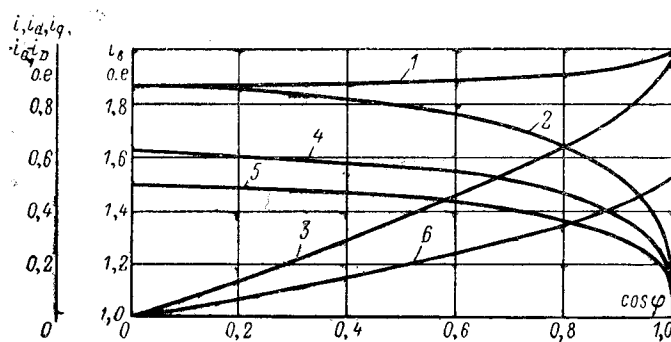


Рис. 5. Изменение переменных синхронного генератора в первый момент после включения полной номинальной нагрузки с разными $\cos \varphi$.

$$1 - i = \sqrt{i_d^2 + i_q^2}; \quad 2 - i_d; \quad 3 - i_q; \quad 4 - i_\psi; \quad 5 - i_D; \quad 6 - i_Q.$$

типа ГСС-114-8 при включении 100% нагрузки от $\cos \varphi$ дает величину около 13% при $\cos \varphi = 0,4$. Эксперимент с реальной машиной ГСС-114-8 показал такую же величину «провала» напряжения.

Литература

1. Горев А. А., Переходные процессы синхронной машины, Госэнергоиздат, 1950.

[15.5.1967]



УДК 621.318.433.013.001.24

Электромагнитное экранирование мощных реакторов без стали

Инж. Л. А. МАСТРЮКОВ
Москва

Введение. Реакторы в виде катушки без ферромагнитного сердечника, установленной в баке, защищенном электромагнитными экранами, получили широкое применение как высоковольтные токоограничивающие реакторы. С ростом единичной мощности и напряжения катушка без стали становится самым экономичным типом реактора в связи с более высокой степенью роста удельной мощности на единицу веса [Л. 1]. Требования больших расстояний от катушки до экранов по изоляционным и электромагнитным соображениям хорошо согласуются между собой. Поэтому становится возможным применение катушки в экранированном баке в качестве энергетических реакторов других назначений, например шунтирующих или сглаживающих. Так, в СССР построен сглаживающий реактор на напряжение 400 кВ постоянного тока типовой мощностью 300 Мва (в пересчете на 50 Гц).

Как показывает практика, электромагнитные экраны оказывают существенное влияние на такие технические характеристики реактора как индуктивность, потери, габаритные размеры и вес. Между тем вопросы применения экранов в мощных энергетических реакторах такого типа изучены еще недостаточно.

В высокочастотной технике вопросы экранирования катушек индуктивности подробно разработаны с точки зрения борьбы с внешним помехоусущим полем катушки [Л. 2]. При этом делаются грубые упрощения формы экранной оболочки и конфигурации магнитного поля. Экранированный бак заменяется сферой, а катушка — магнитным диполем. Результаты этих работ мало пригодны для исследования влияния экранов мощных реакторов, имеющих иное назначение и характерных большими размерами и потерями в них.

В технике сильных токов широко применяется следующий приближенный метод расчета. Экраны заменяются короткозамкнутыми витками, как показано на рис. 1,б. Предполагается, что плотность тока по ширине торцевого и высоте осевого витков постоянна, т. е. распределение вихревых токов в экранах заранее считается известным. Это дает возможность рассчитывать реактор как систему индуктивно связанных контуров методами теории электрических цепей. Практически удается правильно определить только индуктивность реактора. Другие характеристики получаются со значительными погрешностями. Наибольшее несоответствие возникает при расчете потерь в экранах, так как дей-

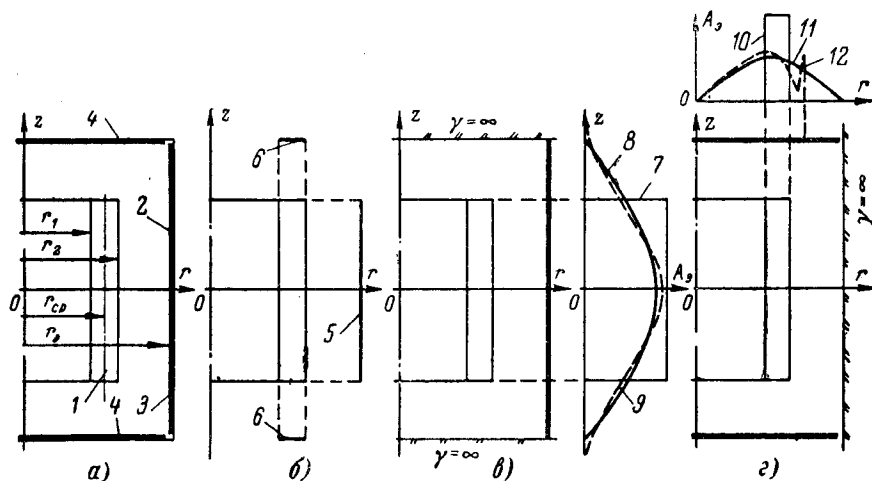


Рис. 1. Расчетные схемы реактора.

a — основная расчетная схема; *b* — расчетная схема приближенного метода; *c* — расчетная схема со «сверхпроводящими» плоскостями ($\gamma = \infty$); *d* — расчетная схема со «сверхпроводящим» цилиндром ($\gamma = \infty$).

1 — катушка; 2 — бак; 3 — цилиндрический экран; 4 — плоские экраны; 5 — осевой виток; 6 — торцевые витки; 7 — эпюра вихревых токов в цилиндрическом экране по приближенному методу; 8 — то же, по точному методу; 9 — то же, по эксперименту; 10 — эпюра вихревых токов в плоских экранах по приближенному методу; 11 — то же, по точному методу; 12 — то же, по эксперименту.

ствительная картина вихревых токов в экранах существенно отличается от принятой. Точность расчета можно повысить, если разбивать экраны на большее число витков [Л. 3], но тогда расчет становится слишком громоздким и для практики непригодным.

В связи с этим ниже предложен метод расчета электромагнитного поля реактора путем непосредственного решения основных уравнений поля; получены выражения поля в объеме бака, распределения токов и потерь в экранах; даны рекомендации по применению экранов.

Постановка задачи. Расчетная схема реактора представлена на рис. 1, *a*. Круглая катушка 1 прямоугольного сечения с высотой $2l$, шириной b и в среднем радиусом $r_{\text{ср}}$ симметрично установлена в круглом баке 2. Вся внутренняя поверхность бака защищена сплошными электромагнитными экранами толщиной Δ , стенка — цилиндрическим экраном 3 с радиусом r_0 , дно и крышка — плоскими экранами 4 с расстоянием между ними $2l_0$. Симметричная установка катушки в баке необходима, чтобы уравновесить электромагнитные усилия взаимодействия катушки с экранами.

Естественно рассматривать электромагнитное поле реактора в цилиндрической системе координат r, α, z^* (рис. 1, *a*). Вследствие радиальной симметрии $\dot{E} = \dot{E}_r$; $\dot{H}_\alpha = 0$. Считаем, что н. с. катушки $\dot{I}\omega$ равномерно распределена по ее сечению и поэтому плотность н. с.

$$\dot{a} = \dot{a}_\alpha = \dot{I}\omega/2bl = \text{const.}$$

В объеме, ограниченном экранами, в цилиндрической системе координат поле описывается уравнениями [Л. 4]:

* Обозначения основных характеристик электромагнитного поля даны в конце статьи. Система единиц СИ.

$$\frac{\partial^2 \dot{E}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \dot{E}}{\partial r} + \frac{\dot{E}}{r^2} + \frac{\partial^2 \dot{E}}{\partial z^2} = j\omega\mu_0 \dot{a}, \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{H}_r &= -\frac{1}{j\omega\mu_0} \frac{\partial \dot{E}}{\partial z}; \\ \dot{H}_z &= \frac{1}{j\omega\mu_0} \cdot \frac{\partial(r\dot{E})}{r\partial r}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

На поверхности экранов поле можно характеризовать отношением касательных составляющих электрической и магнитной напряженности \dot{E}_t/\dot{H}_t , равным поверхностному сопротивлению экрана $Z_{\text{пов}}$. Для электромагнитных экранов, обладающих высокой электропроводностью γ , значение $Z_{\text{пов}}$ практически не зависит от характера изменения поля на их поверхности и равно сопротивлению экрана в однородном поле [Л. 2]. Влиянием кривизны цилиндрического экрана на $Z_{\text{пов}}$ можно пренебречь, так как толщина экрана Δ во много раз меньше его радиуса r_0 .

Поэтому

$$\dot{E} = \dot{H}_z Z_{\text{пов}} \quad (3)$$

при $r = r_0$ и

$$\dot{E} = \dot{H}_r Z_{\text{пов}} \quad (4)$$

при

$$z = \pm l_0.$$

Экранированную стенку бака можно рассматривать как двухслойный проводник [Л. 4]. Нетрудно показать, что поле и потери в стальной стенке с параметрами $\mu'_{\text{ст}} = (500 \div 1000)$, $\gamma_{\text{ст}} = 6 \cdot 10^4$ 1/ом·см пренебрежимо малы по сравнению с потерями в экране и полем на его поверхности даже при очень малой толщине экрана [Л. 5]. Поэтому без большой ошибки можно принять, что напряженность магнитного поля на границе слоев равна нулю. Тогда поверхностное сопротивление экранов выражается известной формулой [Л. 4]:

$$\left. \begin{aligned} Z_{\text{пов}} &= \frac{\dot{p}}{\gamma} \text{cth } \dot{p}\Delta = R_0 + jX_0, \\ \dot{p} &= \sqrt{j\omega\mu\gamma}; \\ R_0 &= \frac{1}{\gamma\delta} \frac{\text{sh } 2\alpha + \sin 2\alpha}{\text{ch } 2\alpha - \cos 2\alpha}, \\ X_0 &= \frac{1}{\gamma\delta} \frac{\text{sh } 2\alpha - \sin 2\alpha}{\text{ch } 2\alpha - \cos 2\alpha}; \quad \alpha = \frac{\Delta}{\delta}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где

Приближенные выражения для $Z_{\text{пов}}$

$$\left. \begin{aligned} Z_{\text{пов}} &\approx \frac{1+j}{\delta} \quad \text{при } \Delta > \delta; \\ Z_{\text{пов}} &\approx \frac{1}{\gamma\Delta} \left[1 + j \frac{2}{3} \frac{\Delta^2}{\delta^2} \right] \approx \frac{1}{\gamma\Delta} \quad \text{при } \Delta < \delta. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Отметим, что при этом линейная плотность вихревых токов на поверхности экранов $\dot{A}_0 = \frac{\partial \dot{I}_0}{\partial t} = \dot{H}_t$ по направлению t .

Для цилиндрического экрана при $r=r_0$

$$\dot{A}_0(z) = \dot{H}_z, \quad (7)$$

для плоских экранов при $z = \pm l_0$

$$\dot{A}_0(r) = \dot{H}_r. \quad (8)$$

Таким образом, необходимо найти выражения для \dot{E} , \dot{H} , удовлетворяющие (1) и (2) в объеме, на поверхности которого задано отношение $\dot{E}_t/\dot{H}_t = Z_{\text{пов}} = \text{const}$, причем $Z_{\text{пов}}$ определяется по (5) или (6). Поставленную задачу можно значительно упростить, если принять, что на этой поверхности

$$\dot{E}_t = 0. \quad (9)$$

Допущение абсолютно справедливо для «сверхпроводящих» экранов ($\gamma = \infty$, $Z_{\text{пов}} = 0$). Ниже показано, что оно вполне приемлемо и в случае реальных экранов, выполненных из меди или алюминия.

Электромагнитное поле реактора. Решение уравнения (1) методом разделения переменных [Л. 6] в области, где $\dot{a} = 0$, и методом вариаций произвольных постоянных [Л. 6] при $\dot{a} \neq 0$ с учетом того, что в нашей задаче $\dot{E} = 0$ при $r = 0$ и $\dot{E}_{+z} = \dot{E}_{-z}$ приводит к общему выражению поля в виде суммы пространственных гармоник по z или r :

$$\dot{E} = \Sigma [\dot{C}_n I_1(mr) + \dot{D}_n K_1(mr)] \cos mz, \quad (10)$$

$$\dot{E} = \Sigma [\dot{C}_i e^{kz} + \dot{D}_i e^{-kz}] J_1(kr). \quad (11)$$

Здесь и в дальнейшем $J_0(kr)$, $J_1(kr)$, $I_0(mr)$, $I_1(mr)$, $K_0(mr)$, $K_1(mr)$ — нормальные и модифицированные функции Бесселя нулевого и первого порядка [Л. 7]. Так как принято, что $\dot{E} = 0$ при $r = r_0$ и $z = \pm l_0$, то в (10) $m = \pi n/2l_0$, где $n = 1, 3, 5, \dots$, а в (11) $k = \varepsilon_i/r_0$, где ε_i — корни функции $J_1(kr)$. При $\dot{a} = 0$, \dot{C}_n и \dot{D}_n , \dot{C}_i и \dot{D}_i — произвольные постоянные, а при $\dot{a} \neq 0$ произвольные функции $\dot{C}_n = \dot{C}_n(mr)$, $\dot{D}_n = \dot{D}_n(mr)$, $\dot{C}_i = \dot{C}_i(kz)$, $\dot{D}_i = \dot{D}_i(kz)$. Плотность н. с. катушки (\dot{a}) представим в форме тригонометрического ряда по $\cos mz$ на отрезке $-l_0 < z < l_0$ (для определения \dot{C}_n и \dot{D}_n):

$$\left. \begin{aligned} \dot{a} &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{a}_n \cos mz; \\ \dot{a}_n &= 2\dot{a} \frac{\sin ml}{ml_p}; \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

и в форме ряда Бесселя—Фурье по функциям $J_1(kr)$ (на отрезке $0 < r < r_0$) для определения \dot{C}_i и \dot{D}_i :

$$\left. \begin{aligned} \dot{a} &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{a}_i J_1(kr); \\ \dot{a}_i &= 2\dot{a} \frac{br_k J_1(kr_k)}{r_s^2 J_0^2(\varepsilon_i)}, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

где $r_k J_1(kr_k)$ — среднее значение функции $r J_1(kr)$ по ширине катушки.

В соответствии с методом вариаций произвольных постоянных $\dot{C}_n(mr)$, $\dot{D}_n(mr)$, $\dot{C}_i(kr)$, $\dot{D}_i(kr)$ должны удовлетворять следующим условиям:

$$\left. \begin{aligned} \dot{C}'_n(mr) I_1(mr) + \dot{D}'_n(mr) K_1(mr) &= 0, \\ \dot{C}'_n(mr) I'_1(mr) + \dot{D}'_n(mr) K'_1(mr) &= j\omega\mu_0 \dot{a}_n, \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{C}'_i(kz) e^{kz} + \dot{D}'_i(kz) e^{-kz} &= 0, \\ \dot{C}'_i(kz) e^{kz} - \dot{D}'_i(kz) e^{-kz} &= \frac{j\omega\mu_0}{k} \dot{a}_i. \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

С помощью (10) и (11) можно получить два различных выражения электромагнитного поля реактора. С учетом принятого допущения (9) поле реактора удобно представить: а) с помощью (10) как поле катушки и цилиндрического экрана (рис. 1,а), помещенных между бесконечными «сверхпроводящими» плоскостями; б) с помощью (11) как поле катушки и двух плоских экранов (рис. 1,б), помещенных внутри длинного «сверхпроводящего» цилиндра. В обоих случаях поле реактора $[\dot{E}, \dot{H}]$ находится суммированием поля катушки $[\dot{E}_k, \dot{H}_k]$ и обратного поля экранов (\dot{E}_0, \dot{H}_0)

$$\left. \begin{aligned} \dot{E} &= \dot{E}_k + \dot{E}_0; \\ \dot{H} &= \dot{H}_k + \dot{H}_0. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

В результате решения (1) и (2) указанными методами с помощью (10)—(13), с учетом граничных условий, получены следующие выражения поля для рис. 1,а и б.

Поле катушки на рис. 1,а найдено из (10), (12), (14) и граничных условий: $E = 0$ при $r = 0$, $r = \infty$, поле непрерывно при $r = r_1$ и $r = r_2$.

Внутри катушки $|r| < r_1$

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_k &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{E}_{kn} I_1(mr) \cos mz; \\ \dot{H}_{zk} &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{H}_{kn} I_0(mr) \cos mz; \\ \dot{H}_{rk} &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{H}_{kn} I_1(mr) \sin mz; \\ \dot{H}_{kn} &= \frac{m}{j\omega\mu_0} \dot{E}_{kn} = m \dot{a}_n br_k K_1(mr_k). \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Снаружи катушки $|r| > r_0$

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_k &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{E}_{kn} K_1(mr) \cos mz; \\ \dot{H}_{zk} &= - \sum_{n=1}^{\infty} \dot{H}_{kn} K_0(mr) \cos mz, \\ \dot{H}_{rk} &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{H}_{kn} K_1(mr) \sin mz; \\ \dot{H}_{kn} &= \frac{m}{j\omega\mu_0} \dot{E}_{kn} = m \dot{a}_n br_k I_1(mr_k). \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

В (17) и (18) $r_k I_1(mr_k)$, $r_k K_1(mr_k)$ представляют собой средние значения этих функций по ши-

рине катушки. Для практических расчетов можно принять $r_k = r_{cp}$.

Разделим катушку на две части цилиндрической поверхностью с радиусом r ($r_1 < r < r_2$). Поле в сечении катушки на этой поверхности получается из (10), (12) и (14) как сумма составляющих поля от каждой из двух частей катушки. При этом поле от наружной части ($r = r_2$) находится по (17), а от внутренней ($r_1 = r$) — по (18).

Поле цилиндрического экрана на рис. 1, в ($0 < r < r_0$) можно искать в виде (10). Подставляя (10) и (18) в (16) с учетом (7) и граничных условий: $\dot{E} = 0$ при $r = 0$, $r = r_0$, получим:

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_z &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{E}_{nz} I_1(mr) \cos mz; \\ \dot{H}_{z\theta} &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{H}_{nz} I_0(mr) \cos mz, \\ \dot{H}_{r\theta} &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{H}_{nz} I_1(mr) \sin mz; \\ \dot{H}_{n\theta} &= \frac{m}{j\omega\mu_0} \dot{E}_{nz} = m \dot{A}_{nz} r_0 K_1(mr_0), \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

причем

$$\left. \begin{aligned} \dot{A}_n(z) &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{A}_{nz} \cos mz; \\ \dot{A}_{nz} &= -\dot{a}_n \frac{br_k I_1(mr_k)}{r_0 I_1(mr_0)}. \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

Поле катушки на рис. 1, г найдено из (11), (13), (15) и граничных условий: $E = 0$ при $z = \pm \infty$, поле непрерывно при $z = \pm l$.

Вне катушки ($-l > z > l$)

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_k &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{E}_{ki} e^{-k|z|} J_1(kr); \\ \dot{H}_{kz} &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{H}_{ki} e^{-k|z|} J_0(kr), \\ \dot{H}_{kr} &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{H}_{ki} e^{-k|z|} J_1(kr); \\ \dot{H}_{ki} &= \frac{k}{j\omega\mu_0} \dot{E}_{ki} = \frac{\dot{a}_i}{k} \operatorname{sh} kl. \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

В сечении катушки $|-l < z < l|$

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_k &= \sum_{i=1}^{\infty} \frac{j\omega\mu_0}{k^2} \dot{a}_i (1 - e^{-kl} \operatorname{ch} kz) J_1(kr); \\ \dot{H}_{kz} &= \sum_{i=1}^{\infty} \frac{\dot{a}_i}{k} (1 - e^{-kl} \operatorname{ch} kz) J_0(kr); \\ \dot{H}_{rk} &= \sum_{i=1}^{\infty} \frac{\dot{a}_i}{k} e^{-kl} \operatorname{sh} kz J_1(kr). \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

Поле плоских экранов на рис. 1, г ($-l_0 < z < l_0$) находится в виде (11). Подставляя (11) и (21) в (16)

с учетом (8) и граничных условий: $\dot{E} = 0$ при $z = \pm l_0$, получим:

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_z &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{E}_{zi} \operatorname{ch} kz J_1(kr); \\ \dot{H}_{z\theta} &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{H}_{zi} \operatorname{ch} kz J_0(kr); \\ \dot{H}_{r\theta} &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{H}_{zi} \operatorname{sh} kz J_1(kr); \\ \dot{H}_{zi} &= \frac{k}{j\omega\mu_0} \dot{E}_{zi} = \dot{A}_{zi} e^{-kl_0}, \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \dot{A}_z(r) &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{A}_{zi} J_1(kr) \\ \text{и} \\ \dot{A}_{zi} &= -\frac{\dot{a}_i}{k} \frac{\operatorname{sh} kl}{\operatorname{ch} kl_0}. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

Для оценки принятого допущения (9) рассмотрим отношение результирующего поля к полю катушки \dot{E}/\dot{E}_k на поверхности экранов (рис. 1, в и г) при $Z_{пов} \neq 0$. Из (16), (3), (18) и (19) следует, что на поверхности цилиндрического экрана (рис. 1, в) это отношение

$$\begin{aligned} \dot{E}_n/\dot{E}_{kn} &= \dot{\beta}_n / m r_0 I_1(mr_0) K_1(mr_0) \times \\ &\times [1 + \dot{\beta}_n I_0(mr_0)/I_1(mr_0)], \end{aligned} \quad (25)$$

где

$$\dot{\beta}_n = \frac{m Z_{пов}}{j\omega\mu_0}.$$

Таким же образом, из (4), (16), (21) и (23) можно найти, что на поверхности плоских экранов (рис. 1, г), отношение

$$\dot{E}_i/\dot{E}_{ki} = \dot{\beta}_i (1 + \operatorname{th} kl)/(1 + \dot{\beta}_i \operatorname{th} kl), \quad (26)$$

где

$$\dot{\beta}_i = \frac{k Z_{пов}}{j\omega\mu_0}.$$

Исследование (25) и (26) показывает, что факторы геометрии экранов не имеют большого значения. Величина \dot{E}/\dot{E}_k в (25) и (26), которая характеризует проникновение электромагнитного поля вглубь экрана, определяется $\dot{\beta}$.

Анализ $\dot{\beta}$ с помощью выражений (5) и (6) для $Z_{пов}$ показывает, что величина $\dot{\beta}$ зависит главным образом от отношения глубины проникновения материала экрана (δ) к длине полуволны пространственной гармоник поля ($2l_0/n$; r_0/i).

В мощных реакторах, имеющих большие геометрические размеры, это отношение, а следовательно, $\dot{\beta}$ и \dot{E}/\dot{E}_k являются достаточно малыми величинами. Увеличение $\dot{\beta}$ с ростом n и i не влияет на общую оценку благодаря быстрому затуханию высших гармоник поля по мере удаления от катушки. Поэтому можно принять, что поле практически не проникает

в экран, т. е. $\dot{E}_t = 0$. Количественная оценка \dot{E}/\dot{E}_h дана ниже.

Из выражений (17)—(19) и (21)—(23) можно получить формулы для расчета всех технических характеристик реактора: индуктивности, потерь в экранах, добавочных потерь и усилий в обмотке, усилий взаимодействия между обмоткой и экранами и т. д. Выбор того или иного выражения поля для расчета характеристик обусловлен только практическим удобством конечных формул и быстротой сходимости ряда. Выражения (21)—(23) могут послужить основой для расчета характеристик трехфазного реактора при установке фаз «друг на друга»: например, собственной и взаимной индуктивности фаз, усилия взаимодействия между фазами и т. д.

В настоящей работе исследованы описываемым методом распределение вихревых токов и потери в экранах. Эти вопросы представляют наибольший интерес по двум причинам: во-первых, область экономического применения реактора на переменном токе ограничивается величиной потерь в экранах и, во-вторых, в расчете приближенным методом наибольшее расхождение с опытом возникает при определении потерь в экранах, так как действительная картина вихревых токов существенно отличается от принятой.

Распределение вихревых токов и потери в экранах. Из (12) и (20) получим, что линейная плотность вихревых токов по высоте цилиндрического экрана

$$\begin{aligned} \dot{A}_z(z) &= \sum_{n=1}^{\infty} \dot{A}_{n0} \cos mz = \\ &= \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{I\omega}{l_0} \frac{\sin ml}{ml} \frac{r_h I_1(mr_h)}{r_0 I_1(mr_0)} \right] \cos mz. \end{aligned} \quad (27)$$

Из (13) и (24) таким же образом можно найти, что линейная плотность вихревых токов по радиусу плоских экранов

$$\begin{aligned} \dot{A}_z(r) &= \sum_{i=1}^{\infty} \dot{A}_{i0} J_1(kr) = \\ &= \sum_{i=1}^{\infty} \left[\frac{I\omega}{r_0} \frac{r_h J_1(kr_h)}{r_0 J_0^2(\epsilon_i)} \cdot \frac{\text{sh } kl}{kl \text{ ch } kl_0} \right] J_1(kr). \end{aligned} \quad (28)$$

Общее выражение потерь в экранах [Л. 4]

$$P_0 = \int_s H_t^2 R_0 ds = \int_s A_0^2 R_0 ds. \quad (29)$$

Учитывая, что функции $\cos mz$ на участке $z = \pm l_0$ и $\sqrt{kr} J_1(kr)$ на участке $0 < r < r_0$ обладают свойством ортогональности [Л. 6], получим из (27), (29) и $ds = 2\pi r_0 dz$, что потери в цилиндрическом экране

$$P_{0\text{ц}} = 2\pi r_0 R_0 \int_{-l_0}^{+l_0} \left(\sum_{n=1}^{\infty} A_{n0} \cos mz \right)^2 dz =$$

$$\begin{aligned} &= 2\pi r_0 R_0 \sum_{n=1}^{\infty} \int_{-l_0}^{+l_0} A_{n0}^2 \cos^2 mz dz = \\ &= \pi r_0 R_0 \sum_{n=1}^{\infty} A_{n0}^2 l_0 = (J\omega)^2 \frac{\pi r_0}{l_0} \times \\ &\times R_0 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin^2 ml}{(ml)^2} \frac{r_h^2 I_1^2(mr_h)}{r_0^2 I_1^2(mr_0)} = \\ &= (J\omega)^2 R_0 \frac{\pi r_0}{l_0} \sum_{n=1}^{\infty} k_{in}^2 k_{rn}^2. \end{aligned} \quad (30)$$

Из (28) и (29), учитывая, что $ds = 2\pi r dr$, найдем потери в плоском экране

$$\begin{aligned} P_{0\text{пл}} &= 2\pi R_0 \int_0^{r_0} \left[\sum_{i=1}^{\infty} A_{0i} J_1(kr) \right]^2 r dr = \\ &= 2\pi R_0 \sum_{i=1}^{\infty} \int_0^{r_0} A_{0i}^2 J_1^2(kr) r dr = \pi r_0^2 R_0 \sum_{i=1}^{\infty} A_{0i}^2 J_0^2(\epsilon_i) = \\ &= (J\omega)^2 \pi R_0 \sum_{i=1}^{\infty} \frac{r_h^2 J_1^2(kr_h)}{r_0^2 J_0^2(\epsilon_i)} \frac{\text{sh}^2 kl}{(kl)^2 \text{ch}^2 kl_0} = \\ &= (J\omega)^2 \pi R_0 \sum_{i=1}^{\infty} k_{in}^2 k_{ri}^2. \end{aligned} \quad (31)$$

Для практических соотношений размеров вспомогательные коэффициенты k_{in} , k_{rn} , k_{li} , k_{ri} даны в виде кривых на рис. 2 и 3. Из (30) и (31) видно,

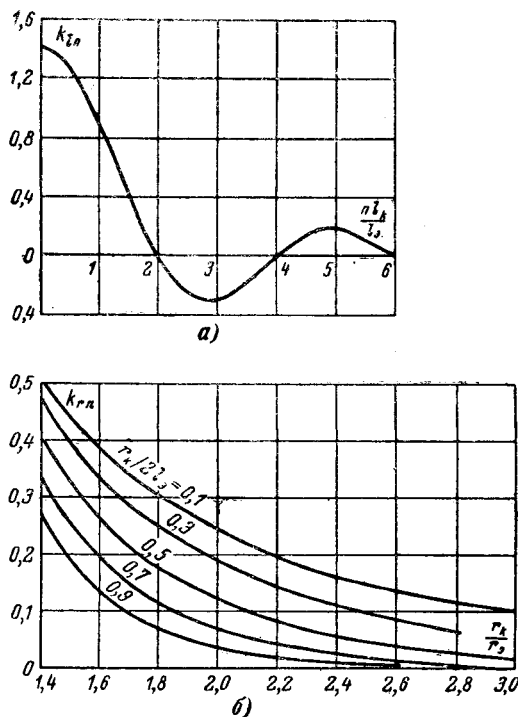


Рис. 2. Вспомогательные коэффициенты для расчета потерь в цилиндрическом экране.

$a - k_{in}$ в зависимости от $\frac{n l}{l_0}$; $b - k_{rn}$ в зависимости от $\frac{r_h}{2 l_0}$ и $\frac{r_h}{r_0}$.

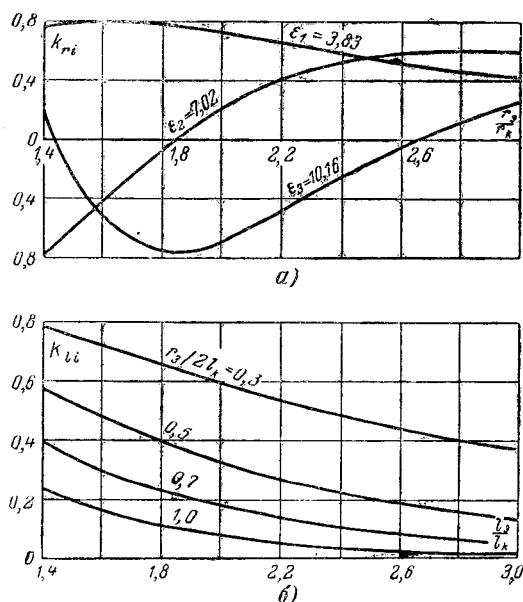


Рис. 3. Вспомогательные коэффициенты для расчета потерь в плоском экране.

а — k_{ri} в зависимости от $r_0/2l_0$ и l_0/l_1 ; б — k_{li} в зависимости от ϵ_i и r_0/r_k .

что потери в экранах можно рассчитывать как сумму потерь от каждой из гармоник поля в отдельности. Формулы (30) и (31) весьма удобны для практических расчетов потерь в экранах из-за чрезвычайно быстрой сходимости ряда. Достаточно ограничиться только первым членом; при этом ошибка не превышает 1%.

Анализ выражений (27), (28), (30) и (31) целесообразно провести на конкретном практическом примере. При этом выясняются характерные особенности потерь и распределения вихревых токов в экранах. В табл. 1 даны результаты расчета экранов токоограничивающего реактора Московского электрозавода им. В. В. Куйбышева как предложенным точным, так и известным приближенным методом, а также экспериментальные данные. Технические характеристики реактора: $U_{сети} = 110$ кВ, $I = 650$ А, $L = 50$ мГн, $\omega = 330$ витков. Основные размеры: $r_{ср} = 64$ см, $r_0 = 125$ см, $l = 72$ см, $l_0 = 120$ см. Экраны алюминиевые толщиной 20 мм. Данные расчета приближенным методом приведены в [Л. 8].

Как видно из табл. 1, приближенный метод дает завышение потерь в среднем в 1,5 раза. В расчете по (30) и (31) потери от высших простран-

ственных гармоник меньше 0,1% для цилиндрического экрана и меньше 0,25% для плоских экранов. За 100% приняты потери от 1-й гармоники. Это подтверждает большое практическое удобство формул (30) и (31).

Интересно сравнить по обоим методам распределение вихревых токов на поверхности экранов. На рис. 1, в и г построены эпюры A_ϕ для данного реактора, рассчитанные по (27) и (28) (кривые 8 и 11) и приближенным методом (7 и 10). Как видно, эпюры вихревых токов в экранах весьма далеки от прямоугольной и в первом приближении представляют собой полуволны гармонических функций $\cos mz$ или $J_1(kr)$ с длиной полуволны $\lambda/2 = 2l_0$ или r_0 . Амплитуда полуволны ($A_{\phi, макс}$) значительно меньше высоты прямоугольника. Отсюда следует, что необходимо защищать экранами практически всю внутреннюю поверхность бака. Из расчета по (27) и (28) видно также, что величина вихревых токов практически не зависит от ширины катушки.

Как следует из (27) и (28), величина и распределение вихревых токов не зависят от толщины и материала экрана. Поэтому, учитывая, что распределение вихревых токов крайне неравномерно, целесообразно исполнять экраны с переменной толщиной, изменяющейся в плоских экранах по радиусу и в цилиндрическом экране по высоте.

Правильность расчета потерь и распределения вихревых токов в экранах по (27), (28), (30) и (31) подтверждается экспериментальными данными, приведенными в табл. 1 и на рис. 1, в и г (кривые 9 и 12).

Распределение вихревых токов в экранах найдено путем измерения H_t на поверхности экранов (кривые 7 и 8). С этой целью использована подвижная рейка с закрепленной на ней плоской катушкой (по типу пояса Роговского). Результаты измерений¹ дали очень хорошее совпадение с расчетом в особенности для цилиндрического экрана (рис. 1, кривые 8, 9 и 11, 12). Искажение кривой 12 (всплеск тока вблизи края плоского экрана) вызвано тем, что радиус диска плоского экрана был меньше r_0 . Так как вычисление потерь в экранах по заданному распределению вихревых токов не представляет трудностей, то расчетные потери, по нашему мнению, весьма близки к действительности.

Суммарные потери в экранах получены путем измерения полных потерь на шести реакторах малокосинусным ваттметром (НВ, $\cos \phi_n = 0,1$, класс точности 0,2) при малом токе (около 30 А) с последующим разделением потерь. Задача разделения потерь облегчалась тем, что обмотка реактора была выполнена из транспонированного провода и поэтому добавочные потери в ней были достаточно малы. В ходе измерений не отмечено влияние отводов с током, размещенных между обмоткой и цилиндрическим экраном.

Для количественной оценки принятого допущения в табл. 2 приведены результаты расчета по (25) и (26) гармоник электрической напряженности ($E_{n(i)}$) на поверхности экранов по отношению

¹ Измерения проведены И. И. Биском.

Таблица 1

Максимальная плотность вихревых токов ($A_{\phi, макс}$) и потери (P_ϕ) в экранах

Метод	Номер экрана	P_ϕ , Вт	$A_{\phi, макс}$, А/см
Приближенный	3	28 300	331
	4	5 150	350
Точный	3	19 300	290
	4	3 230	170
Эксперимент	3	Σ 23 200	305
	4		180

Таблица 2

Гармонический состав плотности вихревых токов
 $a_{nv} = \frac{A_{\text{вн}}(i)}{A_{1\text{в}}}$ и напряженности электрического поля
 $e_{n(i)} = \frac{E_{n(i)}}{E_{1\text{в}}}$ на поверхности экранов

n, i	Экран № 3		Экран № 4	
	$a_{\text{вн}}, \%$	$e_n, \%$	$a_{\text{вн}}, \%$	$e_n, \%$
1	100	2,73	100	2,7
2	—	—	4,1	0,6
3	3,1	0,106	—	0,035
4	—	—	—	—
5	1,2	0,044	<0,2	—

к 1-й гармонике поля катушки $\dot{E}_{1\text{в}}$, найденной в отсутствии экранов. Оценку можно вести только по 1-й гармонике \dot{E} , так как высшие гармоники очень малы из-за быстрого затухания. В нашем примере, вследствие влияния экранов, электрическая напряженность поля на их поверхности уменьшается в 35 раз.

Оптимальная толщина экрана². При заданном расположении экранов относительно катушки возникает вопрос о том, при какой толщине экран будет наиболее экономичным. Задачу о выборе оптимальной толщины $\Delta_{\text{опт}}$ всего экрана или отдельных его участков можно решить по формуле годовых затрат проф. П. Г. Грудинского [Л. 9]

$$3\Gamma = 0,188 C_{\text{э}} + C_{\text{р}}, \quad (32)$$

Рассмотрим ее решение для экранов с постоянной толщиной. В (34) $C_{\text{э}}$ — стоимость экрана, $C_{\text{р}}$ — стоимость годовых потерь в экране, причем

$$\left. \begin{aligned} C_{\text{эц}} &= g_{\text{э}} c_{\text{э}} 2\pi r_{\text{э}} \Delta_{\text{э}}; \\ C_{\text{эп}} &= g_{\text{э}} c_{\text{э}} \pi r_{\text{э}}^2; \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

$$\left. \begin{aligned} C_{\text{Гц}} &= c_{\text{р}} R_{\text{э}} \frac{\pi r_{\text{э}}^2}{l_{\text{э}}} I_{\text{вц}}^2; \\ C_{\text{Гп}} &= c_{\text{р}} \pi R_{\text{э}} l_{\text{э}}^2 I_{\text{вп}}^2, \end{aligned} \right\} \quad (34)$$

где $c_{\text{э}}$ — удельная стоимость экрана;

$g_{\text{э}}$ — удельный вес экрана;

$c_{\text{р}}$ — удельная стоимость годовых потерь;

$I_{\text{вц}}$ и $I_{\text{вп}}$ — эквивалентные по величине потерь значения токов в экранах, причем в соответствии с (32) и (33)

$$I_{\text{вц}} = (I\omega) \sqrt{\Sigma k_{\text{лн}}^2 k_{\text{рн}}^2}; \quad I_{\text{вп}} = (I\omega) \sqrt{\Sigma k_{\text{лн}}^2 k_{\text{рп}}^2}.$$

Минимуму годовых затрат соответствует условие

$$\frac{d(3\Gamma)}{d\Delta} = 0. \quad (35)$$

Подставив (32) — (34) в (35) и выполнив дифференцирование с учетом выражения (5) для $R_{\text{э}}$,

² Вопрос о выборе оптимальной толщины экрана разработан автором совместно с Л. В. Лейтесом.

получим для любого экрана

$$0,188 \frac{c_{\text{э}} g_{\text{э}}}{c_{\text{р}} \rho_{\text{э}}} = \frac{A_{\text{эф}}^2}{\delta^2} \frac{4 \operatorname{sh} 2\alpha \sin 2\alpha}{(\operatorname{ch} 2\alpha - \cos 2\alpha)^2}, \quad (36)$$

где

$$\alpha = \Delta_{\text{опт}} / \delta.$$

Легко убедиться, что определение $\Delta_{\text{опт}}$ на некотором участке экрана также приводит к уравнению (36). Поэтому $A_{\text{эф}}$ — эквивалентное по потерям значение линейной плотности токов в экране ($A_{\text{эл}} = I_{\text{эл}} / r_{\text{эл}}$, $A_{\text{эл}} = I_{\text{эл}} / 2l_{\text{эл}}$ или на рассматриваемом участке экрана).

Зависимость $\Delta_{\text{опт}} = F(A_{\text{эф}})$, построенная по (36), приведена на рис. 4. Кривые даны как для медного (1), так и для алюминиевого (2) экранов. При этом принято: $g_{\text{м}} = 8,9 \text{ кг/дм}^3$, $g_{\text{а}} = 2,7 \text{ кг/дм}^3$, $\rho_{\text{а}} = 0,0289 \text{ ом} \cdot \text{мм}^2/\text{м}$, $\rho_{\text{м}} = 0,0175 \text{ ом} \cdot \text{мм}^2/\text{м}$, $\delta_{\text{а}} = 12,1 \text{ мм}$, $\delta_{\text{м}} = 9,4 \text{ мм}$, $f = 50 \text{ гц}$, $c_{\text{а}} = 0,7 \text{ руб/кг}$, $c_{\text{м}} = 0,85 \text{ руб/кг}$, $c_{\text{р}} = 0,02 \text{ руб/вт}$ (из расчета, что условная цена электроэнергии 0,5 коп/квт·ч при длительности работы 4000 ч/год).

Как видно из кривых на рис. 4, оптимальная толщина экрана не может быть больше некоторой предельной толщины $\Delta_{\text{макс}}$ при любых значениях $A_{\text{эф}}$, так как дальнейшее увеличение толщины экрана вследствие поверхностного эффекта не приводит к снижению потерь. Значение $\Delta_{\text{макс}}$ легко находится из (36): $\Delta_{\text{макс}} = \frac{\pi}{2} \delta$. Для алюминия $\Delta_{\text{макс}} = 19 \text{ мм}$; для меди $\Delta_{\text{макс}} = 14,8 \text{ мм}$. В пределах линейной зависимости $\Delta_{\text{опт}}$ от $A_{\text{эф}}$ для $\Delta < \delta$ можно рассматривать оптимальную плотность тока в экране, которая является величиной постоянной и равной, как следует из (36) при указанных размерностях

$$a_{\text{э, опт}} = 0,432 \sqrt{\frac{c_{\text{э}} g_{\text{э}}}{c_{\text{р}} \rho_{\text{э}}}}. \quad (37)$$

Для принятых параметров экранов $a_{\text{э, ал}} = 0,78 \text{ а/мм}^2$, $a_{\text{э, м}} = 2,02 \text{ а/мм}^2$. Интересно провести сравнение медного и алюминиевого экранов при одинаковом настиле вихревых токов на их поверхности. При $\Delta < \delta$ из (36) следует, что $C_{\text{р}} = 0,188 C_{\text{э}}$, а из (33), что $\Delta_{\text{а}} = 2,6 \Delta_{\text{м}}$. Поэтому

$$\frac{3\Gamma_{\text{м}}}{3\Gamma_{\text{а}}} = \frac{c_{\text{м}} g_{\text{м}} \Delta_{\text{м}}}{c_{\text{а}} g_{\text{а}} \Delta_{\text{а}}} = 1,54.$$

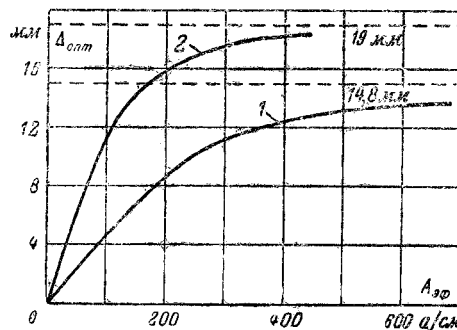


Рис. 4. Зависимость оптимальной толщины экрана $\Delta_{\text{опт}}$ от эквивалентной (по потерям) плотности вихревых токов на поверхности экрана.

1 — для медного экрана; 2 — для алюминиевого экрана.

Таким образом, годовые затраты в случае алюминиевого экрана в 1,54 раза меньше, чем для медного. При толщине экрана $\Delta > \delta$ эффект от замены меди алюминием снижается. Однако можно сделать вывод, что экономически выгоднее выполнять экраны из алюминия.

Выводы. 1. Расчет характеристик реактора без стального сердечника с электромагнитными экранами методами теории электрических цепей приводит к значительным погрешностям. Наибольшее расхождение возникает при расчете вихревых токов и потерь в экранах.

2. Точный расчет можно выполнить путем прямого решения основных уравнений поля. Определение поля реактора представляет краевую задачу III рода. Для упрощения задачи реальные экраны из меди или алюминия можно рассматривать как «сверхпроводящие» $\gamma = \infty$.

3. Предложены две расчетные схемы и соответственно получены два различных выражения поля в форме ряда гармонических функций, которые позволяют получить все технические характеристики реактора с любой степенью точности.

4. Приведенные формулы потерь и распределения вихревых токов в экранах удобны для практических расчетов ввиду быстрой сходимости ряда, дают хорошее совпадение с экспериментом. Анализ этих формул позволяет сделать ряд важных практических выводов:

а) необходимо защищать электромагнитными экранами всю внутреннюю поверхность бака реактора;

б) эпюра вихревых токов на поверхности экранов представляет в первом приближении полуволну гармонической функции $\cos mz$ или $J_1(kr)$ с длиной полуволны $\frac{\lambda}{2} = 2l_0$ или r_0 ;

в) плотность вихревых токов практически не зависит от ширины катушки;

г) целесообразно исполнение экранов с переменной толщиной, изменяющейся в плоских экранах по радиусу и в цилиндрическом экране по высоте.

5. Предложен метод расчета оптимальной толщины экранов в зависимости от эффективного значения плотности тока на их поверхности. Показано, что экономически выгоднее выполнять экраны из алюминия.

Принятые обозначения.

\vec{E} — напряженность электрического поля (временной комплекс);
 \vec{H}_r, \vec{H}_z — составляющие напряженности магнитного поля (временные комплексы);
 ω — круговая временная частота;
 m, k — круговая пространственная частота;
 μ_0 — магнитная проницаемость воздуха;
 γ — электропроводность экрана;
 δ — глубина проникновения экрана $\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu_0 \gamma}}$;
 s — поверхность экрана.

Литература

1. Манькин Э. А., Расчет реактора со стальным магнитопроводом с зазорами, «Электричество», 1959, № 7.
2. Каден Г., Электромагнитные экраны в высокочастотной технике и технике электросвязи, Госэнергоиздат, 1957.
3. Nak, Eisenlose Drosselspuln, Berlin, 1938.
4. Шимони К., Теоретические основы электротехники, Мир, 1964.
5. Туровский Я., Волновой метод расчета экранов и элементов электрических машин, «Электричество», 1965, № 12.
6. Анго А., Математика для электро- и радиоинженеров, Наука, 1965.
7. Ватсон Г. Н., Теория бесселевых функций, Изд-во иностранной литературы, 1949.
8. Лейтес Л. В., Тороидальные реакторы, ВНИИЭМ, 1966.
9. Тихомиров П. М., Расчет трансформаторов, Госэнергоиздат, 1962.

[30.6.1967]



УДК 621.313.334:654.94

Многополюсные синусоидально-распределенные обмотки электрических микромашин

Инж. Э. Н. АСИНОВСКИЙ

Москва

Применение двухканальных дистанционных передач угла с точным каналом на многополюсных сельсинах [Л. 1], позволяет повысить точность передачи до долей угловой минуты [Л. 2].

Вопросы конструирования синусоидально-распределенных обмоток, рассмотренные в ряде работ [Л. 2—7], преимущественно посвящены двухполюсным обмоткам [Л. 3—6], и только в [Л. 2 и Л. 7] рассмотрен один тип многополюсных обмоток — с шагом в одно зубцовое деление.

Поскольку многополюсные электрические микромашины получают все большее распространение, полезно выяснить некоторые принципиальные

вопросы конструирования многополюсных синусоидально-распределенных обмоток, а именно, ограничения, которые накладывает число пазов магнитопровода (статора или ротора) на некоторые важные параметры обмоток: число пар полюсов; идентичность параметров фаз многофазных (обычно двух или трехфазных) многополюсных обмоток; обмоточные коэффициенты по высшим и низшим гармоникам по отношению к основной p -й гармонике.

Рассмотрим в общем виде статор или ротор с прямыми пазами, в которые произвольным образом уложена обмотка. Назовем полным током па-

за алгебраическую сумму токов, пересекающих плоскость контура, проведенного по границе паза. Полный ток j -го паза обозначим I_j (величина I_j может быть положительной или отрицательной в зависимости от направления полного тока). Число пазов обозначим N .

В практике нашли применение только те обмотки, для которых $\sum_{j=1}^N I_j = 0$ — сумма полных токов всех пазов равна нулю.

Кривая н. с. обмотки при допущениях равномерности воздушного зазора и сосредоточении полного тока паза на оси паза является в общем случае ступенчатой функцией, удовлетворяющей условию Дирихле (см. рисунок).

На рисунке $\alpha = \frac{2\pi}{N}$ — угол между пазами. Разложим ее в ряд Фурье:

$$F = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \sin nx + \sum_{n=1}^{\infty} b_n \cos nx. \quad (1)$$

Амплитуды гармоник ряда определяются согласно [Л. 8] следующим образом:

$$\begin{aligned} a_n &= \sum_{k=1}^N \int_{(k-1)\alpha}^{k\alpha} \left(\sum_{j=1}^k I_j \right) \sin nx \, dx = \\ &= \frac{2}{Tn} \left[- \sum_{j=1}^N I_j + \sum_{j=1}^N I_j \cos n(j-1)\alpha \right]. \end{aligned}$$

Учитывая, что

$$\sum_{j=1}^N I_j = 0; \quad \alpha = \frac{2\pi}{N}; \quad T = 2\pi,$$

получим:

$$a_n = \frac{1}{\pi n} \sum_{j=1}^N I_j \cos n(j-1) \frac{2\pi}{N}. \quad (2)$$

Аналогично

$$b_n = - \frac{1}{\pi n} \sum_{j=1}^N I_j \sin n(j-1) \frac{2\pi}{N}. \quad (3)$$

Для гармоник с номером

$$m = |kN \pm n|,$$

где $k = 1, 2, 3 \dots$

$$\begin{aligned} a_m &= \frac{1}{\pi m} \sum_{j=1}^N I_j \cos \frac{|kN \pm n|}{N} (j-1) 2\pi = \\ &= \frac{1}{\pi m} \sum_{j=1}^N I_j \cos n(j-1) \frac{2\pi}{N} = a_n \frac{n}{m}; \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} b_m &= - \frac{1}{\pi m} \sum_{j=1}^N I_j \sin \frac{|kN \pm n|}{N} (j-1) 2\pi = \\ &= \pm \frac{1}{\pi m} \sum_{j=1}^N I_j \sin n(j-1) \frac{2\pi}{N} = \pm b_n \frac{n}{m}. \end{aligned} \quad (5)$$

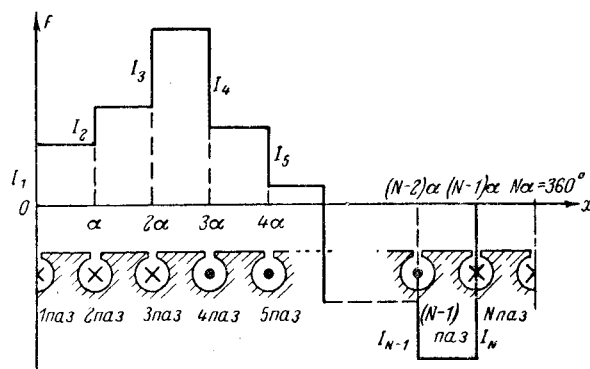


Рисунок.

Таким образом, коэффициенты гармоник с номером $m = |kN \pm n|$ с точностью до множителя $\frac{n}{m}$ и знака совпадают с коэффициентами n -х гармоник.

Основным требованием, предъявляемым к синусоидально-распределенной обмотке, является максимальное приближение кривой ее н. с. к p — периодической синусоиде (p — число пар полюсов обмотки).

Выясним, по какому закону должны тогда распределяться полные токи в пазах вдоль расточки ротора (статора).

Эта задача сводится, очевидно, к решению системы линейных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} a_n &= \begin{cases} 0 & \text{при } n \neq p; \\ A_p & \text{при } n = p; \end{cases} \\ b_n &= \begin{cases} 0 & \text{при } n \neq p; \\ B_p & \text{при } n = p. \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Условия (4) и (5) накладывают ограничение на число уравнений, ибо для гармоник с номерами m и n , связанных условием $m = |kN \pm n|$, уравнения получаются зависимыми одно от другого. При любом числе пазов N может быть записано для коэффициентов a_n и b_n всего N независимых линейных уравнений с N неизвестными полными токами пазов I_j .

Таким образом, (6) является системой независимых линейных неоднородных N уравнений с N неизвестными. Из [Л. 8] следует: если такая система имеет хотя бы одно решение, то значит она совместна и решение является единственным.

Докажем, что решение

$$I_j = I \sin p(j-1) \frac{2\pi}{N} \quad (7)$$

удовлетворяет системе (6) в случае равенства нулю всех коэффициентов правой части, кроме B_p .

Будем при этом полагать $p < \frac{N}{2}$. Случай $p > \frac{N}{2}$ сводится к рассматриваемому по формулам перехода (4) и (5).

Рассмотрим сначала $n \neq p$.

Из (2) и (7)

$$a_n = \frac{I}{\pi n} \sum_{j=1}^N \sin p(j-1) \frac{2\pi}{N} \cos n(j-1) \frac{2\pi}{N} =$$

$$= \frac{I}{2\pi n} \sum_{j=1}^N \left[\sin(p+n)(j-1) \frac{2\pi}{N} + \right.$$

$$\left. + \sin(p-n)(j-1) \frac{2\pi}{N} \right].$$

По [Л. 9]

$$\sum_{k=1}^n \sin kx = \sin \frac{n+1}{2} x \cdot \sin \frac{nx}{2} \operatorname{cosec} \frac{x}{2}.$$

Отсюда следует

$$\sum_{j=1}^N [\sin(p \pm n)(j-1) \frac{2\pi}{N}] = 0$$

и, таким образом,

$$a_n = 0 \text{ при } n \neq p.$$

Из (3) и (7)

$$b_n = \frac{-I}{\pi n} \sum_{j=1}^N \sin p(j-1) \frac{2\pi}{N} \sin n(j-1) \frac{2\pi}{N} =$$

$$= \frac{-I}{2\pi n} \sum_{j=1}^N \left[\cos(p-n)(j-1) \frac{2\pi}{N} - \right.$$

$$\left. - \cos(p+n)(j-1) \frac{2\pi}{N} \right].$$

По [Л. 9]

$$\sum_{k=0}^n \cos kx = \cos \frac{nx}{2} \sin \frac{n+1}{2} x \cdot \operatorname{cosec} \frac{x}{2}.$$

Следовательно

$$\sum_{j=1}^N \cos(p \pm n)(j-1) \frac{2\pi}{N} = 0,$$

значит

$$b_n = 0 \text{ при } n = p.$$

Рассмотрим теперь случай $n = p$.

Из (2) и (7)

$$a_p = \frac{I}{\pi p} \sum_{j=1}^N \sin p(j-1) \frac{2\pi}{N} \cos p(j-1) \frac{2\pi}{N} =$$

$$= \frac{I}{2\pi p} \sum_{j=1}^N \sin 2p(j-1) \frac{2\pi}{N}.$$

По [Л. 9]

$$\sum_{j=1}^N \sin 2p(j-1) \frac{2\pi}{N} =$$

$$= \sin 2p \frac{-\sin \frac{2\pi p}{N}}{\sin \frac{2\pi p}{N}} = 0, \text{ т. е. } a_p = 0.$$

Из (3) и (7)

$$b_p = \frac{-I}{\pi p} \sum_{j=1}^N \sin^2 p(j-1) \frac{2\pi}{N} =$$

$$= -\frac{I}{2\pi p} \left[\sum_{j=1}^N 1 - \sum_{j=1}^N \cos 2p(j-1) \frac{2\pi}{N} \right] = -\frac{IN}{2\pi p} \neq 0.$$

Таким образом, при выборе распределения токов по (7) получаем:

$$a_n = 0 \text{ при } n \neq p; \quad b_n = 0 \text{ при } n \neq p;$$

$$b_p = -\frac{IN}{2\pi p} = B_p; \quad a_p = 0.$$

Итак, равенство (7) является решением системы (6) при равенстве нулю всех коэффициентов правой части, кроме B_p . Если система (6) имеет хоть одно решение, значит и при любом сочетании коэффициентов правой части решение будет существовать и будет единственным.

Функция (7) является решением системы (6) при необходимости выделения в кривой н. с. косинусной составляющей p -й гармоники с амплитудой B_p . При этом, как следует из (7), полные токи должны распределяться по пазам вдоль расточки ротора (статора) в соответствии с формулой:

$$I_j = I \sin p(j-1) \frac{2\pi}{N},$$

причем

$$I = -\frac{2\pi p}{N} B_p. \quad (8)$$

Рассуждая аналогично, нетрудно показать, что для выделения синусной составляющей p -й гармоники н. с. с амплитудой A_p (при равенстве нулю косинусной составляющей p -й гармоники, а также всех гармоник $n \neq p$) необходимо полные токи распределять по пазам в соответствии с формулой:

$$I_j = I \cos p(j-1) \frac{2\pi}{N},$$

где

$$I = \frac{2\pi p}{N} A_p. \quad (9)$$

В случае произвольной правой части системы (6) когда заданы коэффициенты $A_1, A_2 \dots$ и $B_1, B_2 \dots$ решением (6) будет, очевидно, выражение

$$I_j = \sum_k \left[\frac{A_k 2\pi k}{N} \cos k(j-1) \frac{2\pi}{N} - \right.$$

$$\left. - \frac{B_k 2\pi k}{N} \sin k(j-1) \frac{2\pi}{N} \right]. \quad (10)$$

Формулы (8), (9) и (10) могут быть использованы для расчета синусоидально-распределенных обмоток. В зависимости от числа фаз обмотки необходимо выбирать соотношение коэффициентов A_p и B_p . При расчете однофазной обмотки правая часть системы (6) содержит только A_p (или B_p). Поэтому в этом случае нужно пользоваться только (8) или (9). При расчете двухфазной обмотки одна фаза рассчитывается по (8), другая по (9), причем коэффициенты A_p и B_p в случае симмет-

ричной двухфазной обмотки должны быть равны друг другу. При расчете симметричной трехфазной обмотки с амплитудой н. с. фазы, равной A , соотношение коэффициентов можно получить, разлагая вектора трехфазной системы по двум взаимноперпендикулярным осям A_p и B_p . Это дает для первой

$$\begin{aligned} \text{фазы } A_p &= A; B_p = 0; \text{ для второй фазы } A_p = -\frac{A}{2}; \\ B_p &= A \frac{\sqrt{3}}{2}; \text{ для третьей фазы } A_p = -\frac{A}{2}; B_p = \\ &= -A \frac{\sqrt{3}}{2}. \end{aligned}$$

Таким образом, анализ кривой н. с. обмотки, проведенный на основе понятия полного тока паза, дает возможность получить соотношения, которые при условии максимального приближения кривой н. с. к синусоиду единственным образом определяют закон распределения полных токов по пазам вдоль рашочки ротора (статора). При этом выявляются следующие свойства синусоидально-распределенных обмоток.

Построение симметричной многофазной (в частности, двух или трехфазной) многополюсной синусоидально распределенной обмотки возможно на магнитопроводе с любым числом пазов. Исключением является случай $N=2p$, когда система (6) не содержит уравнения для b_p , тождественно равного нулю. В этом случае возможна только однофазная обмотка.

Для максимального подавления всех гармоник номеров $n \neq p$ необходимо, чтобы распределение полных токов по пазам соответствовало выражению (10), т. е. чтобы полный ток j -го паза был равен:

$$I_j = \frac{A_p 2\pi p}{N} \cos p(j-1) \frac{2\pi}{N} - \frac{B_p 2\pi p}{N} \sin p(j-1) \frac{2\pi}{N}, \quad (11)$$

где A_p и B_p — амплитуды синусной и косинусной составляющих гармоники н. с. фазы.

При этих условиях н. с. фазы может быть выражена рядом:

$$\begin{aligned} F &= A_p \sin px + B_p \cos px + \sum_{k=1}^{\infty} A_{kN \pm p} \sin |kN \pm p| x + \\ &+ \sum_{k=1}^{\infty} B_{kN \pm p} \cos |kN \pm p| x, \end{aligned} \quad (12)$$

причем

$$A_{kN \pm p} = A_p \frac{p}{|kN \pm p|}; \quad B_{kN \pm p} = B_p \frac{\pm p}{|kN \pm p|}.$$

Таким образом, полностью подавляются все гармоники, кроме гармоник номеров $m = |kN \pm p|$, где $k=1, 2, 3, \dots$

Системой (6) определяется только форма кривой н. с. фаз. Поэтому двух или трехфазная обмотка, сконструированная в соответствии с вышеприведенными соотношениями будет симметричной с точки зрения н. с. фаз, но может быть несим-

метрична по активным сопротивлениям и сопротивлениям индуктивного рассеяния.

Выделить гармонику номер $p=N$ при условии $\sum_{j=1}^N I_j = 0$ невозможно. Действительно, если будет выделена такая гармоника, то и гармоника с номером $(kN-p)$ при $k=1$, т. е. гармоника с номером $N-N=0$, должна быть не равна нулю. Но нулевая гармоника — это постоянная составляющая, условием существования которой является

$$\sum_{j=1}^N I_j \neq 0.$$

Введем предварительно понятие эффективных проводников паза λ , обозначая этим отношение полного тока паза к току i одного проводника, или, что то же самое, к току, протекающему по обмотке. Соответственно направлению полного тока паза эффективные проводники могут быть положительными и отрицательными.

Связь между распределением н. с. вдоль рашочки и распределением эффективных проводников выражается на основании закона полного тока, как показано в [Л. 5], соотношением:

$$F(x) = i \int_0^x \lambda(x) dx, \quad (13)$$

откуда следует

$$\lambda(x) = \frac{1}{i} \frac{dF(x)}{dx}. \quad (14)$$

Величина $\lambda(x)$ — плотность распределения эффективных проводников, т. е. число проводников на 1 см окружности рашочки.

Найдем потокосцепление p -й гармоники распределения эффективных проводников $\lambda_p(x)$ с потоком, созданным собственным током обмотки. Вспомним, что согласно (8) и (9) амплитуда p -й гармоники закона распределения н. с. равна $\frac{IN}{2\pi p}$, где I — амплитуда функции распределения полных токов по пазам.

Для упрощения выкладок примем, что p -я гармоника н. с. обмотки распределяется по закону

$$F_p(x) = \frac{IN}{2\pi p} \sin px. \quad (15)$$

Тогда, исходя из (14)

$$\lambda_p(x) = \frac{I}{i} \frac{N}{2\pi} \cos px = \frac{tN}{2\pi} \cos px. \quad (16)$$

Величина t является конструктивной постоянной обмотки и равна отношению амплитуды I функции распределения полных токов по пазам к току i , протекающему по обмотке.

Заметим, что потокосцепление катушки с числом витков W , начало которой лежит в точке x_1 , а конец — в точке x_2 (x_1 и x_2 — угловые координаты), равно:

$$\psi = W \int_{x_1}^{x_2} B_\delta(x) I R dx,$$

где l — аксиальная длина воздушного зазора;
 R — радиус расточки воздушного зазора;
 $B_\delta(x)$ — закон распределения индукции по расточке.

Напишем очевидное равенство:

$$\psi = W \int_{x_1}^{x_2} B_\delta(x) l R dx = W \int_{x_1}^{2\pi} B_\delta(x) l R dx - W \int_{x_2}^{2\pi} B_\delta(x) l R dx.$$

Если учесть, что направление тока с обеих сторон катушки разное, то, переходя к эффективным проводникам, можно переписать предыдущее равенство в виде

$$\psi = \lambda_1 \int_{x_1}^{2\pi} B_\delta(x) l R dx + \lambda_2 \int_{x_2}^{2\pi} B_\delta(x) l R dx,$$

где λ_1 и λ_2 — эффективные проводники, лежащие в пазах с координатами x_1 и x_2 .

В случае одной катушки $\lambda_1 = -\lambda_2 = W$.

Для группы катушек

$$\psi = \sum_{i=1}^k \lambda_i \int_{x_i}^{2\pi} B_\delta(x) l R dx$$

или для непрерывной функции распределения эффективных проводников по расточке

$$\psi = \int_0^{2\pi} \lambda(x) dx \int_x^{2\pi} B_\delta(x) l R dx. \quad (17)$$

Без учета краевых эффектов индукция в зазоре при принятом допущении о его равномерности может быть выражена равенством [Л. 5]:

$$B_\delta(x) = \frac{\mu_0 F_p(x)}{\delta k_\delta},$$

где k_δ — коэффициент воздушного зазора.

Подставляя в это выражение (15) и (16), получим

$$B_\delta(x) = \frac{\mu_0}{\delta k_\delta} i \frac{tN}{2\pi p} \sin px.$$

Тогда из (16) и (17) следует

$$\begin{aligned} \psi_p &= \int_0^{2\pi} \frac{tN}{2\pi p} p \cos px dx \int_x^{2\pi} \frac{i\mu_0}{\delta k_\delta} \frac{tN}{2\pi p} \sin pxt l R dx = \\ &= i \left(\frac{tN}{2\pi p} \right)^2 \frac{\mu_0 l R}{\delta k_\delta} \pi. \end{aligned}$$

Обозначим

$$\frac{\mu_0 l R}{\delta k_\delta} = \frac{\mu_0 l D}{2\delta k_\delta} = G_0,$$

где G_0 — магнитная проводимость воздушного зазора;
 D — диаметр расточки.

Таким образом:

$$\psi_p = i \left(\frac{tN}{2\pi p} \right)^2 \pi G_0.$$

Поскольку ψ_p — потокосцепление самоиндукции, то сопротивление самоиндукции для p -й гармоники синусоидально распределенной обмотки равно:

$$x_{0p} = \frac{2\pi f \psi_p}{i} = 8f G_0 \left(\frac{tN}{2\pi p} \right)^2. \quad (18)$$

Сравнивая это выражение с обычным выражением для x_{0p} обмотки электрической машины:

$$x_{0p} = 8f G_0 \frac{W_{\text{эф}}^2}{p^2}$$

получаем эффективные витки синусоидально-распределенной обмотки

$$W_{\text{эф}} = \frac{tN}{4p}. \quad (19)$$

Как было показано выше, величины полных токов пазов для синусоидально распределенных обмоток определяются единственным образом. Однако полный ток паза является алгебраической суммой токов катушек, стороны которых лежат в этом пазу. В общем случае в любой паз может быть положено $N-1$ сторон различных катушек. Всего же на ротор или статор с N пазами можно положить $C_N^2 = \frac{N(N-1)}{2}$ различных катушек.

Исходя из максимального приближения кривой н. с. к синусоиде, на полные токи пазов необходимо накладывать максимально возможное число условий, которое, как было показано выше, равно N при N пазах магнитопровода.

Наименьшее количество катушек, с помощью которых можно удовлетворить этим N условиям, в общем случае равно $\frac{N-1}{2}$ при нечетном N и $\frac{N}{2}$ — при четном N . В ряде частных случаев возможно уменьшение этих чисел, когда отдельным падам соответствуют нули функции распределения полных токов.

Таким образом, между необходимым минимальным числом катушек и максимально возможным числом их есть разница, тем большая, чем больше пазов имеет магнитопровод. За счет этой разницы возможно создание множества различных схем синусоидально-распределенных обмоток, отличающихся друг от друга количеством катушек, их шагами и схемой соединения.

Все эти обмотки при одной и той же полюсности будут обеспечивать одну и ту же форму кривой н. с. Различия в схемах сказываются лишь на добротности обмотки (отношении ее индуктивного сопротивления x к активному R) и на технологичности ее.

Выводы. 1. При любом числе N пазов ротора (статора) можно обеспечить присутствие гармоники любого номера p в кривой н. с. обмотки (кроме случая $p=N$).

2. Условию максимального подавления всех гармоник номеров $n \neq p$ (p — число пар полюсов машины) в кривой намагничивающей силы обмотки соответствует лишь единственный закон распределения полных токов пазов по расточке ротора (статора).

Влияние коэффициента запрессовки на электрическую прочность силового конденсатора

Инж. Н. И. НАЗАРОВ

Всесоюзный заочный энергетический институт

Важной характеристикой силового конденсатора является его кратковременная электрическая прочность, позволяющая в сочетании с другими характеристиками правильно выбирать толщину диэлектрика и производить оценку надежности конденсатора. Она зависит от качества и свойств исходных материалов, технологии конденсаторного производства, режима работы диэлектрика и конструктивных параметров конденсатора. Основным диэлектриком силового конденсатора является конденсаторная бумага, пропитанная минеральным маслом или синтетическими хлорированными жидкостями. Хотя минеральное масло изживает себя как основной пропиточный материал силовых конденсаторов и в значительной мере заменено или заменяется синтетическими пропиточными жидкостями, для ряда конденсаторов оно еще останется основным пропиточным материалом, а для отечественных силовых конденсаторов оно пока является основным пропиточным диэлектриком, и с этой точки зрения изучение бумажно-масляного диэлектрика представляет практический интерес. В данной работе рассматривается кратковременная электрическая прочность по переменному току частотой 50 Гц. Испытывались бумаги различных отечественных бумажных фабрик, пропитанные как минеральным товарным или газостойким (с различной степенью газостойкости) маслом, так и синтетическими пропиточными жидкостями.

В [Л. 1 и др.] уже приводились результаты экспериментального исследования зависимости электрической прочности от толщины бумажно-масляного диэлектрика. Более подробное изучение показывает, что максимум среднего значения электрической прочности для отечественных бумаг разных фабрик имеет место при толщине диэлектрика $d_m = (40 \div 45) \text{ мк}$, если диэлектрик набирается из листов толщиной порядка 10—11 мк. При увеличении толщины сверх d_m электрическая прочность уменьшается по закону, близкому к прямолинейному, и оценка ее при изменении толщины с доста-

точной точностью может быть произведена по следующей эмпирической формуле:

$$E = E_m [1 - a(d - d_m)], \quad (1)$$

где E — электрическая прочность при толщине d , кВ/мм;

E_m — максимальная электрическая прочность при толщине d_m , кВ/мм;

d — толщина диэлектрика, мк;

a — постоянная, определяемая опытным путем; для отечественных бумаг $a = 1,07 \times 10^{-3} \frac{1}{\text{мк}}$.

Формула (1) справедлива для диапазона толщин от d_m до 100 мк.

Аналогичной зависимости подчинено изменение электрической прочности от толщины при пропитке бумаги пентахлордифенилом. На рис. 1 приведены экспериментальные зависимости электрической прочности от толщины диэлектрика при его пропитке товарным маслом и пентахлордифенилом.

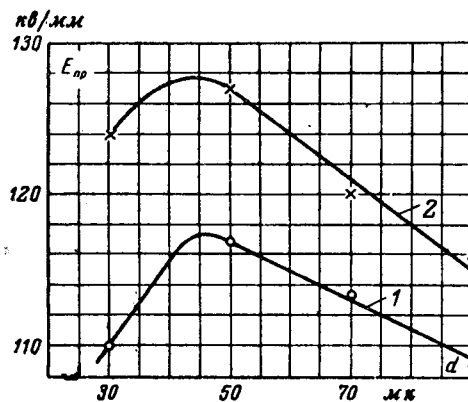


Рис. 1. Зависимость кратковременной электрической прочности от толщины бумажного диэлектрика.

1 — пропитка минеральным маслом; 2 — пропитка пентахлордифенилом.

3. Возможно построение множества схем синусоидально-распределенных обмоток, одинаковых по форме кривой н. с., но отличающихся друг от друга добротностью (отношением $\frac{x}{R}$).

4. Построение симметричных многофазных синусоидально-распределенных обмоток возможно при любых соотношениях числа пар полюсов p и числа пазов магнитопровода N , кроме $N = 2p$, когда возможна лишь однофазная обмотка.

Литература

1. Пульер Ю. М., Двухканальная дистанционная передача, изд-во «Машиностроение», 1962.
2. Ахметжанов А. А., Синхронно-следящие системы повышенной точности, Оборонгиз, 1962.

3. Hertz R. A., Saunders R. M., AIEE Transactions, vol. 75, p. 11, January, 1956.

4. Хрущев В. В., Левин Б. И., Расчет синусоидально-распределенных обмоток вращающихся трансформаторов, Сб. научно-технической информации по приборостроению, вып. 3, Судпромгиз, 1957.

5. Чечет Ю. С., Электрические микромашины автоматических устройств, Госэнергоиздат, 1957.

6. Лопухина Е. М., Сомихина Г. С., Расчет асинхронных микродвигателей однофазного и трехфазного тока, Госэнергоиздат, 1961.

7. Kronacher G., The Bell System Technical Journal, vol. XXXVI, № 6, 1957.

8. Бронштейн И. Н., Семендяев К. А., Справочник по математике, изд-во «Наука», 1964.

9. Градштейн И. С. и Рыжик И. М., Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений, Физматгиз, 1962.

[17.3.1966]

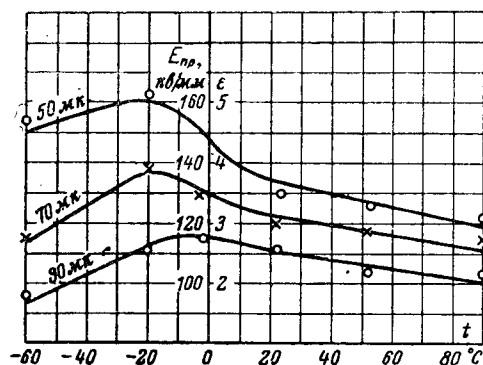


Рис. 2. Зависимость кратковременной электрической прочности бумажного диэлектрика, пропитанного пентахлордифенилом, от температуры.

В обоих случаях применялась бумага КОИ-I фабрики «Коммунар». Как видно из рисунка, пропитка пентахлордифенилом при прочих равных условиях дает увеличение электрической прочности по сравнению с пропиткой маслом. Это увеличение различно для разных толщин диэлектрика и изменяется в пределах 10—15%. С увеличением толщины диэлектрика разность в уровнях электрической прочности для хлордифениловой и масляной пропиток уменьшается. Следует отметить, что электрические прочности минерального масла и пентахлордифенила практически одинаковы. По-видимому, увеличение диэлектрической проницаемости пропиточной жидкости уменьшает локальные искажения поля, обусловленные структурой бумаги, что приводит к общему повышению уровня электрической прочности. Это особенно заметно при малых толщинах диэлектрика, когда искажающее влияние толщины на форму поля сказывается значительно слабее.

Рассмотрим влияние плотности бумаги на электрическую прочность при разных пропитках. По нашим измерениям для масляной пропитки при переходе от бумаги с плотностью 0,8 г/см³ к бумаге с плотностью 1 г/см³ электрическая прочность увеличивается в среднем на 11—12%, при пропитке пентахлордифенилом — на 15%. Измерения на оксидных бумагах показали, что добавка активной окиси алюминия практически не влияет на кратковременную электрическую прочность конденсаторной бумаги. Измерения на оксидных бумагах производились при их пропитке пента- и трихлордифенилом.

Значительный интерес для силового конденсаторостроения представляет определение характера зависимости электрической прочности от температуры. Как показывают экспериментальные исследования, при изменении температуры электрическая прочность бумажно-масляного диэлектрика изменяется по линейному закону. В диапазоне температур от -60°C до +80°C для расчета электрической прочности бумажно-масляного диэлектрика с большой степенью точности можно пользоваться следующей эмпирической формулой:

$$E = E_{20} [1 - b(t - 20)], \quad (2)$$

где E — кратковременная электрическая прочность при температуре t , кВ/мм;

E_{20} — то же при $t = +20^\circ\text{C}$;

t — температура, $^\circ\text{C}$;

b — постоянная, определяемая опытным путем; для отечественных бумаг, пропитанных различными маслами, $b = 1,22 \times 10^{-3} 1/^\circ\text{C}$.

При пропитке бумаги полярными жидкостями не наблюдается такой однородной картины как при масляной пропитке. На рис. 2 приведена зависимость от температуры электрической прочности бумажного диэлектрика из бумаги фабрики «Коммунар», пропитанного пентахлордифенилом, для трех различных толщин диэлектрика. В области положительных температур электрическая прочность с увеличением температуры убывает по закону, близкому к прямолинейному. В области дипольного максимума $\tan \delta$ имеет место увеличение электрической прочности, а при снижении температуры ниже температуры дипольного максимума — снова наблюдается ее некоторое снижение. При пропитке хлорированными жидкостями с более низкой температурой застывания наблюдается аналогичная картина, но точка повышения электрической прочности будет находиться при более низкой температуре. При пропитке бумаги полярной жидкостью с очень низкой температурой застывания, например МГТ-45 [Л. 1], температурное изменение электрической прочности представляет, как и при пропитке минеральным маслом, прямую линию.

В первом приближении конденсаторный диэлектрик представляется обычно в виде двухслойной последовательной эквивалентной схемы [Л. 2—4]. В соответствии с этой схемой напряженности поля в компонентах могут быть определены при помощи формул:

$$E_m = \frac{E}{1 - \gamma_n(1 - \beta)}, \quad (3)$$

$$E_{кл} = \frac{\beta E}{1 - \gamma_n(1 - \beta)}, \quad (4)$$

где E_m — напряженность поля в пропиточной жидкости;

$E_{кл}$ — то же в клетчатке;

$E = \frac{U}{d}$ — расчетная напряженность поля в двухслойном диэлектрике;

U — приложенное напряжение;

d — толщина диэлектрика;

γ_n — приведенная плотность бумаги, $\gamma_n = \frac{100 - y}{100} \cdot \frac{k\gamma}{\gamma_{кл}}$;

k — коэффициент запрессовки;

γ — плотность бумаги по ГОСТ 1908—57;

$\gamma_{кл}$ — то же для клетчатки;

y — влажность %;

$\beta = \epsilon_m / \epsilon_{кл}$, ϵ_m — диэлектрическая проницаемость жидкости;

$\epsilon_{кл}$ — то же клетчатки.

Из формул (3) и (4) следует, что если $\beta = 1$, т. е. $\epsilon_m = \epsilon_{кл}$, то $E_m = E_{кл} = E$. Для бумажно-масляного диэлектрика $\beta = 0,33$ и напряженности поля в компонентах диэлектрика значительно отличаются друг от друга, так и от расчетной напряженности E . Напряженность поля в масле примерно

второе превосходит напряженность поля в клетчатке и $E_{кл} < E$. Электрическая прочность компонентов конденсаторного диэлектрика (клетчатки и масла) различна, поэтому изменение величины $\gamma_{п}$ может существенно изменять характер его пробоя. В реальном конденсаторном диэлектрике величина $\gamma_{п}$ зависит, помимо других факторов, также и от коэффициента запрессовки k .

Выяснение влияния коэффициента запрессовки на величину кратковременной электрической прочности секции имеет существенное практическое значение. Так как литературные данные по этому вопросу весьма ограничены [Л. 5], он был подвергнут экспериментальному изучению на макетах конденсаторов, секции которых имели одинаковые параметры, но отличались только коэффициентом запрессовки. Макеты прошли одновременную вакуумную обработку при вакууме около 35 *мм рт. ст.* и температуре +125°C и затем были пропитаны товарным конденсаторным маслом, после чего была определена их электрическая прочность. Результаты испытаний приведены в таблице. Толщина диэлектрика из бумаги КОН-1 фабрики «Коммунар» с толщиной листа 10 *мк* составляла 60 *мк*.

Параметр	Коэффициент запрессовки		
	0,85	0,9	0,95
$U_{пр}, кВ$	7,49	7,5	7,56
$d = \frac{nd_1}{k}, мк$	70,6	66,7	63,2
$E_{пр} = \frac{U_{пр}}{d}, кВ/мм$	106	112,5	120
$d_{кл}, мк$	36	36	36
$E_{пр,кл} = \frac{U_{пр}}{d_{кл}}, кВ/мм$	208	208	210

Примечания: n —число листов бумаги; d_1 —толщина одного листа; $d_{кл}$ —толщина слоя клетчатки, вычисляемая по известным формулам.

Из приведенных данных видно, что пробивное напряжение во всех трех случаях практически одинаково, хотя расчетный пробивной градиент секции изменяется значительно. Он не является характерной величиной, о чем уже упоминалось выше; поэтому он и не может служить критерием электрической прочности секции. Одни авторы учитывают коэффициент запрессовки при вычислении расчетной напряженности поля, другие не учитывают [Л. 6]. Электрическая прочность секции по клетчатке остается практически неизменной.

В практике иногда возникает необходимость сопоставления двух конденсаторов, имеющих одинаковые расчетные напряженности E , но разные коэффициенты запрессовки k . С точки зрения потерь и удельных характеристик этот вопрос рассматривался в [Л. 7]. Пусть имеются два конденсатора с одинаковыми расчетными напряженностями поля E , коэффициенты запрессовки которых $k_1 \neq k_2$. Положим $k_1 > k_2$. Тогда соответственно $\gamma_{п1} > \gamma_{п2}$. Из формул (3) и (4) найдем:

$$E_{м1} = \frac{E}{1 - \gamma_{п1}(1 - \beta)}, \quad (5a)$$

$$E_{м2} = \frac{E}{1 - \gamma_{п2}(1 - \beta)}, \quad (5б)$$

$$E_{кл1} = \frac{\beta E}{1 - \gamma_{п1}(1 - \beta)}, \quad (5в)$$

$$E_{кл2} = \frac{\beta E}{1 - \gamma_{п2}(1 - \beta)}. \quad (5г)$$

Поделив (5а) на (5б) и (5в) на (5г), получим:

$$\frac{E_{м1}}{E_{м2}} = \frac{1 - \gamma_{п2}(1 - \beta)}{1 - \gamma_{п1}(1 - \beta)}, \quad (6a)$$

$$\frac{E_{кл1}}{E_{кл2}} = \frac{1 - \gamma_{п2}(1 - \beta)}{1 - \gamma_{п1}(1 - \beta)}. \quad (6б)$$

Из (6а) и (6б) следует:

$$\frac{E_{м1}}{E_{м2}} = \frac{E_{кл1}}{E_{кл2}} \Bigg\} > 1. \quad (7)$$

Формула (7) показывает, что напряженности поля в компонентах бумажно-масляного диэлектрика секции с большим коэффициентом запрессовки при прочих равных условиях выше, чем у такой же секции с меньшим коэффициентом запрессовки.

Представляет интерес рассмотреть влияние коэффициента запрессовки на срок службы конденсатора. Многочисленные исследования [Л. 2, 8 и др.] показывают, что срок службы L имеет следующую зависимость от напряженности поля E :

$$L = \frac{A}{E^n}, \quad (8)$$

где A — постоянная, определяемая экспериментально;

n — показатель степени,

$$4 < n < 8.$$

Показатель степени n зависит от природы и свойств компонентов диэлектрика, технологии изготовления, конструктивных факторов, режима работы диэлектрика и т. д. Однако в известном диапазоне изменения режима величина n с достаточной точностью может рассматриваться как постоянная. На этом основано применение этих и более поздних формул [Л. 6] для расчетов срока службы конденсатора при различных режимах. Изменение коэффициента запрессовки приводит к изменению режима работы компонентов диэлектрика и оно эквивалентно изменению плотности бумаги, но не изменяет других факторов.

Обозначив в формулах (3) и (4)

$$f = \frac{1}{1 - \gamma_{п}(1 - \beta)}, \quad (9)$$

получим для конденсатора с коэффициентом запрессовки k_1 :

$$L_{м1} = \frac{A_m}{E_{м1}^n} = \frac{A_m}{E^n} f_1^n, \quad (10a)$$

$$L_{кл1} = \frac{A_{кл}}{E_{кл1}^n} = \frac{A_{кл}}{E^n} \beta^n f_1^n \quad (10б)$$

и соответственно для конденсатора с коэффициентом запрессовки k_2 :

$$L_{м2} = \frac{A_m}{E^n} f_2^n, \quad (11a)$$

$$L_{кл2} = \frac{A_{кл}}{E^n} \beta^n f_2^n. \quad (11б)$$

Поделив (10a) на (11a) и (10б) на (11б), получим:

$$\frac{L_{м1}}{L_{м2}} = \frac{L_{кл1}}{L_{кл2}} = (f_1/f_2)^n. \quad (12)$$

Из (12) однозначно следует, что увеличение коэффициента запрессовки приводит к уменьшению срока службы конденсатора. К этому же результату приводит и рассмотрение изменения плотности диэлектрика при изменении k . Вопрос о влиянии плотности на срок службы конденсатора исследован в [Л. 9], где показано, что увеличение плотности диэлектрика уменьшает срок службы конденсатора. Увеличение коэффициента запрессовки также эквивалентно увеличению плотности диэлектрика и следовательно также имеет своим следствием уменьшение его срока службы.

Выводы. 1. Замена пропитки силового конденсатора маслом на пропитку хлордифенилом дает повышение кратковременной электрической прочности на 10—15%. Этот вывод относится к области положительных температур, так как при отрицательных температурах электрическая прочность конденсаторов, пропитанных хлордифенилом, может заметно снижаться.



2. Величина коэффициента запрессовки практически не влияет на кратковременную электрическую прочность бумажных силовых конденсаторов, но может сказаться на их сроке службы, причем с повышением коэффициента запрессовки можно ожидать сокращения срока службы.

Литература

1. Александрова Л. И., Бондаренко Н. П., Проскурин В. П., Ренне В. Т., Температурно-частотные характеристики хлорированных пропиточных жидкостей, Труды ЛПИ, № 258, Высоковольтная изоляция линий и аппаратов, изд-во «Энергия», 1965.
2. Ренне В. Т., Электрические конденсаторы, Госэнергоиздат, 1959.
3. Назаров Н. И., Работа бумажно-масляной конденсаторной изоляции при несинусоидальном напряжении, Сб. «Девятая научно-техническая конференция ВЗЭИ», ВЗЭИ, 1959.
4. Медведев С. К., О расчете электрической прочности слоистого конденсаторного диэлектрика, Сб. «Развитие силового конденсаторостроения», ЦИНТИЭлектропром, 1962.
5. Варшавский Д. С., Повышение рабочего градиента и удельной мощности силовых конденсаторов, Сб. «Развитие силового конденсаторостроения», ЦИНТИЭлектропром, 1962.
6. Menkart G. R., Waldon P. L., New SXT formula uses temperature and voltage as Key to long life capacitors, Докл. СИГРЭ, 1964—S1/58.
7. Назаров Н. И., Коэффициент запрессовки и уменьшение потерь в бумажно-масляном диэлектрике, Вестник электропромышленности, 1962, № 1.
8. Veith, H., Zur Temperatur und Spannungsabhängigkeit der Lebensdauer elektrischen Kondensatoren, Frequenz, 1958, № 11.
9. Варшавский Д. С., Пути повышения качества силовых конденсаторов, ЦИНТИЭлектропром, 1963.

[28.4.1967]

УДК 621.318.3

Устранение пульсации тяговой силы в однофазном электромагните

Р. А. БАРЫШНИКОВА

Московский энергетический институт

В 1963 г. болгарским инж. Д. М. Христовым был предложен электромагнит переменного тока, названный им однофазным электромагнитом с постоянной во времени удерживающей силой¹. Действительно, в этом электромагните пульсация тяговой силы может быть полностью устранена, но только при определенных соотношениях параметров магнитной системы. При нахождении этих соотношений Д. М. Христов допускает некоторые неточности, поэтому вопрос об условиях устранения пульсации силы требует рассмотрения.

Принципиальная схема электромагнита Д. М. Христова показана на рис. 1, а. На крайних сердечниках Ш-образного магнитопровода расположены две намагничивающие обмотки ω_1 и ω_3 , соединенные последовательно. На якоре электро-

магнита помещен экранирующий короткозамкнутый виток (или обмотка). При определенных значениях параметров магнитной системы можно получить равенство магнитных потоков $\Phi_1 = \Phi_2 = \Phi_3$ и фазовый сдвиг между потоками Φ_1 и Φ_3 в 60° . Тогда поток Φ_2 , являющийся разностью потоков Φ_3 и

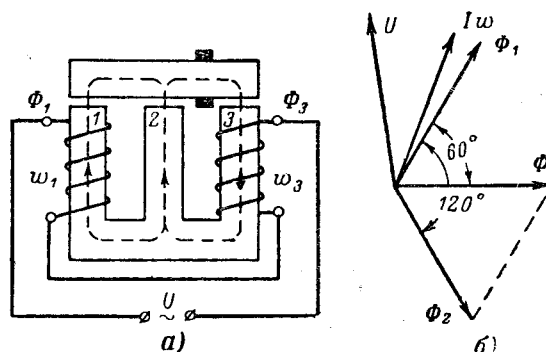


Рис. 1.

¹ Христов Д. М., Однофазен електромагнит за променлив ток с постоянна във времето задържаща сила. Описание на изобретение, София, България (авторско свидетельство № 10100/1963 г.).

Φ_1 , будет отставать по фазе от потока Φ_1 на 120° (рис. 1,б)

$$\Phi_1 = \Phi_m \sin \omega t;$$

$$\Phi_2 = \Phi_m \sin (\omega t - 120^\circ);$$

$$\Phi_3 = \Phi_m \sin (\omega t - 60^\circ),$$

где Φ_m — амплитудное значение магнитного потока.

Мгновенные значения электромагнитных сил полюсов 1, 2 и 3:

$$F_1 = \frac{F_m}{2} (1 - \cos 2\omega t);$$

$$F_2 = \frac{F_m}{2} [1 - \cos (2\omega t - 240^\circ)];$$

$$F_3 = \frac{F_m}{2} [1 - \cos (2\omega t - 120^\circ)],$$

где F_m — амплитудное значение электромагнитной силы, одинаковое для всех трех полюсов при условии равенства амплитуд потоков и сечений полюсов S ;

$$F_m = \frac{5,1}{\mu_0} \frac{\Phi_m^2}{S}.$$

Результирующая электромагнитная сила, действующая на якорь

$$\begin{aligned} F_{\text{рез}} &= F_1 + F_2 + F_3 = \\ &= \frac{3}{2} F_m - \frac{1}{2} F_m [\cos 2\omega t + \cos (2\omega t - 240^\circ) + \\ &+ \cos (2\omega t - 120^\circ)] = \frac{3}{2} F_m - \\ &- \frac{1}{2} F_m \left(1 - \frac{1}{2} - \frac{1}{2}\right) = \frac{3}{2} F_m. \end{aligned}$$

Таким образом, мгновенное значение результирующей электромагнитной силы равно постоянной величине. Пульсация полностью устраняется.

Известно, что один из наиболее распространенных способов устранения вибрации якоря — экранирование части полюса короткозамкнутым витком — позволяет лишь уменьшить пульсацию силы, но принципиально не может ее ликвидировать. С этой точки зрения электромагнит Д. М. Христева имеет несомненные преимущества. Но будет ли он иметь преимущества перед обычным Ш-образным электромагнитом и по другим параметрам, можно выяснить, проведя сравнительный расчет и экспериментальные исследования. При этом, в первую очередь, важно выяснить соотношения параметров магнитной системы, при которых реализуется условие полного устранения пульсации силы. Д. М. Христов предложил лишь принципиальную схему электромагнита. Полагая, что воздушные зазоры всех трех полюсов равны, он считает необходимым для получения равенства потоков Φ_1 и Φ_3 и сдвига между ними в 60° брать отношение витков $\frac{w_1}{w_3} = 0,5$.

Эти рекомендации недостаточно обоснованы: из равенства зазоров не следует, что и величины потоков будут равны.

Автор этой статьи поставил перед собой задачу дать приближенный метод расчета Ш-образной маг-

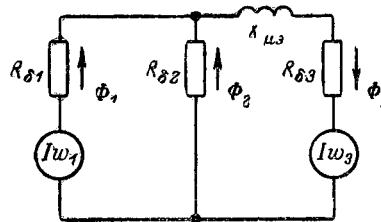


Рис. 2.

нитной системы с двумя намагничивающими обмотками и короткозамкнутым витком (экраном) на якоре (рис. 1,а) и найти соотношения параметров этой системы, при которых реализуется условие полного устранения пульсации. Это позволит в дальнейшем получить наилучшие (оптимальные) параметры электромагнита Д. М. Христева и сравнить его с существующими Ш-образными электромагнитами.

Магнитная система рассматривается для притянутого положения якоря. Схема замещения магнитной системы показана на рис. 2. Она составлена при допущении, что потоками рассеяния, падением магнитного потенциала в стали и потерями в стали магнитопровода можно пренебречь. Обозначения в схеме замещения: $R_{\delta 1}$, $R_{\delta 2}$ и $R_{\delta 3}$ — магнитные сопротивления воздушных зазоров соответственно полюсов 1, 2 и 3; X_{M3} — магнитное реактивное сопротивление короткозамкнутого витка.

Для схемы замещения (рис. 2) на основании законов Кирхгофа получим:

$$\dot{\Phi}_2 = \dot{\Phi}_3 - \dot{\Phi}_1; \quad (1)$$

$$j\omega_1 = \dot{\Phi}_1 R_{\delta 1} - \dot{\Phi}_2 R_{\delta 2}; \quad (2)$$

$$j\omega_3 = \dot{\Phi}_3 R_{\delta 3} + j\dot{\Phi}_3 X_{M3} + \dot{\Phi}_2 R_{\delta 2}. \quad (3)$$

Для устранения пульсации электромагнитной силы должны выполняться условия:

$$\dot{\Phi}_1 = \dot{\Phi}_3 e^{j60^\circ} = \dot{\Phi}_3 \left(\frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right); \quad (4)$$

$$\dot{\Phi}_2 = \dot{\Phi}_3 e^{-j60^\circ} = \dot{\Phi}_3 \left(\frac{1}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right). \quad (5)$$

Из уравнений (2) и (3) следует:

$$\dot{\Phi}_3 R_{\delta 3} + j\dot{\Phi}_3 X_{M3} + \dot{\Phi}_2 R_{\delta 2} = \frac{w_3}{w_1} (\dot{\Phi}_1 R_{\delta 1} - \dot{\Phi}_2 R_{\delta 2}).$$

Подставляя в это уравнение соотношения (4) и (5), после преобразований получим:

$$\begin{aligned} R_{\delta 3} + jX_{M3} &= \frac{1}{2} \left[\frac{w_3}{w_1} R_{\delta 1} - \left(1 + \frac{w_3}{w_1}\right) R_{\delta 2} \right] + \\ &+ j \frac{\sqrt{3}}{2} \left[\frac{w_3}{w_1} R_{\delta 1} + \left(1 + \frac{w_3}{w_1}\right) R_{\delta 2} \right], \end{aligned} \quad (6)$$

откуда

$$R_{\delta 3} = \frac{1}{2} \left[\frac{w_3}{w_1} R_{\delta 1} - \left(1 + \frac{w_3}{w_1}\right) R_{\delta 2} \right]; \quad (7)$$

$$X_{M3} = \frac{\sqrt{3}}{2} \left[\frac{w_3}{w_1} R_{\delta 1} + \left(1 + \frac{w_3}{w_1}\right) R_{\delta 2} \right]. \quad (8)$$

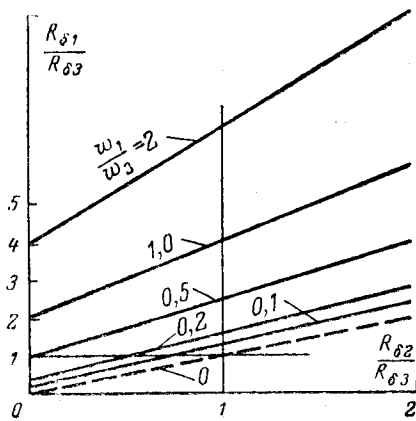


Рис. 3.

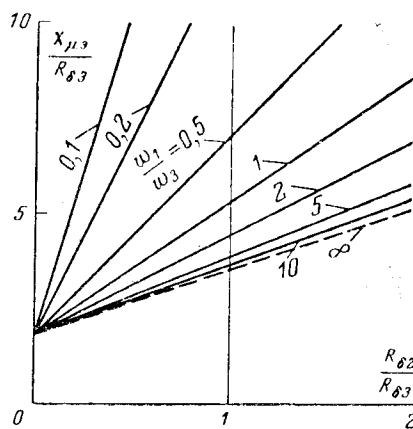


Рис. 4.

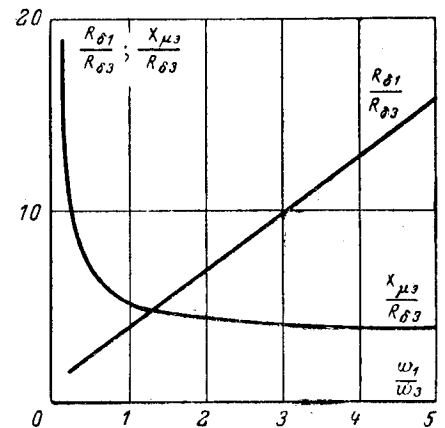


Рис. 5.

Выразим $R_{\delta 1}$ из (7)

$$R_{\delta 1} = 2 \frac{\omega_1}{\omega_3} R_{\delta 3} + \left(1 + \frac{\omega_1}{\omega_3}\right) R_{\delta 2} \quad (7a)$$

и подставим в (8)

$$X_{мэ} = \sqrt{3} \left[R_{\delta 3} + \left(1 + \frac{\omega_2}{\omega_1}\right) R_{\delta 2} \right]. \quad (9)$$

Преобразуем (7a) и (9)

$$\frac{R_{\delta 1}}{R_{\delta 3}} = 2 \frac{\omega_1}{\omega_3} + \left(1 + \frac{\omega_1}{\omega_3}\right) \frac{R_{\delta 2}}{R_{\delta 3}}; \quad (10)$$

$$\frac{X_{мэ}}{R_{\delta 3}} = \sqrt{3} \left[1 + \left(1 + \frac{\omega_2}{\omega_1}\right) \frac{R_{\delta 2}}{R_{\delta 3}} \right]. \quad (11)$$

Выражения (10) и (11) позволяют проанализировать соотношение магнитных сопротивлений в электромагните при полном устранении пульсации силы.

На рис. 3 даны зависимости $\frac{R_{\delta 1}}{R_{\delta 3}} = f\left(\frac{R_{\delta 2}}{R_{\delta 3}}\right)$ при различном отношении витков намагничивающих обмоток, построенные по (10). На рис. 4 — зависимости $\frac{X_{мэ}}{R_{\delta 3}} = f\left(\frac{R_{\delta 2}}{R_{\delta 3}}\right)$.

Зависимости показывают, что магнитные сопротивления $R_{\delta 1}$, $R_{\delta 2}$ и $R_{\delta 3}$ не могут быть равны между собой, т. е. при принятых допущениях не могут быть равны между собой воздушные зазоры δ_1 , δ_2 и δ_3 . При равенстве зазоров или при $\frac{R_{\delta 1}}{R_{\delta 3}} = \frac{R_{\delta 2}}{R_{\delta 3}} = 1$,

отношение $\frac{\omega_1}{\omega_3} = 0$, а $X_{мэ} = \infty$. Следовательно, условия устранения пульсации электромагнитной силы в данной системе не могут быть реализованы при равенстве зазоров независимо от отношения чисел витков намагничивающих обмоток. Соотношение между зазорами должно жестко определяться из уравнения (10). При этом только два зазора могут быть одинаковыми: δ_1 и δ_3 или δ_2 и δ_3 . Зазоры δ_1 и δ_2 равными быть не могут. При равенстве зазоров δ_1 и δ_3 ($\frac{R_{\delta 1}}{R_{\delta 3}} = 1$) третий зазор δ_2 обязательно полу-

чается меньшим, отношение чисел витков $\frac{\omega_1}{\omega_3} < 0,5$ (рис. 3). При равенстве зазоров δ_2 и δ_3 ($\frac{R_{\delta 2}}{R_{\delta 3}} = 1$)

третий зазор δ_1 получается большим, а отношение чисел витков может быть любым. В первом случае якорь опирается только на один (средний) полюс, это неудобно по технологическим соображениям.

Из возможных согласно уравнению (10) соотношений зазоров предпочтение заслуживает случай, когда $\delta_2 = \delta_3$ и якорь опирается на два полюса. Отношение чисел витков намагничивающих обмоток выгодно выбирать таким образом, чтобы н. с. обмоток и потери в экране были меньше. При прочих равных условиях н. с. и потери в экране уменьшаются соответственно при уменьшении $R_{\delta 1}$ и $X_{мэ}$.

Рассмотрим, как зависят $R_{\delta 1}$ и $X_{мэ}$ от $\frac{\omega_1}{\omega_3}$. При $R_{\delta 2} = R_{\delta 3}$ уравнения (10) и (11) приводятся к виду:

$$\frac{R_{\delta 1}}{R_{\delta 3}} = 1 + 3 \frac{\omega_1}{\omega_3}; \quad (10a)$$

$$\frac{X_{мэ}}{R_{\delta 3}} = \sqrt{3} \left(2 + \frac{\omega_2}{\omega_1} \right). \quad (11a)$$

На рис. 5 показаны зависимости $\frac{R_{\delta 1}}{R_{\delta 3}} = f\left(\frac{\omega_1}{\omega_3}\right)$ и $\frac{X_{мэ}}{R_{\delta 3}} = f\left(\frac{\omega_1}{\omega_3}\right)$, построенные по этим уравнениям.

С увеличением $\frac{\omega_1}{\omega_3}$ возрастает магнитное сопротивление $R_{\delta 1}$ и падает $X_{мэ}$. Следовательно, имеет место оптимальное значение $\frac{\omega_1}{\omega_3}$, которое можно найти, рассчитав н. с. обмоток и потери в экране. Пока только можно отметить, что при $\frac{\omega_1}{\omega_3} > 1$ величина $X_{мэ}$ изменяется мало, в то время как $R_{\delta 1}$ продолжает возрастать по линейному закону. Поэтому оптимальное значение $\frac{\omega_1}{\omega_3}$, вероятно, лежит в пределах 1 ÷ 2.

Применение дифференциальных связей для синтеза простых самонастраивающихся систем автоматического управления

Канд. техн. наук А. Н. ВОРОНИН

Киев

Практически все звенья реальных автоматических систем подвержены воздействию внешних возмущающих сил, которые по признаку влияния на параметры системы можно условно подразделить на две основные группы. К первой группе относятся аддитивные возмущающие воздействия, которые приводят к отклонению регулируемой координаты объекта, оставляя без изменений коэффициенты уравнения, описывающего поведение системы. Ко второй группе относятся мультипликативные (параметрические) возмущающие воздействия, которые проявляются в изменении коэффициентов уравнения системы.

В дальнейшем будем считать, что параметрические воздействия, приложенные к звеньям управляющей части системы, незначительны и ими можно пренебречь.

Имеется обширный класс объектов автоматического управления, динамические свойства которых самым существенным образом изменяются под воздействием параметрических возмущающих сил. Это обстоятельство предъявляет к системам управления такими объектами дополнительные требования. В частности, они должны обладать свойством адаптации, отражая в изменениях параметров (или даже структуры) управляющей части системы параметрические изменения динамических характеристик объекта управления.

Синтез самонастраивающихся автоматических систем является в общем случае достаточно сложной проблемой. В настоящее время ее решают поисковыми методами, а также посредством аппарата статистической динамики, ортогонального моделирования и других методов, объединяющихся под общим названием аналитической самонастройки [Л. 1]. Сложность перечисленных методов, а также необходимость введения в ряде случаев специальных дополнительных возмущений препятствует широкому распространению самонастраивающихся систем автоматического регулирования и управления.

Однако ряд конкретных объектов допускает довольно простой подход к этой задаче. В настоящей статье исследуется вопрос о синтезе простой самонастраивающейся системы автоматического управления объектами, у которых в процессе работы значительно изменяется передаточный коэффициент, а все остальные параметры передаточной функции не претерпевают существенных изменений.

Пусть имеется замкнутая система автоматического управления некоторым объектом O с выходной координатой X (рис. 1). Объект является совокупностью динамических звеньев, представляемых передаточными функциями $W_1 \div W_n$. Все динамические звенья, составляющие объект, могут быть подвергнуты воздействию внешних аддитивных возмущающих сил, однако все параметрические воздействия $M = \{M_1, \dots, M_j\}$ приложены к единственному $m+1$ -му безынерционному звену, характери-

зуемому передаточным коэффициентом l . При этом промежуточные координаты объекта φ и ψ , являющиеся соответственно входом и выходом $m+1$ -го звена, доступны для непосредственного измерения.

Рассмотрим задачу синтеза самонастраивающейся автоматической системы, в которой основные показатели качества регулирования инвариантны к параметрическим воздействиям M .

Прежде всего покажем, что отсутствие канала самонастройки в системе управления данным объектом означает недоиспользование возможностей системы. Передаточная функция объекта выражается следующей формулой:

$$W_o(p) = l w_o(p), \quad (1)$$

где l — передаточный коэффициент $m+1$ -го безынерционного звена;

$w_o(p) = \frac{1}{l} \prod_{i=1}^n W_i(p)$ — дробно-рациональная функция от оператора, характеризующая динамические свойства объекта.

Не останавливаясь подробно на вопросах синтеза управляющей части (регулятора) системы P , представим себе, что передаточная функция регулятора имеет такой вид:

$$W_p(p) = k w_p(p), \quad (2)$$

где k — передаточный коэффициент регулятора; $w_p(p)$ — дробно-рациональная функция от оператора, выражающая динамические свойства регулятора.

Передаточная функция разомкнутой системы, которая в полной мере характеризует динамические свойства системы в замкнутом состоянии, выражается уравнением

$$W(p) = W_o(p) W_p(p) = c w(p), \quad (3)$$

где $c = kl$ — множитель общего передаточного коэффициента C системы; $w(p) = w_o(p) w_p(p)$ — дробно-рациональная функция от оператора, выражающая динамические свойства системы.

Теперь учтем, что под влиянием внешних мультипликативных воздействий M (рис. 1) передаточный коэффициент объекта значительно изменяется:

$$l = f(M). \quad (4)$$

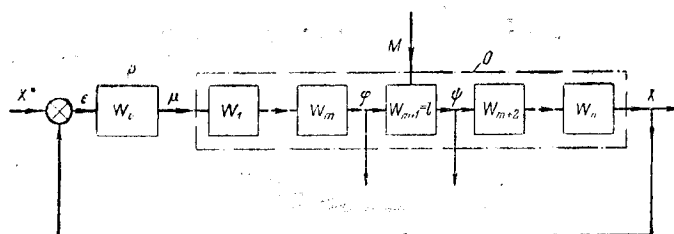


Рис. 1. Структурная схема замкнутой автоматической системы.

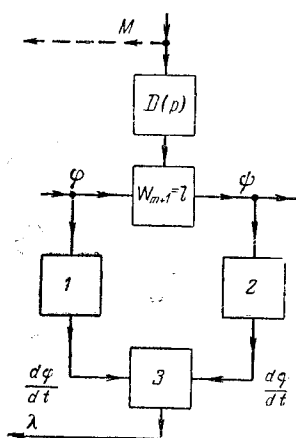


Рис. 2. Схема измерения параметрических воздействий с помощью дифференциальных связей.

Из уравнения (3) следует, что изменение передаточного коэффициента $m+1$ -го звена объекта приводит к пропорциональному изменению общего передаточного коэффициента системы S . Известно, что уменьшение общего передаточного коэффициента системы повышает статическую погрешность и отрицательно сказывается на быстродействии замкнутой системы. С другой стороны, увеличение S приводит к тому, что система может стать колебательной и даже неустойчивой. Это можно показать, в частности, исследуя области устойчивости в комплексной плоскости параметра S , полученные для конкретной системы методом D -разбиения, либо, что более наглядно, путем исследования корневых годографов в комплексной плоскости корней характеристического уравнения системы при изменении свободного члена S [Л. 2].

Поэтому в том случае, когда проектируется не самонастраивающаяся автоматическая система управления объектом с переменным передаточным коэффициентом, то при настройке регулятора необходимо предусмотреть такой передаточный коэффициент k , чтобы при любых изменениях передаточного коэффициента $m+1$ -го звена объекта l коэффициент S не принимал значений, при которых превосходит допустимый показатель колебательности. Это означает, что общий передаточный коэффициент системы, непрерывно изменяясь в процессе работы, всегда отличается от своего значения $S_{\text{опт}}$, оптимального по заданным условиям качества регулирования. Как правило, он всегда остается ниже своего максимально допустимого значения. Следовательно, при отсутствии канала самонастройки система никогда не может обеспечить статическую точность и быстродействие, которые она принципиально может дать.

Итак, применение несамонастраивающейся автоматической системы для управления объектом с существенно изменяющимся передаточным коэффициентом приводит к недоиспользованию возможностей системы. Введение канала самонастройки может значительно повысить качество регулирования и дать в ряде случаев большой экономический эффект.

В рамках задачи, поставленной в настоящей статье, введение канала самонастройки означает автоматическое поддержание общего передаточного коэффициента системы S на уровне максимального

значения $S_{\text{макс}}$. В принципе эта задача может быть решена методами теории инвариантности. В самом деле, если число параметрических воздействий M невелико, и они легко поддаются измерению, функциональная зависимость f в уравнении (4) достаточно проста, то может оказаться целесообразным осуществить параметрическое компаундирование, при котором передаточный коэффициент регулятора k поставлен в функциональное соответствие параметрическим воздействиям M .

Однако в действительности, во-первых, возмущающие воздействия (а особенно параметрические) часто плохо поддаются измерению, во-вторых, функциональная зависимость f может оказаться очень сложной и соответствующие ей условия инвариантности технически нереализуемы и, в-третьих, количество возмущающих воздействий может быть большим и для их учета потребуются громоздкое устройство. В этом случае целесообразно оценивать эффект воздействия всей совокупности параметрических возмущающих сил непосредственно по изменению соответствующего параметра объекта (в данной статье этим параметром является передаточный коэффициент $m+1$ -го звена объекта). Если в соответствии с изменениями l непрерывно и автоматически изменять k таким образом, чтобы согласно уравнению (3) $s = s_{\text{макс}} = \text{const}$, то получим высококачественную самонастраивающуюся автоматическую систему.

Для осуществления такой системы прежде всего необходимо знать текущее значение передаточного коэффициента $m+1$ -го звена объекта l . Наиболее точное выражение для l имеет следующий вид:

$$l = \frac{\partial \psi}{\partial \varphi}. \quad (5)$$

В настоящей статье излагается способ построения самонастраивающейся системы автоматического управления объектом с изменяющимся передаточным коэффициентом, заключающийся в том, что место входа параметрических возмущающих воздействий охватывается дифференциальными связями с последующим нелинейным или линейным преобразованием для коррекции передаточного коэффициента регулятора в соответствии с изменениями передаточной функции объекта. Здесь наблюдается определенная аналогия с известным способом косвенного измерения аддитивных возмущающих воздействий посредством дифференциальной вилки [Л. 3]. По-видимому, уместно подчеркнуть, что и предлагаемый способ физически реализуем лишь в том случае, когда соответствующие промежуточные координаты объекта доступны для непосредственного измерения.

Основой предлагаемого способа является замена выражения (5), записанного в частных производных, операцией деления над производными по времени от входной и выходной координат той части объекта, которая подвержена параметрическим воздействиям. На рис. 2 представлено $m+1$ -е звено объекта с входной координатой φ и выходной координатой ψ . Передаточный коэффициент этого звена l значительно изменяется под воздействием внешних параметрических сил M (для большей общности в тракт прохождения параметрических

воздействий введен векторный дифференциальный оператор $D(p)$, характеризующий динамику процесса изменения l).

Сигнал, пропорциональный φ , дифференцируется с помощью звена 1. Аналогичная операция с помощью звена 2 производится над сигналом, пропорциональным ψ . Если в качестве звена 3 применить делительное устройство, то

$$\lambda = \frac{a_1 d\psi/dt}{a_2 d\varphi/dt} = a \frac{d\psi}{d\varphi}, \quad (6)$$

где a , a_1 и a_2 — постоянные коэффициенты.

Сравнение выражений (5) и (6) показывает, что сигнал λ полностью определяет текущее значение передаточного коэффициента $m+1$ -го звена объекта l .

Если сигнал φ физически представляет собой механическое перемещение, то операцию деления, предусмотренную формулой (6), можно просто и надежно производить по схеме с использованием тахогенератора [Л. 4—6].

Однако при иной физической природе координат φ и ψ операцию деления желательно линеаризовать ввиду относительной сложности нелинейного преобразования. Настройкой звеньев 1 и 2 можно получить такие коэффициенты, чтобы при некоторых вполне определенных (базовых) условиях работы выполнялось равенство

$$al_0 = \frac{a_1 (d\psi/dt)_0}{a_2 (d\varphi/dt)_0} = 1. \quad (7)$$

Здесь индекс «0» относится к базовым условиям работы системы.

Очевидно, что если в качестве звена 3 применить устройство вычитания (линейный сумматор в алгебраическом смысле), то при такой настройке

$$a_1 (d\psi/dt)_0 - a_2 (d\varphi/dt)_0 = 0, \quad (8)$$

а при текущих условиях работы системы, отличающихся от базовых

$$a_1 d\psi/dt - a_2 d\varphi/dt = \lambda, \quad (9)$$

т. е. сигнал λ по знаку и по величине характеризует отклонение l от базового значения l_0 .

В том случае, когда для управления процессом используется цифровое вычислительное устройство, рекомендуется вместо дифференцирования за дискретные промежутки времени Δt замерять $\Delta\varphi$ и одновременно $\Delta\psi$. Эти величины поступают в делительное устройство, на выходе которого получается сигнал

$$\lambda = \frac{\Delta\psi}{\Delta\varphi} \approx l. \quad (10)$$

Практически решение задачи самонастройки в системе с изменяющимся коэффициентом передачи объекта сводится к реализации функциональной зависимости $k=f(\lambda)$, которую можно определить путем расчета. Пусть, например, требуется поддерживать общий передаточный коэффициент системы на уровне C_{\max} , при котором обеспечивается высокая точность и быстродействие системы, и в то же время не превосходит допустимый показатель ко-

лебательности

$$c = kl = C_{\max} = \text{const}. \quad (11)$$

Тогда

$$k = b \frac{C_{\max}}{l} = \frac{B}{l}, \quad (12)$$

где

$$B = bC_{\max} = \text{const};$$

b — постоянный коэффициент.

Переход от уравнения (12) к требуемой зависимости $k=f(\lambda)$ затруднений не вызывает, так как зависимость λ от l близка к пропорциональной.

Описанным устройством свойственно достоинство, присущее всем устройствам аналитической самонастройки — они не вносят в систему дополнительных возмущений. По существу управляющее воздействие здесь используется как источник информации о состоянии объекта регулирования. Следовательно, описанные системы обладают свойствами, характерными для систем дуального управления [Л. 7].

Выражения (6) — (12) являются основными формулами расчета предлагаемых автоматических систем. Однако эти уравнения не полностью отражают все явления, происходящие в таких системах, так как они не содержат динамических соотношений. Этот вопрос составляет предмет специального обсуждения. Здесь лишь отметим, что для повышения динамических качеств самонастраивающихся систем полезно вводить в канал самонастройки сигналы по основным параметрическим возмущающим воздействиям (пунктирная линия на рис. 2).

Способы изменения коэффициента усиления при самонастройке автоматических систем довольно сложны. Эта сложность объясняется тем, что, как правило, при реализации этих способов стремятся воспроизвести непрерывную зависимость $k=f(\lambda)$. Это приводит к необходимости применения громоздких функциональных преобразователей и сложных электронных устройств, что часто нежелательно по условиям надежности и экономическим соображениям.

Реализация управляющей части самонастраивающейся автоматической системы сильно упрощается, если заменить непрерывную функциональную зависимость между коэффициентом усиления регулятора и сигналом, характеризующим передаточный коэффициент объекта регулирования, дискретным числом N квантованных по уровню значений коэффициента усиления.

На рис. 3,а изображен график, иллюстрирующий предлагаемый способ для $N=3$. Кривая 1 показывает распространенную зависимость $k=f_1(\lambda)$, которая должна быть воспроизведена при точной реализации закона самонастройки. Ломаная линия 2 изображает зависимость $k=f_2(\lambda)$, которая заменяет функцию $k=f_1(\lambda)$.

На рис. 3,б представлен один из возможных вариантов реализации предлагаемого способа. В тракте прохождения сигнала по рассогласованию включается делитель напряжения, составленный из активных сопротивлений r_1 , r_2 , r_3 . Сопротивления r_1 и r_2 могут шунтироваться контактами трехпозиционного поляризованного реле РП. Следова-

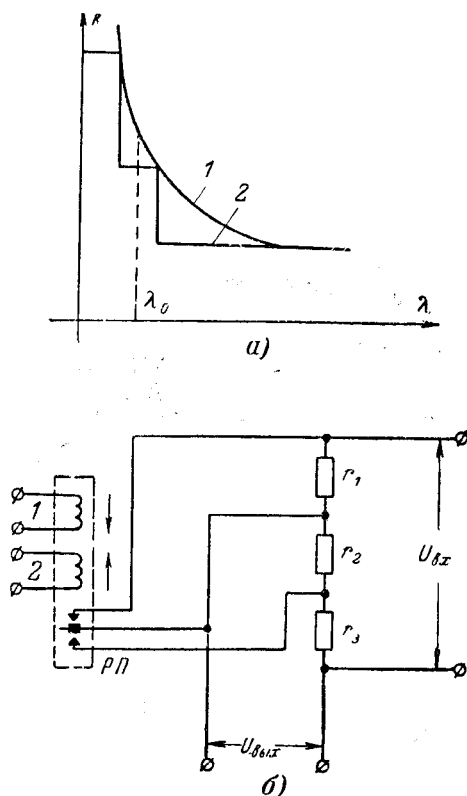


Рис. 3. Упрощенное устройство самонастройки.

a — аппроксимация зависимости $k=f_1(\lambda)$ тремя квантованными по уровню значениями k ; b — принципиальная схема упрощенного устройства самонастройки.

тельно, в зависимости от положения якоря реле РП в систему вводится одно из трех возможных значений коэффициента передачи регулятора k . Величины сопротивлений r_1 — r_3 подбираются таким образом, чтобы возможно точнее аппроксимировалась зависимость $k=f_1(\lambda)$ (рис. 3, а). Переключения реле производятся в зависимости от соотношения магнитных потоков от обмоток 1 и 2, включенных встречно. На обмотку 1 подается напряжение, соответствующее базовым (номинальным) условиям работы системы. На обмотку 2 поступает сигнал от канала самонастройки (звено 3 на рис. 2). Таким образом, в зависимости от текущего значения передаточного коэффициента объекта передаточный коэффициент регулятора приобретает одно из трех возможных значений.

В качестве релейного элемента может быть применено либо трехпозиционное поляризованное реле типа РП-5, либо такие бесконтактные устройства, как дифференциальное магнитное реле или релейная система на полупроводниковых триодах. Способ квантования коэффициента усиления регулятора следует применять особенно в том случае, когда для управления объектом используется цифровая вычислительная машина.

В заключение приведем пример применения изложенных выше принципов построения самонастраивающихся автоматических систем для управления промышленными объектами.

Рассмотрим процесс регулирования толщины полосы на листопрокатных станах, в котором регу-

лирующим воздействием является изменение расстояния между рабочими валками с помощью нажимных устройств (рис. 4). Пусть при отсутствии полосы установлено некоторое расстояние между валками s . Механическая система: рабочие валки — опорные валки — станина не является абсолютно жесткой. Поэтому, когда полоса входит в клеть, валки согласно закону упругой деформации разжимаются и выходная (регулируемая) толщина полосы $h_2 \neq s$.

Уравнение выходной толщины полосы [Л. 8] имеет следующий вид:

$$h = \frac{F}{m_c} + s, \quad (13)$$

где m_c — коэффициент упругости стана;
 F — сила давления на валки.

Исследования [Л. 8 и 9] показывают, что сила давления на валки, от которой непосредственно зависит выходная толщина полосы, является нелинейной функцией многих переменных:

$$F = f(R', q, \alpha, \beta, \tau_1, \tau_2, h_1, h_2, \kappa, g, T, \dots), \quad (14)$$

где R' — диаметр рабочего валка, искаженный под действием усилия прокатки;

q — удельное давление на валки при прокатке;

α — коэффициент трения;

β — угол захвата;

τ_1 и τ_2 — переднее и заднее натяжение;

h_1 и h_2 — входная и выходная толщина полосы;

κ — напряжение металла в зоне прокатки;

g — ширина полосы;

T — температура полосы.

Если во время прокатки нажимные винты переместятся на расстояние Δs , то выходная толщина полосы изменится на Δh . Этот процесс можно считать безынерционным, поэтому в выражение для передаточной функции объекта не войдут временные факторы, и она представляется передаточным коэффициентом

$$W_o(p) = l = \frac{\Delta h}{\Delta s}. \quad (15)$$

Более строгое математическое выражение для l имеет такой вид

$$l = \frac{\partial h}{\partial s}. \quad (16)$$

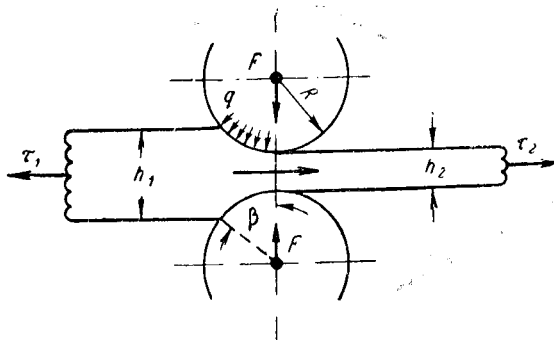


Рис. 4. Схема прокатки полосы.

Этот передаточный коэффициент в процессе прокатки может очень сильно изменяться. На его величину оказывают влияние такие переменные, как толщина и ширина подката, температура полосы (особенно в станах горячей прокатки), химический состав металла, натяжение и все прочие аргументы уравнения (14). Эти факторы являются параметрическими возмущающими воздействиями для исследуемой системы. Согласно проведенным экспериментальным исследованиям [Л. 8], передаточный коэффициент данного объекта изменяется от значения $I_{\min}=0,07$ до $I_{\max}=0,6$, т. е. почти в 10 раз.

В соответствии с вышеизложенным, самонастраивающаяся система в этих условиях не использует всех своих возможностей, и качество регулирования никогда не достигает оптимальных показателей. Это проявляется в том, что полосы имеют разную толщину. При современных скоростях прокатки вопрос о повышении быстродействия и точности системы регулирования толщины полосы приобретает особое значение. Поэтому очень эффективным представляется синтез самонастраивающейся системы по возможности простой в технической реализации.

На рис. 5 изображена структурная схема такой системы. Сравнение схем, изображенных на рис. 1 и 5 показывает, что самонастраивающаяся система автоматического регулирования толщины полосы является частным случаем общей системы, для которой справедливы принципы, изложенные в настоящей статье.

В данном конкретном случае синтез канала самонастройки может быть осуществлен просто и с повышенной степенью надежности, причем нет необходимости линеаризовать операцию деления, предусмотренную звеном 5 (рис. 5). Это объясняется тем, что координата s представляет собой механическое перемещение, а в этом случае, как указывалось выше, операция деления может быть реализована посредством простой и надежной схемы с применением тахогенератора. Если при управлении прокаткой используется цифровая вычислительная машина, то целесообразно воспользоваться формулой (10).

Нажимные устройства современных прокатных станов оборудованы электроприводом с регулируемой скоростью вращения. Однако для управления другими объектами, подверженными аналогичным параметрическим воздействиям, могут применяться сервомоторы с постоянной скоростью. В этом случае также может быть рекомендована структурная схема, показанная на рис. 5, только значительно упрощенная. В этом случае звено 3

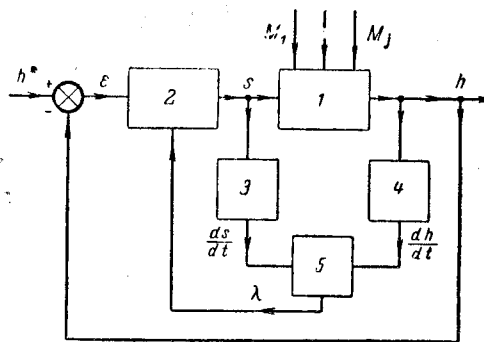


Рис. 5. Структурная схема самонастраивающейся системы автоматического регулирования толщины полосы.

1 — объект регулирования; 2 — регулятор; 3 и 4 — дифференциаторы; 5 — устройство деления; h — выходная толщина; h^* — задание; ε — рассогласование; s — перемещение нажимных винтов; λ — сигнал самонастройки.

исключается, вместо сигнала, пропорционального ds/dt в звено 5 вводится константа, а канал прохождения сигнала самонастройки замыкается при включении сервомотора и размыкается при его отключении. В такой системе коррекция передаточного коэффициента регулятора означает изменение зоны нечувствительности релейного элемента, управляющего сервоприводом. Этот прием широко распространен при настройке релейных систем и поэтому рекомендуемый способ не встретит затруднений при реализации.

Литература

1. Солодовников В. В., Некоторые вопросы теории и принципы построения аналитических самонастраивающихся систем, Сб. «Аналитические самонастраивающиеся системы автоматического управления», «Машиностроение», 1965.
2. Удерман Э. Г., Метод корневого годографа в теории автоматического управления, Госэнергоиздат, 1963.
3. Ивахненко А. Г., Самообучающиеся системы, Изд-во АН УССР, 1965.
4. Воронин В. Н., Способ выполнения операции деления, Авторское свидетельство № 166174 по заявке № 847273/26-24 от 15 июля 1963 г., «Бюллетень изобретений», 1964, № 21.
5. Воронин А. Н., Об использовании сигналов по возмущающим воздействиям в быстродействующих автоматических системах, «Известия АН СССР, Техническая кибернетика», 1964, № 6.
6. Воронин А. Н., Применение тахогенератора для выполнения операции деления в системах автоматического регулирования, «Электричество», 1965, № 11.
7. Фельдбаум А. А., Основы теории оптимальных автоматических систем, Физматгиз, 1963.
8. Sims R. B., Investigating thickness control on small scale rolling mills, Control Engineering, Jun, 1960.
9. Courcoulas J. H., Ham J. M., Incremental control equations for tandem rolling mills, Applications and Industry, Jan., 1957.

[29.6.1966]



где

$$\mathbf{F}_n = \frac{\mathbf{f}_n}{\rho}; \quad \mathbf{F}_a = \frac{\mathbf{f}_a}{\rho}; \quad \nabla p_a + \nabla p_n = \nabla p;$$

$\mathbf{f}_n \{f_{nx}, f_{ny}, f_{nz}\}$ — вектор объемной плотности инерционных сил;

$\mathbf{f}_a \{f_{ax}, f_{ay}, f_{az}\} = \frac{d\mathbf{T}_a}{dV} = [\mathbf{j}\mathbf{B}]$ — вектор объемной плотности электромагнитных сил;

\mathbf{j} — плотность тока в жидком металле;

\mathbf{B} — магнитная индукция в контактной зоне, обусловленная полем тока, протекающего через контакт, и другими полями;

$d\mathbf{T}_a$ — элементарная электромагнитная сила, действующая на элемент dV объема металла;

p_n и p_a — давления механогидравлической и электромагнитной природы.

Система уравнений (4), (5) записана при условии, что поле скоростей определяется инерционными нагрузками, тогда уравнение (5) следует рассматривать как уравнение возмущающих воздействий.

Для упрощения анализа будем полагать, что внутреннее трение в контактной жидкости отсутствует, т. е. $\nu=0$. В действительности потери на трение имеют место даже при относительно небольших скоростях в жидком металле. Допущенную при предположении $\nu=0$ погрешность будем учитывать введением в кольцевом контакте вместо действительного поля скоростей и ускорений средней угловой скорости для ядра потока металла $\beta = \frac{\omega}{\xi}$, где ω — угловая скорость вращающегося электрода и $\xi > 1$ [Л. 7].

Для установившегося (равновесного) состояния жидкого металла, например, когда кольцо жидкого металла обесточенного контакта сформировано инерционными нагрузками, справедливо уравнение

$$\frac{d\mathbf{v}}{dt} = \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + (\mathbf{v}\nabla)\mathbf{v} = 0. \quad (6)$$

В этом случае уравнение (4) превращается в уравнение Эйлера для установившегося движения идеальной несжимаемой жидкости:

$$\text{grad } p_n = \mathbf{f}_n = \rho \mathbf{F}_n. \quad (7)$$

Установившийся режим не нарушится и в том случае, если

$$|\text{grad } p_n| \geq |\text{grad } p_a|, \quad (8)$$

поскольку $|\text{drag } p_n|$ служит мерой работы равнодействующей инерционных сил $\mathbf{f}_n = \rho \mathbf{F}_n$, а $|\text{grad } p_a|$ — электромагнитных сил.

В установившемся режиме неравенство (8) должно удовлетворяться для всего объема жидкого металла контакта, поэтому с учетом (5) и (7) должно быть справедливо также предельное неравенство

$$[(\rho F_{nx})^2 + (\rho F_{ny})^2 + (\rho F_{nz})^2]_{\max}^{0.5} \geq f_{a, \max}. \quad (9)$$

При нарушении условия (9), т. е. при $f_a > f_n$ металл вытечет из контакта.

Применим полученное неравенство (9) для расчета величины допустимого тока в контактном устройстве с горизонтальной осью вращения (рис. 2) при отсутствии его перемещения. Для предельной оценки будем считать, что ускорения в осевом направлении отсутствуют, т. е. $F_{nz}=0$, а остальные соотношения имеют вид:

$$F_{nx} = \beta^2 x - g;$$

$$F_{ny} = \beta^2 y;$$

$$f_a = j_k B_1 = \frac{\mu_0 j_k I}{\pi D_1} = \frac{\mu_0 I^2}{3\pi^2 D_1 D_k}.$$

Здесь $\beta = 0,5\omega$, так как при характерных для контактов размерах можно считать $\xi \approx 2$ [Л. 1, 8];

j_k — плотность тока в контакте;

B_1 — магнитная индукция поля тока I , протекающего в цепи с вращающимся контактом;

D_1 — диаметр свободной поверхности жидкого металла;

D_k — диаметр вращающегося контакта.

Поскольку жидкометаллические подвижные контакты используются, как правило, в устройствах с относительно большими значениями тока, то по сравнению с B_1 другими полями можно пренебречь. Для быстротходных контактов центростремительное ускорение $\beta^2 x \gg g$. Тогда, согласно (9), при заданных размерах и скоростях контакта

$$\sqrt{2\rho} \left(\frac{\omega}{2} \right)^2 \frac{D_1}{2} \geq \frac{\mu_0 I^2}{3\pi^2 D_1 D_k l_k}$$

или

$$I \leq \pi D_1 v_k \sqrt{\frac{3\rho l_k}{V/2 \mu_0 D_k}} = \sqrt{\frac{\rho v_1^2 \pi}{V/2 \mu_0 j_k}}, \quad (10)$$

где $v_k = 0,5\omega D_k = \frac{\pi n D_k}{60}$ — линейная скорость электрода на диаметре D_k (n — скорость вращения);

$v_1 = \frac{v_k D_1}{D_k}$ — линейная скорость электрода на диаметре D_1 .

На основании (9) можно вывести выражение для оценки допустимой величины j . Недостатком соответствующих выражений, полученных при менее общих предпосылках [Л. 1—4], является отсутствие учета всех возможных инерционных нагрузок и получение их в результате решения одномерной задачи. Последнее приводит, в частности, к различию в $\sqrt{2}$ раз количественных результатов для оценки допустимого тока I , рассчитанного по [Л. 1—4] и по выражению (10).

Оценка допустимых инерционных нагрузок. Рассмотрим установившееся состояние, при котором условие (9) выполняется. В общем случае вращающееся контактное устройство может перемещаться в пространстве с ускорением \mathbf{a} , которое учитывает и силу тяжести. Условие, при котором предельные величины a_x, a_y, a_z не приводят к недопустимому отклонению точек свободной поверхности жидкого металла от расчетного положения в установившемся состоянии, определяется выражением (см. при-

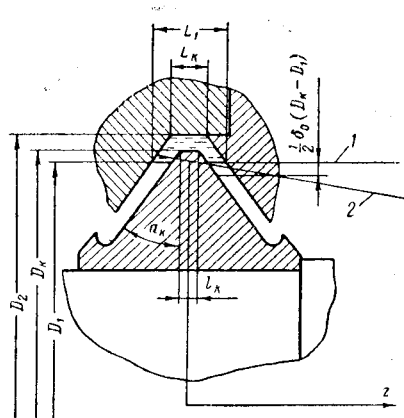


Рис. 2. Основные геометрические размеры жидкометаллического контакта. 1 — расчетная линия уровня; 2 — линия уровня при возмущающем воздействии.

ложение)

$$\frac{(D_k - D_1) \delta_0}{\beta^2} (a_x + a_y) + \frac{2L}{\beta^2} a_z \leq 0,5 D_1 (D_k - D_1) \delta_0, \quad (11)$$

где, в соответствии с обозначениями геометрических размеров, приведенными на рис. 2, $L = L_1 + +0,5\delta_0(D_k - D_1) \operatorname{tg} \alpha_k$, а δ_0 — предельно допустимое относительное отклонение.

При удовлетворении неравенства (11) можно не учитывать влияние ускорений на жидкий металл контакта.

В качестве иллюстрации, полученной расчетной формулы для допустимого тока на рис. 3 приведена зависимость $I = f(v)$, для некоторых значений j_k ,

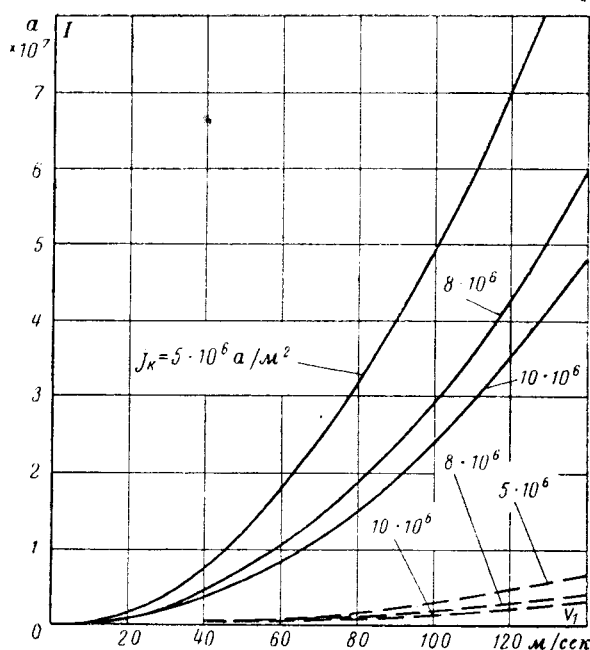


Рис. 3. Зависимость допустимого тока в жидкометаллическом контакте от его линейной скорости.

рассчитанная на основании (10). Кривые построены для ртути (сплошные линии) и натриево-калиевого сплава (пунктирные линии) при температуре $T = 323^\circ \text{K}$. На рис. 4 показаны рассчитанные по (11) прямые $a_x + a_y = f(a_z)$ для трех значений β , определяющие зоны нормальной работы жидкометаллического контакта.

Приложение. Согласно определению полного дифференциала скалярного поля инерционных сил

$$dp_n = \frac{\partial p_n}{\partial x} dx + \frac{\partial p_n}{\partial y} dy + \frac{\partial p_n}{\partial z} dz. \quad (\text{П-1})$$

Для свободной поверхности p_n равно давлению окружающей атмосферы $p_n = p_0 = \text{const}$ и $dp_n = 0$, поэтому на основании (7) и (12)

$$F_{nx} dx + F_{ny} dy + F_{nz} dz = 0. \quad (\text{П-2})$$

При этом с учетом центростремительного ускорения из (П-2) находим

$$(\beta^2 x + a_x) dx + (\beta^2 y + a_y) dy + a_z dz = 0. \quad (\text{П-3})$$

Интегрируя (П-3), получаем

$$\frac{1}{2} \beta^2 x^2 + \frac{1}{2} \beta^2 y^2 + a_x x + a_y y + a_z z - C = 0, \quad (\text{П-4})$$

где C — произвольная постоянная интегрирования.

Соответствующее (П-4) уравнение для приращений координат точки свободной поверхности жидкого металла при пренебрежении величинами второго порядка малости имеет вид

$$x \Delta x + y \Delta y + \frac{a_x}{\beta^2} \Delta x + \frac{a_y}{\beta^2} \Delta y + \frac{a_z}{\beta^2} \Delta z = 0. \quad (\text{П-5})$$

Введем относительные величины отклонений

$$\delta x = \frac{\Delta x}{\Delta x_0} \quad \text{и} \quad \delta y = \frac{\Delta y}{\Delta y_0},$$

где $\Delta x_0, \Delta y_0$ — базовые размеры, определяемые конструкцией контактного устройства; Δz , равное Δz_0 , определим как заданное приращение осевой координаты, в пределах которого возможны отклонения $\Delta x, \Delta y$.

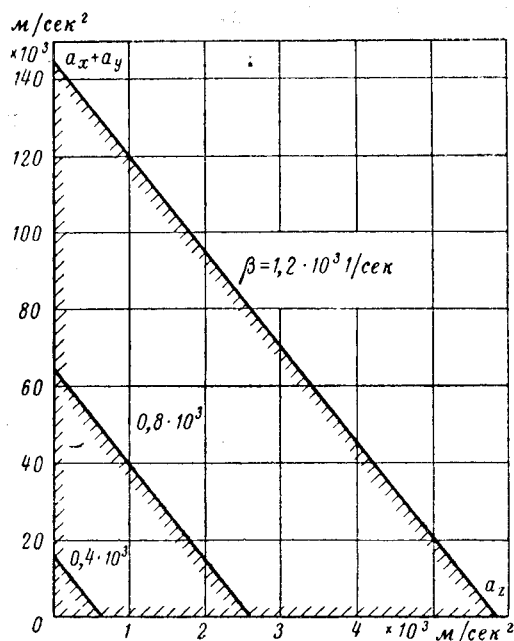


Рис. 4. Области допустимых осевых и радиальных ускорений жидкометаллического контактного устройства при $D_1 = 200 \text{ мм}$; $L = 4 \text{ мм}$; $D_k - D_1 = 2,32 \text{ мм}$, $\delta_0 = 0,14$.

Принимая в качестве x, y расчетные координаты x_0, y_0 рассматриваемой точки поверхности, а в качестве их относительных величин предельно допустимые отклонения $\delta x_0, \delta y_0$, на основании (П-5) можем записать

$$\frac{a_x}{\beta^2} \Delta x_0 \delta x_0 + \frac{a_y}{\beta^2} \Delta y_0 \delta y_0 + \frac{a_z}{\beta^2} \Delta z_0 \leq x_0 \Delta x_0 \delta x_0 + y_0 \Delta y_0 \delta y_0. \quad (\text{П-6})$$

Неравенство (П-6) верно для расчетной точки с координатами x_0, y_0 , которые связаны функционально таким образом, что величина, стоящая в правой части неравенства изменяется между своими минимальным и максимальным значениями. Поэтому для всей совокупности выбранных расчетных точек будет справедливо неравенство

$$\frac{a_x}{\beta^2} \Delta x_0 \delta x_0 + \frac{a_y}{\beta^2} \Delta y_0 \delta y_0 + \frac{a_z}{\beta^2} \Delta z_0 \leq (x_0 \Delta x_0 \delta x_0 + y_0 \Delta y_0 \delta y_0)_{\text{мин}}, \quad (\text{П-7})$$

где ускорения a_x, a_y, a_z являются функциями координат. Из (П-7) можно найти предельно допустимые значения этих ускорений, при которых неравенство еще не нарушается.

В пределах достаточно малых приращений для любой геометрической формы контакта можно считать поверхность жидкого металла конусообразной; тогда в соответствии с обозначениями размеров контакта, показанного на рис. 2, примем

$$x_0^2 + y_0^2 = 0,25 D_1^2;$$

$$x_0 = 0,5 D_1; \quad \Delta x_0 = \Delta y_0 = 0,5 (D_k - D_1);$$

$$\Delta z_0 = L = L_k + [D_2 - D_1 + 0,5 \delta_0 (D_k - D_1)] \operatorname{tg} \alpha_k.$$

Кроме того, положим $\delta x_0 = \delta y_0 = \delta_0$.

Подставляя эти значения в (П-7), получаем неравенство (11).

Выводы. Проведенный анализ позволяет определить параметры электромагнитных нагрузок, при которых кольцо жидкого металла, сформированное инерционными нагрузками, не перемещается в межэлектродном зазоре, и ускорения, не вызывающие недопустимого отклонения свободной поверхности жидкого металла от расчетной.

Литература

1. Бертинов А. И., Алиевский Б. Л., Троицкий С. Р., Униполярные электрические машины с жидкометаллическим токосъемом, изд-во «Энергия», 1966.
2. Годжелло А. Г., Вопросы устойчивости и стабильности жидкометаллического токосъемного устройства, Автореферат диссертации, Московский энергетический институт, 1965.
3. Watt D. A., The Development and operation of a 10 kw homopolar generator with mercury brushes. Proceedings of IEE, v. 105, 1958, pt. A, № 21.
4. Суханов Л. А., Сафиуллина Р. Х., Бобков Ю. А., Расчет жидкометаллического токосъема униполярных машин, «Электротехника», 1965, № 6.
5. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М., Электродинамика сплошных сред, Физматгиз, 1959.
6. Кирко Н. М., Жидкий металл в электромагнитном поле, изд-во «Энергия», 1964.
7. Дорфман Л. А., Гидродинамическое сопротивление и теплоотдача вращающихся тел, Физматгиз, 1960.

[29.7.1966]



УДК 621.319.2:621.313.322

Использование электретов в автономных емкостных генераторах

Инж. Б. А. ПОНОМАРЕВ

Воронеж

Идея использования электретов в качестве источника поля возбуждения емкостных генераторов, основанная на формальной аналогии между электретами и постоянными магнитами и являющаяся частным проявлением принципа дуальности, в последние годы получает все более прочную практическую основу. С одной стороны, это связано с тем, что благодаря развитию новых областей техники (системы питания элементов электронно-импульсной и лазерной техники, аппаратуры для электронно-ионной обработки металлов, плазменных двигателей, ускорителей элементарных частиц и т. п.) успешно разрабатываются промышленные конструкции емкостных машин. С другой стороны, это вызвано значительным улучшением механических и электрических характеристик изготавливаемых электретов, благодаря разработке поликристаллических неорганических материалов и исследованию на электретный эффект ряда других высокопрочных диэлектриков [Л. 1 и 2].

В процессе конструирования емкостных генераторов с возбуждением от электретов, как и при проектировании любой емкостной машины, возникает целый ряд вопросов, успешные ответы на которые нередко зависят от условий, взаимно исключающих друг друга. Одни из них обусловлены свойствами электретов, другие вытекают из возможности почти исключительно использования внешнего по отношению к электрету электрического поля. К сожалению, эти вопросы почти не освещены в отечественной литературе. Нет также должной оценки энергетических возможностей тех конструкций емкостных генераторов, в которых использование электретов наиболее целесообразно.

В статье приведены некоторые результаты анализа простейших конструкций емкостных генераторов с возбуждением от керамических электретов.

Модель емкостного генератора с возбуждением от электретов изображена на рис. 1. Как и другие емкостные генераторы, у которых генерирование

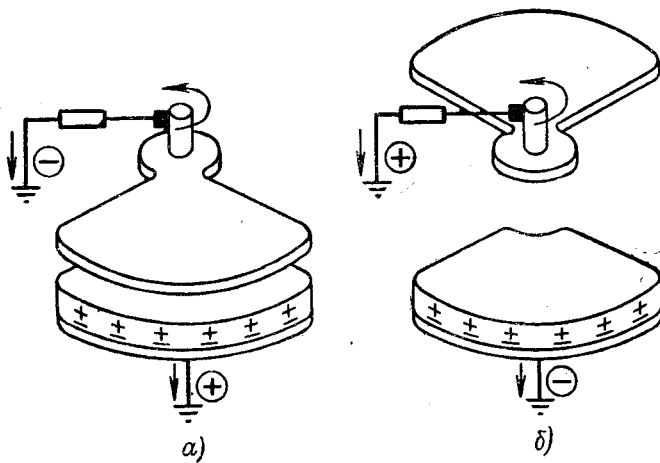


Рис. 1.

электрического тока осуществляется за счет изменения во времени потока вектора электрического смещения (в данном случае при перемещении подвижного электрода в поле электрета), этот генератор является принципиально машиной переменного тока. На рис. 2 даны примеры схем простейших емкостных машин с возбуждением от электретов.

Очевидно, в работе приведенных схем не будет принципиальных изменений от того, будет ли вращаться система электродов при неподвижных электретах или же, наоборот, систему электродов с подключенной нагрузкой оставить неподвижной, а вращать электреты. В последнем случае при выполнении некоторых схем включения электродов можно избежать скользящих токосъемных устройств, т. е. осуществить бесщеточную работу емкостной машины переменного тока [Л. 5]. Это относится как к машинам биполярного типа (рис. 2, а, в, д и ж), так и к униполярным машинам (рис. 2, б, г, е и з). Для емкостных генераторов с транспортерами-проводниками указанное обстоятельство может иметь решающее значение, поскольку емкостные машины работают в диэлектрической среде (газ под давлением, жидкий диэлектрик, вакуум), электрическая прочность которой резко снижается при попадании в нее пыли от трения электрических контактов.

Уравнения, описывающие процессы в емкостных генераторах с возбуждением от электретов, во многом подобны тем, которые получены для емкостных машин с транспортерами — проводниками [Л. 3]. Характернейшим режимом емкостного генератора, как известно, является режим короткого замыкания. Выражение для тока короткого замыкания емкостного генератора биполярного типа с возбуждением от электретов имеет вид [Л. 5]:

$$i_{к.з} = U_{э.э.кв} \frac{dC_{SE}}{dt} = 2\delta \frac{E_{пр}}{\frac{\epsilon_e \delta}{\epsilon_s \delta} + 1} \frac{dC_{SE}}{dt}, \quad (1)$$

где $U_{э.э.кв} = 2\delta E_\delta$ — эквивалентное напряжение возбуждения;

$$E_\delta = \frac{E_{пр}}{\frac{\epsilon_e \delta}{\epsilon_s \delta} + 1} \text{ — напряженность электрического поля в зазоре;}$$

- δ — рабочий зазор;
- $E_{пр}$ — электрическая прочность рабочего диэлектрика;
- ϵ_e — диэлектрическая проницаемость материала электрета;
- ϵ_s — диэлектрическая проницаемость диэлектрика, заполняющего зазор;
- d — толщина электрета;
- C_{SE} — взаимемкость системы «рабочий электрод — поверхность электрета».

Видим, что величина возбуждающего напряжения, выбираемая из условия работы без пробоя изоляции, определяется не только конструктивными размерами, но и характеристиками электретов. Поэтому, используя последние, можно на примере существующих электретов дать приближенную оценку ожидаемым величинам выходных параметров емкостного генератора с электретами. В частности, для таких слаботочных источников, какими до сих пор остаются емкостные генераторы, весьма показателен предельный уровень выходных напряжений. Немаловажно также знать, какие напряженности поля и плотности энергии в зазоре достижимы с помощью электретов приемлемых размеров.

Для анализа в статье использованы характеристики двух типов керамических электретов, обладающих повышенной величиной и стабильностью заряда: из титаната магния $MgTiO_3$, $\epsilon_e = 15$ и титаната кальция $CaTiO_3$, $\epsilon_e = 150$.

В качестве диэлектриков-заполнителей для сравнения взяты вакуум ($E_{пр} = 50 \text{ кВ/мм}$; $\epsilon = 1$) и керо-

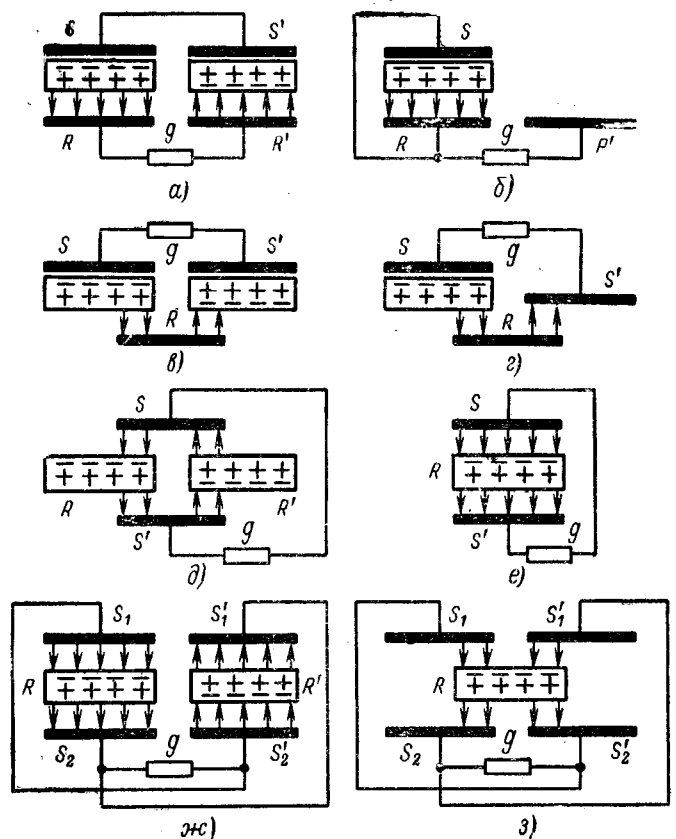


Рис. 2.

Таблица 1

ϵ_0	ϵ_e	$\delta, \text{мм}$	$U_B, \text{кВ}$	$U_{mx,x}, \text{кВ}$	$U_{x,x}, \text{кВ}$	$d, \text{мм}$	$E_{x,x}, \text{кВ/мм}$	$\epsilon_0 \epsilon_e E_{x,x}^2 / 2, \text{кДж/м}^3$
1	15	2,0 0,2	100 10	100 10	71 7,1	30 3	50	11
	150	2,0 0,2	100 10	100 10	71 7,1	300 30		
2	15	2,0 0,2	18 1,8	18 1,8	13 1,3	15 1,5	9	0,72
	150	2,0 0,2	18 1,8	18 1,8	13 1,3	150 15		

Таблица 2

ϵ_0	ϵ_e	$\delta, \text{мм}$	$U_B, \text{кВ}$	$U_{mx,x}, \text{кВ}$	$U_{x,x}, \text{кВ}$	$d, \text{мм}$	$E_{x,x}, \text{кВ/мм}$	$\epsilon_0 \epsilon_e E_{x,x}^2 / 2, \text{кДж/м}^3$
1	15	2,0 0,2	42 4,2	117 11,7	83 8,3	21 2,1	50	11
	150	2,0 0,2	42 4,2	117 11,7	83 8,3	210 21		
2	15	2,0 0,2	7,5 0,75	21 2,1	15 1,5	10,6 1,1	9	0,72
	150	2,0 0,2	7,5 0,75	21 2,1	15 1,5	106 11		

син ($E_{пр}=9 \text{ кВ/мм}$; $\epsilon=2$). Предполагалось, что электреты поляризуются в среде с диэлектрической проницаемостью $\epsilon \gg \epsilon_0$ и при напряженности поляризующего поля $E_{п} \gg E_{пр} > 10 \text{ кВ/см}$, а образующиеся при этом гомозаряды, обладающие большой устойчивостью во времени, имеют максимальную поверхностную плотность [Л. 1]:

$$\sigma_{0, макс} = \epsilon_0 \epsilon_e E_{пр}. \quad (2)$$

Результаты анализа, проведенного для идеальных машин (без рассеяния и утечки), сведены в табл. 1 — для биполярного, и в табл. 2 — для униполярного генераторов. Здесь $U_{mx,x}$ и $U_{x,x}$ — амплитудное и действующее значения напряжения холостого хода (закон изменения условной емкости принят синусоидальным); $E_{x,x}$ — напряженность электрического поля при холостом ходе; $\epsilon_0 \epsilon_e E_{x,x}^2 / 2$ — плотность энергии электрического поля в рабочем зазоре при холостом ходе.

Для биполярного генератора выполнялось условие

$$2\delta E_{x,x} = U_B + U_{mx,x}, \quad (3)$$

при котором толщина электрета не должна превышать величину, определяемую соотношением:

$$d \leq \frac{\epsilon_e \delta}{\epsilon_0}; \quad (4)$$

для униполярного генератора [Л. 4]

$$2\delta E_{x,x} = 2U_B + \frac{U_{mx,x}}{2}; \quad (5)$$

в этом случае

$$d \leq \frac{\epsilon_e \delta}{\sqrt{2} \epsilon_0}.$$

Таким образом, при использовании керамических электретов, поляризуемых в сильных электрических полях, когда плотности энергии в зазоре соответствуют достигнутому предельному уровню для реальных конструкций, при малых зазорах для электретных материалов с низким ϵ толщина электретов не превышает нескольких миллиметров, т. е. в этом случае можно ожидать высоких удельных показателей емкостных машин.

Недостаточно высокая стабильность свойств и трудности механической обработки керамических материалов пока не позволяют использовать керамические электреты для конструирования емкостных генераторов в широком диапазоне мощностей. Однако применение электретов в генераторах малой мощности, используемых, например, для возбуждения более крупных машин уже в настоящее время не встретит серьезных технических трудностей. На рис. 3 дан пример бесконтактной системы генерирования тока при использовании емкостного генератора с электретами в качестве возбудителя биполярного синхронного емкостного генератора.

Емкостный генератор с возбуждением от электретов большой мощности должен иметь хорошо развитую поверхность рабочих электродов. Такому требованию могут удовлетворять лишь многодисковые конструкции. Поэтому весьма перспективным является изготовление дисков или отдельных полюсов из электретных материалов, к которым применимы прогрессивные методы обработки деталей: литье под давлением, прямое горячее прессование и т. п.

К сожалению, в настоящее время очень немногие материалы, применяемые в качестве конструктивных, достаточно хорошо изучены в отношении возможности получения из них стабильных электретов. Поэтому не случайно, что то отставание в развитии емкостных машин и в разработке электретных

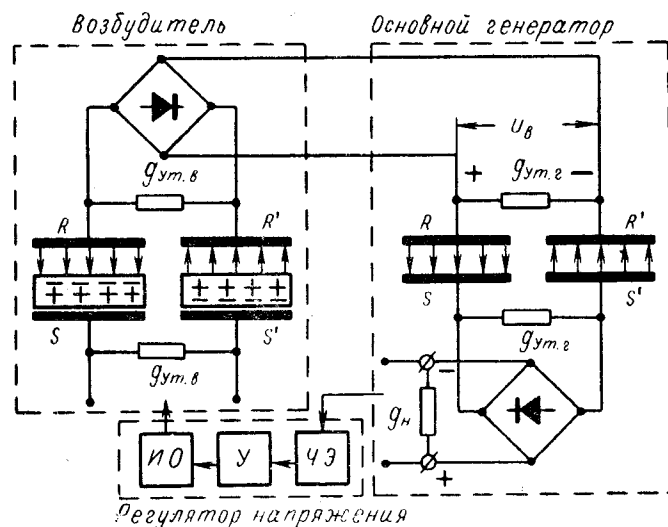


Рис. 3.

Тариф на электрическую энергию и экономика электроэнергетики¹

Канд. техн. наук В. В. МИХАЙЛОВ

Введение. Целью статьи является анализ известных систем тарифов на электрическую энергию с учетом интересов всего народного хозяйства. Технико-экономические зависимости, рассмотренные ниже, раскрыты лишь в той мере, в которой это необходимо для решения поставленной задачи. Однако полученные выводы дают возможность судить о наиболее приемлемой и целесообразной системе тарифов на электрическую энергию.

Характерной особенностью электрической энергии является неразрывность выработки и потребления ее, т. е. соответствие производства электрической энергии графику ее потребления. Это налагает особые требования и к системе тарифа на электрическую энергию.

Рассмотрим энергосистему (с тепловыми электростанциями), вырабатывающую \mathcal{E} кВт·ч в год, по графику, при котором мощность потребления все время суток (года) постоянная и равна P_0 . Число часов использования максимума такой системы — 8760 ч.

Резерв мощности в такой системе будет равен:

$$P_p = \alpha_p P_{\max} = \alpha_p P_0,$$

где α_p — коэффициент, определяющий необходимый резерв в системе.

Расчетные затраты на выработку 1 кВт·ч электрической энергии, отпущенной потребителю, можно считать равными:

$$\begin{aligned} z_0 = & b_0 \frac{1}{1-\alpha_1} \frac{1}{1-\alpha_2} + \\ & + \frac{1}{8760} \left[(A_1 + a_1 K_1) \frac{1}{1-\alpha_1} + (A_2 + a_2 K_2) \right]; \\ & \frac{1}{1-\alpha_2} \frac{1}{1-\alpha_p} + \frac{1}{8760} E \left(K_1 \frac{1}{1-\alpha_1} + K_2 \right) \frac{1}{1-\alpha_2} \frac{1}{1-\alpha_p}, \end{aligned} \quad (1)$$

где b_0 — топливная составляющая затрат на выработку 1 кВт·ч;

α_1 — коэффициент, учитывающий расход на собственные нужды;

α_2 — коэффициент, учитывающий потери при передаче электроэнергии от электростанции до шин потребительской подстанции;

¹ В порядке обсуждения.

α_p — коэффициент, учитывающий резерв мощности в энергосистеме;

A_1 — ежегодные расходы на электростанции (отнесенные к 1 кВт установленной мощности), не зависящие от выработки электроэнергии;

A_2 — ежегодные расходы в распределительных сетях и подстанциях энергосистемы (отнесенные к 1 кВт установленной мощности), не зависящие от выработки электроэнергии;

K_1 — капитальные вложения на 1 кВт установленной мощности на электростанции;

K_2 — капитальные вложения в сети и подстанции энергосистемы на 1 кВт станционной установленной мощности;

a_1 — коэффициент, учитывающий амортизационные отчисления на электростанции;

a_2 — коэффициент, учитывающий амортизационные отчисления в сетях и подстанциях энергосистемы;

E — нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений.

Выражение (1) можно представить в следующем виде:

$$z_0 = z_{T0} + z_{п0}, \quad (2)$$

где $z_{T0} = b_0 \frac{1}{1-\alpha_1} \frac{1}{1-\alpha_2}$ — топливная составляющая стоимости 1 кВт·ч;

$$\begin{aligned} z_{п0} = & \frac{1}{8760} \left[(A_1 + a_1 K_1) \frac{1}{1-\alpha_1} + A_2 + a_2 K_2 + \right. \\ & \left. + E \left(K_1 \frac{1}{1-\alpha_1} + K_2 \right) \right] \frac{1}{1-\alpha_2} \frac{1}{1-\alpha_p} \end{aligned}$$

— прочие затраты.

Обозначим

$$\frac{z_{T0}}{z_0} = \beta_{T0}; \quad \frac{z_{п0}}{z_0} = \beta_{п0}; \quad \beta_{T0} + \beta_{п0} = 1. \quad (3)$$

Здесь $\frac{z_{T0}}{z_0} = \beta_{T0}$ и $\frac{z_{п0}}{z_0} = \beta_{п0}$ — соответственно

доли топливной и прочей слагающих в стоимости отпущенного кВт·ч.

третних материалов от их магнитных аналогов, которое было вызвано отсутствием в прошлом их практической значимости, имеет место и в настоящее время и, очевидно, может быть преодолено только при условии широкого развития и необходимой координации научно-исследовательских работ, объединяющих усилия ученых и исследователей различных специальностей.

Литература

1. Губкин А. Н., Сканин Г. И., К вопросу о неорганических электретах, «Физика твердого тела», т. III, вып. 1, 1961.

2. Губкин А. Н., О физической природе остаточной поляризации в некоторых неорганических диэлектриках. Доклад на IV межвузовской конференции по вопросам сегнетоэлектричества и физики неорганических диэлектриков, Днепропетровск, 1966.

3. Полотовский Л. С., Емкостные машины постоянного тока высокого напряжения, Госэнергоиздат, 1960.

4. Лодочников Э. А., Лукьянчук В. П., Куфа В. А., Факторы, определяющие удельную мощность емкостных генераторов, «Электротехника», 1964, № 11.

5. Пономарев Б. А., Бесконтактные емкостные генераторы с возбуждением от электретов, Труды III Всесоюзной конференции по бесконтактным электрическим машинам, ч. I, Рига, 1966.

[9.6.1967]

Если энергосистема, вырабатывающая то же количество электрической энергии \mathcal{E} , работает по графику с переменной мощностью, то очевидно, что в этом случае $P_{\max} > P_0$. Число часов использования максимума мощности такой системы при прочих равных условиях будет:

$$h = \frac{\mathcal{E}}{P_{\max}} < 8760.$$

Резерв мощности в такой системе будет: $P_p = \alpha_p P_{\max} > \alpha_p P_0$. Неравномерность потребления электрической энергии приведет к увеличению затрат на ее производство:

$$z = z_{\tau_0} \gamma + z_{\pi_0} \frac{8760}{h} + C,$$

где γ — коэффициент, учитывающий изменение топливной составляющей затрат при $h < 8760$;

C — дополнительные затраты (на пуск, останов, содержание в резерве и др.), вызванные неравномерностью графика потребления.

Для упрощения дальнейших расчетов примем $C=0$. Тогда отношение затрат на производство 1 кВт·ч при числе часов использования h к затратам при 8760 ч с учетом (3) будет равно:

$$\frac{z}{z_0} = \gamma \beta_{\tau_0} + \frac{8760}{h} \beta_{\pi_0}; \quad z = \left(\gamma \beta_{\tau_0} + \frac{8760}{h} \beta_{\pi_0} \right) z_0.$$

Увеличение затрат при $h < 8760$ равно:

$$\Delta z = z - z_0 = z_{\tau_0} (\gamma - 1) + z_{\pi_0} \left(\frac{8760}{h} - 1 \right)$$

или в долях от z_0 :

$$\delta z = \frac{\Delta z}{z_0} = \beta_{\tau_0} (\gamma - 1) + \beta_{\pi_0} \frac{\Delta h}{h}, \quad (4)$$

или

$$\delta z = (\gamma - 1) \beta_{\tau_0} + \frac{\Delta h}{h} (1 - \beta_{\tau_0}),$$

где

$$\Delta h = 8760 - h.$$

Изменение топливной составляющей в зависимости от числа часов использования мощности определяется зависимостью, имеющей следующий вид:

$$b = b_1 + \frac{b_2}{h}.$$

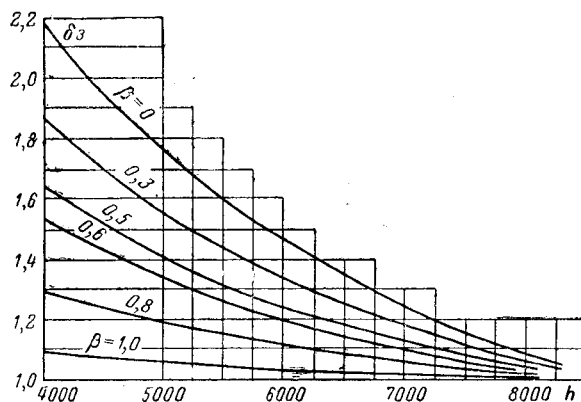
С учетом указанного с достаточной для рассматриваемого вопроса точностью коэффициент можно представить следующей зависимостью:

$$\gamma = \frac{b}{b_0} = 1 + 0,075 \frac{\Delta h^*}{h}. \quad (5)$$

Тогда

$$\delta z = (1 - 0,925 \beta_{\tau_0}) \frac{\Delta h}{h}. \quad (6)$$

* Из условий, что расход условного топлива выражается зависимостью $\left(0,29 + \frac{200}{h} \right) \text{ кг/кВт} \cdot \text{ч}$.



На рисунке показана зависимость $\delta z = f(h)$ увеличения расчетных затрат от числа часов использования установленной мощности КЭС. Как видно из этого рисунка, ущерб (увеличение расчетных затрат), вызванный неравномерностью графика потребления, возрастает с уменьшением числа использования максимума нагрузки. Этот ущерб возрастает с уменьшением доли топливной составляющей.

Рассмотрим системы тарифов на электрическую энергию и определим в какой мере они отвечают поставленной задаче — согласованию общегосударственных и хозяйственных интересов при выработке и потреблении электрической энергии.

Известны следующие основные системы тарифов на электрическую энергию² [Л. 1, 2 и 4]:

1. Одноставочный тариф с платой за отпущенное количество активной электроэнергии, учтенной счетчиками.

2. Двухставочный тариф, состоящий из следующих составных частей:

а) основной платы, взимаемой вне зависимости от количества потребленной электроэнергии за 1 кВа оплачиваемой присоединенной мощности трансформаторов и высоковольтных электродвигателей;

б) дополнительной платы за отпущенные кВт·ч активной энергии, учтенной счетчиками.

3. Двухставочный тариф, состоящий из следующих составных частей:

а) основной платы, взимаемой вне зависимости от количества потребленной энергии за 1 кВт максимальной нагрузки при максимуме энергосистемы;

б) дополнительной платы за отпущенный кВт·ч активной энергии, учтенной счетчиком.

4. Многоставочный тариф с платой за отпущенные кВт·ч активной энергии (или за кВт·ч и максимальную нагрузку), дифференцированный во времени суток и года, т. е. с учетом графика нагрузки энергосистемы.

Одноставочный тариф. При одноставочном тарифе на электроэнергию с потребителя взимается плата по некоторой усредненной по энергосистеме стоимости. В этом случае предполагается, что суммарная плата за пользование электроэнергией по-

² Вопросы платы (или штрафов) за реактивную мощность не рассматриваются, так как по существу не отражаются на рассматриваемых здесь вопросах и подлежат специальному рассмотрению.

крывает все расходы и обеспечивает плановые накопления энергосистеме.

Такая система тарифа стимулирует потребителя сокращать непроизводительный расход электроэнергии, так как соответственно приводит к уменьшению издержек данного предприятия.

Однако этот тариф не дифференцирован в зависимости от загрузки энергосистемы, он не способствует оптимальной загрузке. И хотя энергосистема покрывает все свои расходы за счет средств, поступивших от реализации электроэнергии, работает она не в оптимальном режиме.

Двухставочный тариф с платой за установленную мощность. Подробный анализ системы двухставочного тарифа с платой за установленную мощность приведен в [Л. 3].

Для современных прогрессивных схем электроснабжения характерно стремление к разукрупнению потребительских трансформаторных подстанций и трансформации энергии на рабочее напряжение непосредственно у токоприемников, что неизбежно приводит к необходимости увеличения общей установленной мощности трансформаторов. Эта тенденция характерна и для электрического привода. Поэтому суммарная мощность электродвигателей и трансформаторов, установленных на предприятиях, превышает мощность электростанций и с каждым годом это превышение возрастает. Следует добавить, что рост числа и мощности трансформаторов, находящихся на балансе предприятий различных отраслей народного хозяйства, опережает рост мощности трансформаторов, установленных в энергосистемах.

Таким образом, наблюдается опережающий рост числа и мощности трансформаторов и электродвигателей, установленных у потребителей по отношению к установленной мощности генераторов. Упомянутое характерно для всех стран с развитой экономикой и высокой степенью электрификации.

Однако опережающий рост мощности трансформаторов и электродвигателей, установленных у потребителей, не означает увеличение потерь и расчетных затрат на транспорт и распределение электрической энергии. Наоборот расчетные затраты и потеря электроэнергии при этом уменьшаются.

Двухставочный тариф с платой за установленную мощность приводит к тому, что при проектировании промышленных предприятий оказывается «выгодным» выбирать схемы электроснабжения, мощность электропривода и трансформаторов не по условию оптимальных потерь и нагрузки, а по условию минимума платы за пользование электроэнергией. Предприятию «выгоднее» работать с загрузкой электродвигателей и трансформаторов выше экономической. Все это неизбежно приводит к нерациональному увеличению потерь и к соответствующему увеличению максимума в энергосистеме и, следовательно, к народнохозяйственному ущербу.

Ущерб от нерациональных схем электроснабжения, вызванных системой тарифа с платой за установленную мощность трансформаторов, выразится в увеличении:

а) установленной мощности энергосистемы для покрытия дополнительных потерь мощности у потребителя;

$$\Delta P_{\text{эс}} = \frac{1}{1 - \alpha_2} (\Delta P_{\text{потр}} e_1),$$

где $P_{\text{потр}}$ — увеличение потерь мощности у потребителя, вызванное нерациональной схемой электроснабжения;

e_1 — коэффициент одновременности участия потребителей в загрузке станции;

б) нагрузки энергосистемы в часы максимума системы на величину потерь мощности:

$$\Delta P_{\text{эс max}} = \frac{1}{1 - \alpha_2} \sum (\Delta P_{\text{потр}} e_2),$$

где e_2 — коэффициент участия потребителя в максимуме энергосистемы;

в) потерь энергии у потребителя и в сетях и подстанциях энергосистемы за счет возросших потерь мощности у потребителя:

$$\Delta \mathcal{E} = \sum \left(\Delta P_{\text{потр}} \tau \frac{1}{1 - \alpha_2} \right),$$

где τ — число часов работы;

г) годовых приведенных затрат на величину:

$$\Delta \mathcal{Z} = C \sum \left(\Delta P_{\text{потр}} \tau \frac{1}{1 - \alpha_2} \right) + Ed \frac{1}{1 - \alpha_2} \sum (\Delta P_{\text{потр}} e_1),$$

где C — себестоимость электроэнергии в энергосистеме;

$d = K_1 + K_2$ — стоимость установленного киловатта в энергосистеме (станции сети, подстанции энергосистемы).

Здесь учтен ущерб только от возросших потерь электроэнергии; фактический ущерб будет много больше, так как мы не учли излишних затрат из-за нерациональной схемы электроснабжения потребителя и, в ряде случаев, нерациональной компоновки технологических установок.

Двухставочный тариф с платой за максимальную нагрузку. При этом тарифе предусматривается или плата за киловатт максимальной нагрузки при максимуме энергосистемы или, независимо от времени максимума энергосистемы, за максимум нагрузки потребителя.

При таком тарифе потребитель свободен в выборе наиболее рациональной схемы электроснабжения предприятия, при выборе режима работы своих токоприемников он заинтересован в снижении максимума нагрузки. Поэтому такому тарифу следует отдать предпочтение по сравнению с тарифом, предусматривающим плату за установленную мощность. Потребитель платой за участие в максимуме (или по собственному максимуму) и за потребленную электроэнергию компенсирует затраты энергосистемы. Однако, хотя такой тариф в какой-то мере способствует выравниванию графика нагрузки энергосистемы, он все же не может привести к наиболее рациональной нагрузке энергосистемы.

Дифференцированный тариф по времени суток (года). Как было показано выше, затраты на производство электрической энергии при прочих равных условиях зависят от графика потребления. Чем резче выражена неравномерность потребления, тем больше разница в стоимости выработанной энергии.

Для выравнивания графика потребления энергосистемы вводится сниженный тариф на электрическую энергию, потребленную в часы «провалов» нагрузки, и повышенный в часы «пик».

При таком тарифе потребитель, заинтересованный в уменьшении издержек своего производства, объективно поставлен в условия, при которых ему выгодно уплотнять график нагрузки, т. е. выгодно повышать число часов использования максимума системы. Таким образом, стремление к минимуму затрат на потребление электрической энергии приводит к минимизации затрат на производство электрической энергии, т. е. к оптимуму в целом.

Можно оценить, какой экономический эффект может быть достигнут за счет лучшего заполнения графика нагрузки, повышения числа часов использования максимума.

Если принять, что доля топливной составляющей $\beta_{то} = 0,5$, а $z_0 = 1$ коп/квт·ч, что при увеличении числа часов использования максимума с 5 500 до 6 500 ч при выработке 100 млрд. квт·ч, экономия составит (рис. 1) — $150 \cdot 10^6$ руб. или на каждый час увеличения числа часов использования максимума — 150 тыс. руб. Установленная мощность рассматриваемой энергосистемы будет соответственно ниже на 18%. При увеличении числа часов использования с 4 500 ч экономия составит $200 \cdot 10^6$ руб.

В странах с развитой промышленностью эта возможность снижения затрат реализуется путем введения тарифа в том или ином виде дифференцированного во времени [Л. 1 и 2]. И потребители электрической энергии и энергосистема получают реальную экономию. Исследования, выполненные в ЭНИН им. Г. М. Кржижановского и других институтах, показывают, что использованием потребителей — регуляторов нагрузки можно снизить максимум нагрузки при одновременном получении положительного народнохозяйственного эффекта. Однако без введения специального дифференциального по времени тарифа достичь этого нельзя, так как потребитель лишается экономического стимула.

Следует добавить, что экономический эффект от сглаживания графика потребления не ограничивается указанным выше удешевлением за счет улучшения использования установленной мощности и экономии топлива на электростанциях. С уплотнением графика нагрузки улучшается использование электрических сетей, уменьшаются потери мощности и энергии в сетях и др.

Одним из преимуществ дифференцированного тарифа по времени суток является также и то, что он дает возможность расширить круг электрифицируемых процессов. Так, например, при сниженной плате за электроэнергию в часы «провалов» нагрузки может оказаться целесообразным аккумуляционный подогрев воды и др.

Переходы на 5-дневную рабочую неделю, на односменный дневной график работы предприятий, высвобождение вечерних и ночных смен, проводимые в целях улучшения условий труда, и увеличение бытового электропотребления приведут к еще большей неравномерности графика электропотребления. Однако масштабы электропотребления потребителей, работающих круглосуточно, таковы, что экономический стимул, появляющийся в связи с внедрением дифференцированного тарифа, даст возможность частично сглаживать график за счет перераспределения потребления энергии на этих предприятиях.

В настоящее время по инициативе Министерства энергетики и электрификации УССР, Государственного энергетического надзора Министерства энергетики и электрификации СССР и институтов ЭНИН им. Г. М. Кржижановского и ВНИИЭ подготавливается опытное внедрение дифференцированного во времени тарифа в некоторых энергетических системах. Этот эксперимент будет проводиться в условиях перехода на 5-дневную неделю. Будут рассмотрены предприятия с 3, 2 и 1,5-сменными графиками работы.

Соотношение стоимости энергии по зонам суточного графика будет определено при конкретном рассмотрении энергетических систем, различных коэффициентах заполнения графика. Внедрение тарифа, дифференцированного во времени, потребует установку специальных счетчиков, а также систем, управляющих переключением счетчиков. Здесь могут быть использованы как известные зарубежные устройства, так и устройства, разрабатываемые в Институте электродинамики АН Украинской ССР и в ЭНИН им. Г. М. Кржижановского.

Выводы. 1. Улучшение технико-экономических показателей производства, распределения и использования электрической энергии в значительной мере зависит от системы тарифов на электрическую энергию.

2. В наибольшей мере поставленной задаче отвечает тариф на электрическую энергию, дифференцированный во времени (суток, года).

Литература

1. Сербиновский Г. В., Выравнивание графиков нагрузки энергосистем, «Промышленная энергетика», 1965, № 6.
2. Системы тарифов, применяемых в Европе в области электроэнергетики, Секретариат Европейской Комиссии ООН, Комитет по электроэнергии, ЕР/WR, 1963, № 267.
3. Михайлов В. В., Структура тарифа и снижение потерь электроэнергии, «Промышленная энергетика», 1966, № 3.
4. Скотт Б. Г. и Волат В. А., Техника и экономика тепловых электростанций, Госэнергоиздат, 1963.

[6.6.1966]



К вопросу о схемах дистанционных защит с непрерывными датчиками сопротивления

Инж. Л. В. БОНДАРЕВСКИЙ и инж. В. Н. ПЕКЛЕР

Челябинск

Современное реле защиты представляет собой нелинейный функциональный преобразователь, ставящий в соответствие непрерывным параметрам входа дискретные состояния выхода. Простые реле — токовые, напряжения являются пороговыми устройствами одного параметра. Сложные реле защиты — сопротивления, мощности имеют на входе несколько параметров. Характерной особенностью применяемых сложных реле является то, что в них используется некоторая новая конструктивно определяемая величина, обобщенно характеризующая состояние защищаемого объекта. Эта величина, в частности сопротивление на входе в виде физического параметра в реле не проявляется. Она служит лишь математической основой выполнения реле. На самом же деле в реле моделируются коэффициенты уравнения, описывающего граничную поверхность в пространстве входа. Так, реле сопротивления, основанное на сравнении абсолютных значений напряжений, решает неравенство [Л. 1]:

$$|\dot{k}_1 \dot{U} + \dot{k}_2 \dot{I}| \geq |\dot{k}_3 U + \dot{k}_4 \dot{I}|.$$

При достижении равенства, фиксируемого нуль-органом, или при исчезновении момента на оси

$$|\dot{z}_r| \leq |\dot{z}_{уст}|,$$

где $\dot{z}_{уст}$ — величина, имеющая размерность сопротивления и определяемая набором коэффициентов $\dot{k}_1, \dots, \dot{k}_4$ и углом (\dot{U}, \dot{I}) между векторами тока и напряжения, подведенных к реле.

Реле полного сопротивления не осуществляет зависимости между уставкой и углом сопротивления.

Итак, в реле можно проследить следующий путь преобразования информации: параметры входа — дискретный выход. Промежуточные стадии отсутствуют, поэтому для каждой уставки необходимо полное повторение этого пути, т. е. необходимо выполнение отдельного устройства. Следовательно, пользуясь релейными устройствами, можно моделировать непрерывное пространство входных параметров, характеризующих состояние объекта лишь с какой-то степенью дискретности, интервалами:

$$z_p \leq z_I, z_I < z_p \leq z_{II}, z_{II} < z_p \leq z_{III}, z_{III} < z_p.$$

Уточнение истинной величины z_p , требующее уменьшения интервалов, внутри которых она может находиться, влечет за собой увеличение числа слож-

ных реле (ступеней). Поэтому выражение «измерительные органы дистанционной защиты» для обычных реле имеет весьма приблизительный смысл, так как измерение расстояния (сопротивления) в обычном значении реле не производит. Однако, если ввести и процесс измерения в работу защитных устройств, то можно получить качественно новый тип дистанционной защиты. Для этого необходимо выполнить характеристику выхода измерительного органа защиты в виде непрерывной электрической величины. Если иметь датчики, которые будут производить такую операцию, и на выходе таких датчиков будет появляться электрическая величина, являющаяся непрерывной (на достаточном интервале изменений входа) функцией сопротивления или проводимости на входе, то можно будет осуществить непрерывный контроль состояния защищаемого объекта по обобщенному параметру. Последующий анализ этого состояния не вызовет затруднений. Задание конкретных величин для уставок зон срабатывания осуществится простыми одномерными пороговыми устройствами, причем один датчик может снабжать информацией несколько таких индикаторов. Такое выполнение пригодно для защиты со ступенчатой зависимостью времени срабатывания от сопротивления (проводимости) на входе. Но кроме такого традиционного варианта появляется возможность выполнения дистанционной защиты с временем выходного сигнала, непрерывно зависящим от величины сопротивления (проводимости) на входе. Представляется, что такие защиты с зависимой временной характеристикой нужной формы могли бы в ряде случаев оказаться полезными, в частности, для снижения среднего времени отключения короткого замыкания в сети.

Датчик для дистанционной защиты должен осуществлять операцию деления $\left| \frac{\dot{U}}{\dot{I}} \right|$ или $\left| \frac{\dot{I}}{\dot{U}} \right|$ соответственно для измерения полного сопротивления и проводимости. Операция эта может быть выполнена на основе аналоговой вычислительной техники как непосредственным делением переменных или выпрямленных величин, так и вычитанием логарифмов этих величин [Л. 2–5].

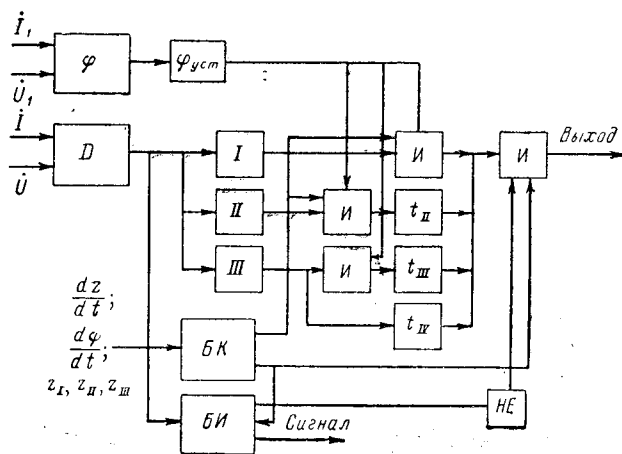
Направленность защите целесообразно придавать дополнительным органом, выполненным на том же принципе, т. е. с непрерывным выходным параметром, пропорциональным углу (\dot{U}, \dot{I}) . Непрерывность выхода органа направления позволит выявлять аварийные режимы по величине скорости из-

менения угла ($\dot{U}\dot{I}$). Структурная схема защиты с дистанционными датчиками для варианта со ступенчатой временной характеристикой сведется к обычной токовой защите, снабженной рядом блокировок: от неисправности цепей напряжения, блокировкой при качаниях, блокировкой от неисправности датчиков. На рисунке показана структурная схема защиты в однофазном исполнении. Трехфазная схема отличается от нее лишь утроением дистанционных датчиков D и добавлением элементов типа «исключающее или», выделяющих максимальную величину фазного импеданса или проводимости.

Характеристика зон срабатывания защиты в плоскости будет изображаться семейством концентрических окружностей с центром в начале координат. Для отстройки от нарузки и короткого замыкания «за спиной» необходимо ограничить зону срабатывания защиты только областью внутри сектора $\varphi_k \pm \delta$. Эту функцию выполняет орган направления, дающий разрешающий сигнал, когда угол φ_k тока прямой последовательности относительно напряжения прямой последовательности близок к его среднему значению φ_k при коротких замыканиях в зоне: $\varphi_k - \delta \leq \varphi_{k1} \leq \varphi_k + \delta$. Величина интервала 2δ выбирается такой, чтобы нагрузочные потоки не могли вызвать срабатывания и чтобы угол φ_{k1} находился в этом интервале при всех видах коротких замыканий. Выполнить такой орган направления можно на базе реле сравнения фаз или трансформаторного реле [Л. 6]. Существенной особенностью этих устройств является наличие в них органа, на выходе которого появляется величина, являющаяся однозначной функцией сдвига фаз между двумя переменными величинами, подаваемыми на реле. Реагирующий орган, включенный на выход этого датчика угла, определит тот диапазон $\varphi_0 \pm \delta$, в пределах которого должно срабатывать устройство. Подключив на выход несколько индикаторов с разными уровнями срабатывания, можно для разных зон получить разные диапазоны углов работы относительно выбранного угла φ_0 . Угол φ_0 и величина δ выбирается в зависимости от разброса $\varphi_{реле}$ (U_{1p}, I_{1p}) в зависимости от видов коротких замыканий и режимов энергосистемы. Диапазон 2δ для 1-й и 2-й зон можно принимать большим, чем для 3-й зоны, требующей отстройки от тяжелых нагрузочных режимов.

Реле направления, выполненные на указанных выше принципах, не позволяют одним и тем же устройством зафиксировать несколько разных направлений φ_0 , однако надлежащим выбором общего для всех зон угла $\varphi_0 = \varphi_k$ и различных величин секторов δ для средних условий можно, по-видимому, осуществить надежную отстройку от нарузки. В специальных случаях, когда этого окажется недостаточно, можно применить дополнительную блокировку по опасному режиму.

Комплект блокировки при качаниях (БК) выполняет функции обычной блокировки при качаниях, вводящей защиту в работу после появления аварийного режима и затем выводящей неотрепированные от качаний зоны на заданное время. Выявление аварийного режима в защите с дистанционными



ми датчиками может осуществляться как по появлению несимметрии (U_2, I_2), так и по величине скорости изменения сопротивления (проводимости). Орган направления также дает возможность пуска защиты по $\frac{d\varphi_p}{dt}$. Конкретно выбранный признак

или сочетание их должны обеспечить наилучшую отстройку от рабочих режимов и качаний.

Блок контроля исправности дистанционных датчиков (БИ), получающий информацию от всех датчиков в нормальном режиме, осуществляет сравнение величин выходов между собой и проверку их соответствия рабочему режиму сети. При обнаружении расхождения, не сопровождающегося запуском защиты, подается сигнал запрета в выходные органы защиты.

I, II, III — пороговые элементы, соответствующие уставкам зон. $t_I, t_{II}, t_{III}, t_{IV}$ — элементы выдержки времени. Цепь органа 3-й зоны, помимо проверки направления со своей выдержкой времени для коротких замыканий в зоне, дополнительно осуществляет функцию ближнего резервирования при отказах защит или выключателей смежных присоединений.

В результате использования непрерывных датчиков сопротивления (проводимости) появляются новые качества, которые можно сформулировать следующим образом.

1. Упрощение логической схемы защиты за счет уменьшения количества многомерных устройств в связи с заменой дистанционных реле, выполняемых для каждой отдельной уставки датчиками, включенными на несколько простых одномерных пороговых устройств (реле максимального тока или напряжения).

2. Повышение надежности работы схемы введением непрерывного контроля за датчиками в нормальном нарузочном режиме. В отличие от реле, неконтролируемых принципиально, датчики и в нормальном режиме будут иметь ненулевой выход.

3. Увеличение количества информации, получаемой с выходов преобразователей, о состоянии защищаемого объекта и сети позволит с большей точностью следить за изменениями этого состояния (переходы короткого замыкания из одного вида в другой, перемещение точки короткого замыкания при отключении «подпиток» и т. д.). Возможность

выполнения защиты с выдержкой времени, являющейся непрерывной функцией расстояния до места повреждения.

4. Возможность выявления аварийных режимов по изменению основного контролируемого защитой параметра по $\frac{d|z|}{dt}$ или по $\frac{d|\dot{Y}|}{dt}$.

В ряде случаев такой принцип пуска защиты предпочтительнее пуска по I_2 , U_2 , так как не зависит от несимметричных нагрузочных режимов, несимметрий при качаниях, а также позволяет согласовывать чувствительность пусковых органов с зоной работы защиты. Известный способ пуска защиты с проверкой одновременности срабатывания ступеней разной чувствительности, т. е. по $\frac{\Delta|z|}{\Delta t}$, решается такой защитой особенно просто.

5. Практически без усложнения защиты последнюю ступень можно выполнить ненаправленной для ближнего резервирования [Л. 6]. Применение направленных реле сопротивления требует дополнительных реле с соответствующей логикой.

6. Защита может выполнять и такую важную дополнительную задачу, как определение и фиксация расстояния до места повреждения, если к вы-

ходу датчиков, используемых для защиты, подключить фиксирующий прибор, запоминающий замер в первый момент короткого замыкания. В настоящее время применяются фиксаторы только повреждений, связанных с замыканиями на землю.

7. Существенно упрощается эксплуатация защиты при оперативных перестройках уставок, так как настройка индикаторов уровня не требует подачи на защиту токов и напряжений для имитации коротких замыканий.

Литература

1. Атабеков Г. И., Теоретические основы релейной защиты высоковольтных сетей, Госэнергоиздат, 1957.
2. Бенин В. Л. и Кизилев В. У., Множительно-делительное устройство, «Автоматика и телемеханика», 1963, № 10, т. 24.
3. Казаков В. А., Вычислительные устройства машин непрерывного действия, изд-во «Машиностроение», М., 1965.
4. Гинзбург С. А., Нелинейные цепи и их функциональные характеристики, Госэнергоиздат, 1958.
5. Книппер А. В. и Бадалов Т. А., О простых схемах измерения отношения и произведения двух изменяющихся напряжений, Сб. «Опознавание образов», Теория передачи информации, Наука, 1965.
6. Федосеев А. М., Основы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1961.

[6.2.1967]



УДК 621.313.333:012.7

Приближенный метод расчета рабочих характеристик асинхронного двигателя

Канд. техн. наук Е. К. МЕЗИН

Ленинград

В целом ряде инженерных расчетов появляется необходимость ориентировочного определения рабочих характеристик асинхронного двигателя при наличии ограниченного числа исходных данных, например, только данных каталога.

Для расчета рабочих характеристик асинхронного двигателя предлагаемым методом необходимы следующие номинальные данные: P_2 — полезная мощность, U_1 — напряжение, $\cos \varphi$ — коэффициент мощности, η — к. п. д., k_n — перегрузочная способность по моменту, n — скорость вращения.

Предлагаемый метод расчета рабочих характеристик основывается на использовании упрощенной круговой диаграммы асинхронного двигателя [Л. 1] для значений скольжения от нуля до критического, т. е. для режимов, при которых явления

вытеснения тока и насыщения практически отсутствуют. Расчет ведется в относительной системе единиц.

Расчетные формулы. Все рабочие характеристики рассматриваются в функции коэффициента нагрузки

$$k = \frac{M}{M_n}, \quad (1)$$

где M — вращающий момент на валу двигателя; M_n — номинальный вращающий момент.

На рис. 1 представлена упрощенная круговая диаграмма асинхронного двигателя (диаграмма А. Гейланда) с радиусом окружности R . На круговой диаграмме отметим точку А, соответствующую номинальной нагрузке, и определим следующие величины:

кратность тока холостого хода

$$k_0 = \frac{I_0}{I_{1n}}, \quad (2)$$

перегрузочную способность

$$k_n = \frac{M_n}{M_n} = \frac{R}{h_n}, \quad (3)$$

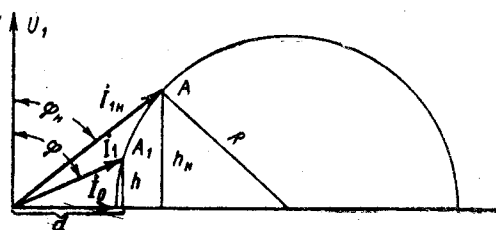


Рис. 1.

номинальный коэффициент мощности

$$\cos \varphi_n = \frac{h_n}{I_{1n}}. \quad (4)$$

Возьмем на круговой диаграмме точку A_1 , соответствующую любой нагрузке двигателя. Для этого режима работы коэффициент нагрузки $k = \frac{M}{M_n} = \frac{h}{h_n}$ и

коэффициент мощности $\cos \varphi \frac{h}{I_1}$.

Ток статора из круговой диаграммы рис. 1

$$I_1 = \sqrt{h^2 + d^2},$$

где

$$d = I_0 + R - \sqrt{R^2 - h^2}.$$

Выразив ток статора в относительных единицах, после преобразований и учета соотношений (1)–(4) получим:

$$I_1^* = \frac{I_1}{I_{1n}} = \sqrt{k_0^2 + QБ}, \quad (5)$$

где

$$Q = 2k_n \cos \varphi_n (k_0 + k_n \cos \varphi_n); \quad (6)$$

$$Б = 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{k}{k_n}\right)^2}. \quad (7)$$

Ток ротора асинхронного двигателя из рис. 1

$$I_2' = \sqrt{h^2 + (R - \sqrt{R^2 - h^2})^2}.$$

После преобразований приведенный ток ротора в долях номинального тока статора

$$I_2'^* = \frac{I_2'}{I_{1n}} = k_n \cos \varphi_n \sqrt{2Б}. \quad (8)$$

Суммарные потери в асинхронном двигателе при любой нагрузке

$$\Sigma p = p_T + p_c + p_{M1} + p_{M2} = p_0 + p_{M1} + p_{M2}. \quad (9)$$

Добавочные потери при холостом ходе и нагрузке учитываются соответственно в потерях p_0 и p_{M1} , p_{M2} .

Потери холостого хода не зависят от режима работы

$$p_0 = p_{0n} = \text{const}. \quad (10)$$

Потери в меди статора в любом режиме [Л. 2]

$$p_{M1} = p_{M1n} \left(\frac{I_1}{I_{1n}} \right)^2 = p_{M1n} (k_0^2 + QБ), \quad (11)$$

где p_{M1n} — номинальные потери в меди статора.

Аналогично потери в меди ротора в любом режиме

$$p_{M2} = p_{M2n} \left(\frac{I_2'}{I_{2n}} \right)^2 = p_{M2n} \left(\frac{I_2'}{I_{1n}} \frac{I_{1n}}{I_{2n}} \right)^2 = p_{M2n} \frac{Б}{Б_n}, \quad (12)$$

где

$$Б_n = 1 - \sqrt{1 - \frac{1}{k_n^2}}.$$

Суммарные потери в асинхронном двигателе в любом режиме

$$\Sigma p = p_{0n} + p_{M1n} (k_0^2 + QБ) + p_{M2n} \frac{Б}{Б_n}.$$

Вынесем за скобки номинальные потери в меди ротора, тогда

$$\Sigma p = p_{M2n} \left[\sigma + v (k_0^2 + QБ) + \frac{Б}{Б_n} \right], \quad (13)$$

где $\sigma = \frac{p_{0n}}{p_{M2n}}$ — относительные потери холостого хода;

$v = \frac{p_{M1n}}{p_{M2n}}$ — относительные потери в меди статора.

Суммарные потери асинхронного двигателя при номинальной нагрузке

$$\Sigma p_n = p_{0n} + p_{M1n} + p_{M2n} = p_{M2n} (\sigma + v + 1).$$

С другой стороны эти же потери

$$\Sigma p_n = P_{1n} - P_{2n} = \frac{P_{2n}}{\eta_n} - P_{2n} = P_{2n} \frac{1 - \eta_n}{\eta_n}.$$

Приравняв два последних выражения, получим:

$$p_{M2n} = \frac{1 - \eta_n}{\eta_n} \frac{P_{2n}}{\sigma + v + 1} = \frac{P_{2n}}{A}, \quad (14)$$

где

$$A = \frac{\eta_n}{1 - \eta_n} (\sigma + v + 1). \quad (15)$$

Подставив выражение (14) в (13), получим:

$$\Sigma p = \frac{P_{2n}}{A} \left[\sigma + v (k_0^2 + QБ) + \frac{Б}{Б_n} \right]. \quad (16)$$

Подведенная мощность асинхронного двигателя в относительных единицах

$$P_1^* = \frac{P_1}{P_{1n}} = \frac{P_{12} + p_{M1} + p_{0n}}{P_{12n} + p_{M1n} + p_{0n}}.$$

Имея в виду, что электромагнитная мощность $P_{12} = P_2 + p_{M2} = M\omega_1$, разделим числитель и знаменатель на p_{M2n} и после преобразований получим:

$$P_1^* = \frac{P_1}{P_{1n}} = \frac{\eta_n}{A} [(A + 1)k + v(k_0^2 + QБ) + \sigma]. \quad (17)$$

Полезная мощность асинхронного двигателя в относительных единицах

$$P_2^* = \frac{P_2}{P_{2n}} = \frac{P_{12} - p_{M2}}{P_{12n} - p_{M2n}}.$$

После преобразований

$$P_2^* = \frac{P_2}{P_{2n}} = \frac{1}{A} [(A + 1)k - \frac{Б}{Б_n}]. \quad (18)$$

Коэффициент мощности асинхронного двигателя, выраженный через величины в относительных единицах

$$\cos \varphi = \frac{P_1}{mU_1 I_1} = \frac{P_1 / P_{1n}}{mU_1 I_1 / mU_1 I_{1n} \cos \varphi_n} = \frac{P_1^*}{I_1^*} \cos \varphi_n. \quad (19)$$

Скольжение асинхронного двигателя

$$S = \frac{p_{M2}}{P_{1n}} = \frac{p_{M2} / P_{12n}}{P_{1n} / P_{12n}} = \frac{Б}{(A + 1)kБ_n}. \quad (20)$$

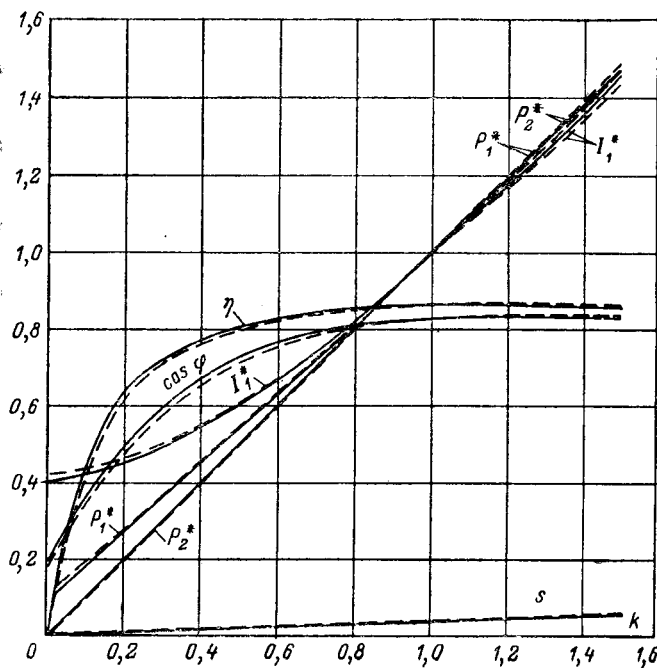


Рис. 2.

Номинальное скольжение из (20)

$$s_n = \frac{1}{A+1}. \quad (21)$$

Критическое скольжение получается из (20) при $k = k_n$ и $B = 1$:

$$s_k = \frac{1}{(A+1)E_n k_n}. \quad (22)$$

Коэффициент полезного действия

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \frac{P_2/P_{2n} \cdot P_{2n}/P_{1n}}{P_1/P_{1n}} = \frac{P_2^*}{P_1^*} \eta_n. \quad (23)$$

Дополнительные расчеты. Если у асинхронного двигателя известны перегрузочная способность k_n и номинальный коэффициент мощности $\cos \varphi_n$, то кратность тока холостого хода [Л. 3]

$$k_0 = \sin \varphi_n - k_n \cos \varphi_n \left(1 - \sqrt{1 - \frac{1}{k_n^2}}\right). \quad (24)$$

У асинхронного двигателя величины k_0 , k_n и $\cos \varphi_n$ находятся в жесткой взаимозависимости.

Если отдельные потери в асинхронном двигателе не известны, то можно задаться обычным типовым соотношением отдельных потерь. Так, например, при номинальном режиме работы потери в меди статора принимают равными потерям в меди ротора, т. е. принимают $\nu = 1$.

Относительные потери холостого хода находим из (15)

$$\sigma = \frac{1 - \eta_n}{\eta_n} A - (1 + \nu).$$

Здесь постоянная потеря A находится из (21)

$$A = \frac{1}{s_n} - 1,$$

где номинальное скольжение

$$s_n = \frac{n_1 - n}{n_1}.$$

Пример. Рассчитаем рабочие характеристики судового трехфазного асинхронного двигателя типа МА-91-22/4, имеющего следующие каталожные данные: $P_2 = 22$ кВт, $n = 1450$ об/мин, $\eta = 0,86$, $\cos \varphi = 0,82$, $k_n = 2,6$.

Дополнительные расчеты:

$$k_0 = \sin \varphi_n - k_n \cos \varphi_n E_n = 0,57 - 2,6 \cdot 0,82 \cdot 0,078 = 0,4;$$

$$s_n = \frac{n_1 - n}{n_1} = \frac{1500 - 1450}{1500} = 0,0333;$$

$$A = \frac{1}{s_n} - 1 = \frac{1}{0,0333} - 1 = 32;$$

$$\sigma = \frac{1 - \eta_n}{\eta_n} A - (1 + \nu) = \frac{1 - 0,86}{0,86} 32 - 2 = 3,22;$$

$$Q = 2k_n \cos \varphi_n (k_0 + k_n \cos \varphi_n) = 2 \cdot 2,6 \cdot 0,82 (0,4 + 2,6 \cdot 0,82) = 10,8;$$

$$E_n = 1 - \sqrt{1 - \frac{1}{k_n^2}} = 1 - \sqrt{1 - \frac{1}{2,6^2}} = 0,078;$$

$$s_k = \frac{1}{(A+1)E_n k_n} = \frac{1}{(32+1)0,078 \cdot 2,6} = 0,149.$$

Расчеты характеристик сведены в таблицу.

Таблица расчета рабочих характеристик трехфазного асинхронного двигателя типа МА-91-22/4

k	B	I_1^*	P_1^*	P_2^*	$\cos \varphi$	η	s
0	0	0,40	0,0908	0	0,186	0	0
0,2	0,004	0,45	0,274	0,204	0,500	0,640	0,0078
0,4	0,013	0,548	0,45	0,406	0,673	0,775	0,0126
0,6	0,027	0,672	0,632	0,607	0,772	0,825	0,0175
0,8	0,048	0,823	0,814	0,806	0,810	0,852	0,0233
1,0	0,078	1,000	1,000	1,000	0,820	0,86	0,0333
1,2	0,113	1,17	1,19	1,19	0,835	0,86	0,0366
1,4	0,157	1,36	1,38	1,38	0,832	0,86	0,0438

На рис. 2 по результатам расчета построены рабочие характеристики. Пунктиром нанесены соответствующие рабочие характеристики того же асинхронного двигателя, найденные по точной круговой диаграмме.

Итак, расчет рабочих характеристик по предлагаемому методу довольно прост, требует незначительного числа исходных данных и дает достаточно точные результаты. Точность возрастает по мере увеличения номинальной мощности асинхронного двигателя.

Литература

1. Костенко М. П., Электрические машины, Специальная часть, 1949.
2. Сыромятников И. А., Режимы работы асинхронных и синхронных электродвигателей, 1963.
3. Мезин Е. К., О повышении коэффициента мощности асинхронного двигателя, Изв. вузов, «Электромеханика», 1966, № 6.

[7.7.1967]



Об использовании измерения времени импульсов выпрямительных схем для получения релейных измерительных органов

Доктор техн. наук, проф. В. Л. ФАБРИКАНТ

Рига

В настоящее время хорошо известны [Л. 1] и применяются релейные измерительные органы, использующие сравнение выпрямленных величин. При этом обе сравниваемые величины e_1 и e_2 выпрямляются и образуется разность выпрямленных величин. Эта разность (см. рисунок) содержит постоянную слагающую E_0 и гармоники. При сравнении величин по абсолютному значению стремятся выделить постоянную слагающую (сгладить кривую), и в зависимости от ее знака релейный орган срабатывает или не срабатывает.

В [Л. 2] предложен новый метод построения измерительных органов. Разность выпрямленных величин не сглаживается, а замеряется время t_n , в течение которого эта разность имеет положительное значение. Если это время превышает заданное t_y , орган срабатывает.

Аналогичное измерение времени положительного импульса было описано в [Л. 3]. Только там импульсы получались при использовании кольцевого модулятора.

По [Л. 2] каждая из величин e_1 и e_2 может выпрямляться двухполупериодной схемой, однополупериодной или вовсе не выпрямляться. Сочетание этих трех способов использования величины e_1 с такими же тремя способами использования величины e_2 дает девять случаев. В одном из этих случаев, когда обе величины не выпрямляются, при вычитании получается синусоида, для которой время t_n всегда равно полупериоду. Этот случай не представляет интереса.

Остальные восемь случаев рассматриваются в [Л. 2], и для некоторых из них приводятся получаемые характеристики в комплексной плоскости. Авторы видят преимущества предлагаемого ими метода в отсутствии сглаживающих устройств, необходимых для схемы сравнения по абсолютному значению.

Однако легко заметить, что по своему построению предлагаемая схема больше похожа на схему сравнения по фазе, использующую измерение времени совпадения знаков двух сравниваемых величин [Л. 1]. Отличие заключается только в том, что схема измерения времени совпадения не требует предварительного выпрямления одной или обеих величин, т. е. несколько проще.

Покажем, что во всех восьми рассмотренных случаях предлагаемый в [Л. 2] способ сравнения величин e_1 и e_2 эквивалентен схеме сравнения по фазе величин e'_1 и e'_2 , если соответственно выбрать подведенные величины e'_1 и e'_2 и время установки схемы сравнения по фазе t'_y .

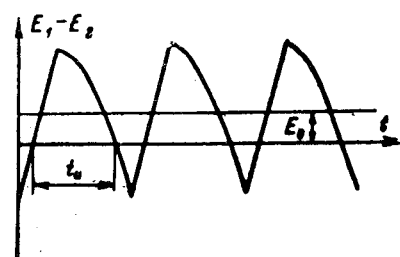
В таблице для восьми рассматриваемых случаев указаны соответственные значения e'_1 , e'_2 и t'_y , выраженные через e_1 , e_2 и t_y , а также условия, при которых срабатывают релейные органы, выполненные по сравниваемым методам. Как видно из таблицы, во всех случаях эти условия эквивалентны.

В случаях 5 и 8 условия совпадают полностью, в случаях 1, 4 и 7 запись их отличается, но нетрудно убедиться в их полной эквивалентности. В случаях 2, 3 и 6 в один полупериод ($e_2 < 0$) схема по [Л. 2] дает на выходе непрерывный положительный сигнал, в другой полупериод ($e_2 > 0$) сигнал такой же длительности, как и схема совпадения в соответствующий полупериод ($e_1 > 0$ в случаях 2 и 3 и $e_2 > 0$ в случае 6). Таким образом, общее время положительного импульса в этих случаях в схеме по [Л. 2] на полпериода ($1/2$) больше, чем в схеме совпадения. Если время установки для схемы по [Л. 2] взята также на полпериода больше, то условия срабатывания будут эквивалентны.

Таким образом, схема по [Л. 2] и схема замера времени совпадения при определенных условиях дают полностью совпадающие результаты, т. е. ту же характеристику в комплексной плоскости, ту же зависимость от абсолютных значений E_1 и E_2 , то же время действия и т. д. Различие заключается лишь в построении схем, преимущества и недостатки которых и следует оценить. Такое сравнение важно потому, что промышленное освоение обеих схем, ввиду идентичности получаемых результатов, представляется нецелесообразным. Следует стремиться к возможно меньшему числу вариантов схем сравнения, предлагаемых для серийного изготовления.

Схема релейного измерительного органа состоит из измерительной схемы, в которой формируются величины e_1 и e_2 из величин U и i , подведенных к органу, и из схемы сравнения. Та часть схем сравнения, в которой производится само измерение времени, идентична у обеих сравниваемых схем. Таким образом, следует сопоставить схемы сравнения без элементов измерения времени измерительные схемы. В случае двухполупериодного выпрямления обеих величин (случай 1) схема сравнения по [Л. 2] эквивалентна двухполупериодной схеме измерения времени совпадения [Л. 4]. Схемы сравнения примерно одинаковы по сложности. В остальных случаях схема по [Л. 2], как представляется, сложнее, но это усложнение незначительно.

Сложность измерительной схемы определяется тем, какие величины могут быть получены проще e_1 и e_2 или e'_1 и e'_2 ? Если величины E_1 и E_2 полу-



Вид импульсов, получаемых на выходе выпрямительных схем.

Соответствие подведенных величин и уставок по времени для схемы по [Л. 2] e_1, e_2, t_y
и для схемы замера времени совпадения e'_1, e'_2, t'_y

№ п/п. по табл. [Л. 2]	Схема по [Л. 2]			Схема замера времени совпадения		Соотношение времени t_y и t'_y
	Выпрямление e_1	Выпрямление e_2	Условия получения положи- тельного импульса	Сравниваемые величины	Условия совпадения знаков	
1	Двухполу- периодное	Двухполу- периодное	$e_1^2 - e_2^2 > 0$	$e'_1 = e_1 + e_2; e'_2 = e_1 - e_2$	$[e_1 + e_2 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0]$ или $[e_1 + e_2 < 0 \text{ и } e_1 - e_2 < 0]^*$	$t_y = t'_y$
2	Двухполу- периодное	Однополу- периодное	$e_2 < 0$ или $[e_2 > 0 \text{ и } e_1^2 - e_2^2 > 0]$	$e'_1 = e_1 + e_2; e'_2 = e_1 - e_2$	$e_1 + e_2 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0$	$t_y = t'_y + \frac{T}{2}$
3	Двухполу- периодное	Не выпрям- ленное	$e_2 < 0$ или $[e_2 > 0 \text{ и } e_1^2 - e_2^2 > 0]$	$e'_1 = e_1 + e_2; e'_2 = e_1 - e_2$	$e_1 + e_2 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0$	$t_y = t'_y + \frac{T}{2}$
4	Однополу- периодное	Двухполу- периодное	$e_1 > 0$ и $e_1^2 - e_2^2 > 0$	$e'_1 = e_1 + e_2; e'_2 = e_1 - e_2$	$e_1 + e_2 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0$	$t_y = t'_y$
5	Однополу- периодное	Однополу- периодное	$e_1 > 0$ и $e_1 - e_2 > 0$	$e'_1 = e_1; e'_2 = e_1 - e_2$	$e_1 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0$	$t_y = t'_y$
6	Однополу- периодное	Не выпрям- ленное	$e_2 < 0$ или $[e_2 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0]$	$e'_1 = e_2; e'_2 = e_1 - e_2$	$e_2 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0$	$t_y = t'_y + \frac{T}{2}$
7	Не выпрям- ленное	Двухполу- периодное	$e_1 > 0$ и $e_1^2 - e_2^2 > 0$	$e'_1 = e_1 + e_2; e'_2 = e_1 - e_2$	$e_1 + e_2 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0$	$t_y = t'_y$
8	Не выпрям- ленное	Однополу- периодное	$e_1 > 0$ и $e_1 - e_2 > 0$	$e'_1 = e_1; e'_2 = e_1 - e_2$	$e_1 > 0 \text{ и } e_1 - e_2 > 0$	$t_y = t'_y$

* В случае 1 рассматривается двухполупериодная схема совпадения (знаки могут быть положительными или отрицательными), в остальных однополупериодная (знаки положительные).

чены из подведенных величин U и I по выраже-
ниям:

$$\dot{E}_1 = k_1 \dot{U} + k_2 \dot{I}, \quad \dot{E}_2 = k_3 \dot{U} + k_4 \dot{I}, \quad (1)$$

где ни один из коэффициентов k не равен нулю, то получение \dot{E}'_1 и \dot{E}'_2 не сложнее, чем \dot{E}_1 и \dot{E}_2 , и отличается лишь значениями коэффициентов k . Напротив, в некоторых случаях один из коэффициентов в схеме измерения времени совпадения может обратиться в нуль. В этом случае схема для измерения времени совпадения будет проще. Измерительная схема для органа по [Л. 2] может оказаться проще лишь в тех случаях, когда хотя бы один из коэффициентов k в выражениях (1) обращается в нуль. Тогда измерительная схема упрощается, так как одна из величин \dot{E}_1 или \dot{E}_2 оказывается пропорциональной только току или только напряжению.

Анализ показывает, что упрощения в схеме по [Л. 2] могут быть получены чаще, чем в схеме совпадения. Так, для случаев 1, 2, 3, 4 и 7 получение одной из величин \dot{E}_1 или \dot{E}_2 , пропорциональной только току или только напряжению, возможно в схеме [Л. 2] для любой круговой характеристики и прямолинейной, не проходящей через начало координат; для случаев 5, 6, 8 — для любой прямоли-

нейной и круговой, кроме случая, когда область действия расположена внутри, а начало координат вне круга. Для схемы совпадения такое упрощение возможно для любой прямолинейной характеристики, а также для круговой, проходящей через начало координат.

Обычно релейные органы должны допускать регулировку своей характеристики в комплексной плоскости. Если эта регулировка должна обеспечивать получение и тех характеристик, которые исключаются при одном из коэффициентов, равном нулю, упрощения измерительной схемы становятся невозможными. Это еще больше сужает область возможных упрощений измерительной схемы.

Как следует из сказанного, упрощение измерительной схемы возможно и при применении схемы по [Л. 2] и при применении схемы совпадения, но в последнем случае реже. Само упрощение схемы также невелико. Вероятно, наиболее существенные соображения не связаны с простотой схемы.

Иногда важно обеспечить достаточно точное прохождение характеристики через начало координат. В этих случаях схемы сравнения по фазе, в частности схема замера времени совпадения, имеют принципиальные преимущества перед схемами сравнения абсолютных значений. В последней точность прохождение через начало координат зависит от точности суммирования входных величин и при большой их кратности трудно достижима.

Кроме того, в схеме сравнения по фазе проще осуществляется схема «памяти», обеспечивающая действие органов с характеристикой, проходящей через начало координат, при малых и даже нулевых значениях напряжения. Наконец, следует учитывать, что погрешности по фазе меньше, чем погрешности по величине, что облегчает переход на полупроводниковое построение измерительной схемы для схемы сравнения по фазе.

Все эти соображения, по нашему мнению, делают нецелесообразным отказ от схем сравнения по фазе. При этом вряд ли целесообразно использование в промышленности схемы по [Л. 2]. Это не

исключает применения схемы по [Л. 2] в отдельных случаях, когда применение ее может оказаться целесообразным.

Литература

1. Федосеев А. М., Основы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1961.
2. Zydanowicz Jozef, Stefankiewicz Zdzisław, Przekaznik opornosciowy mostkowo-impulsowy o szybkim działaniu do zabezpieczenia odległościowych sieci najwyższych napięć, Przegląd elektrotechniczny, 1965, № 2.
3. Гринштейн В. И. и Шевцов В. М., Новая схема реле направления мощности, «Электротехника», 1964, № 4.
4. Гаевенко Ю. А., Новые реле защиты на полупроводниках, Государственное изд-во технической литературы УССР, 1962.

[14.11.1966]



УДК 621.314.263

Преобразователь частоты без звена постоянного тока с емкостной коммутацией

Канд. техн. наук Г. В. ГРАБОВЕЦКИЙ и канд. техн. наук В. В. СЕМЕНОВ

Новосибирск

Разработка частотно-регулируемого асинхронного привода вследствие известных преимуществ асинхронного короткозамкнутого двигателя перед коллекторной машиной представляет собой весьма актуальную задачу. Основной проблемой при этом является создание простого, надежного и достаточно универсального источника питания регулируемой частоты. Для этой цели наиболее целесообразно использовать статические вентильные преобразователи частоты. Некоторый опыт, накопленный в этой области за последние годы, показывает, что для целей привода с асинхронными двигателями нормального исполнения наиболее целесообразно применение преобразователей с непосредственной связью [Л. 1], так как в этих преобразователях относительно просто достигается хорошая форма кривой выходного напряжения, имеется возможность регулирования его частоты и амплитуды в широких пределах и обеспечивается рекуперация энергии при торможении привода. Благодаря этим качествам, вентильные преобразователи частоты с непосредственной связью в настоящее время хорошо зарекомендовали себя в приводах, работающих на частотах от единиц герц до 15—20 гц. Использование подобных схем для получения более высоких частот требует предварительного преобразования напряжения с частотой 50 гц в напряжение более высокой частоты. При этом преобразователь, выполняющий эту роль, должен обладать жесткой внешней характеристикой и способностью рекуперировать энергию в сеть. Известные высокочастотные вентильные преобразователи частоты, базирующиеся в основном на схеме параллельного инвертора или не отвечают указанным требованиям

[Л. 2 и 3], или же оказываются слишком сложными [Л. 4].

Ниже рассматривается схема вентильного преобразователя частоты [Л. 5], преобразующего трехфазное напряжение промышленной частоты в однофазное напряжение частотой 500—1000 гц. Схема преобразователя (рис. 1) содержит 12 управляемых вентилях и обеспечивает весьма жесткую внешнюю характеристику во всем диапазоне нагрузок, включая режим холостого хода. Кроме того, преобразователь имеет возможность рекуперировать энергию в питающую сеть, что весьма важно при использовании преобразователя в системе с промежуточным звеном переменного напряжения повышенной частоты.

Принцип действия преобразователя удобно рассмотреть в режиме холостого хода $i_H = 0$. Допустим, что в момент t_1 (рис. 2) э. д. с. e_{2a} положительна, а э. д. с. e_{2b} отрицательна; если в этот момент по-

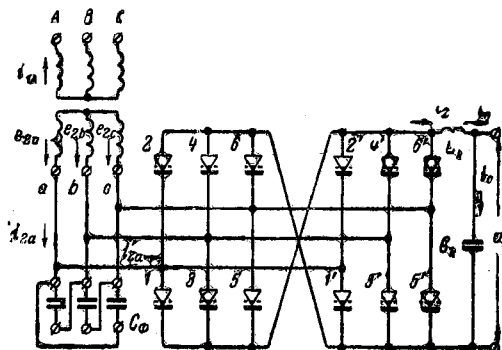


Рис. 1. Схема трехфазного вентильного преобразователя частоты.

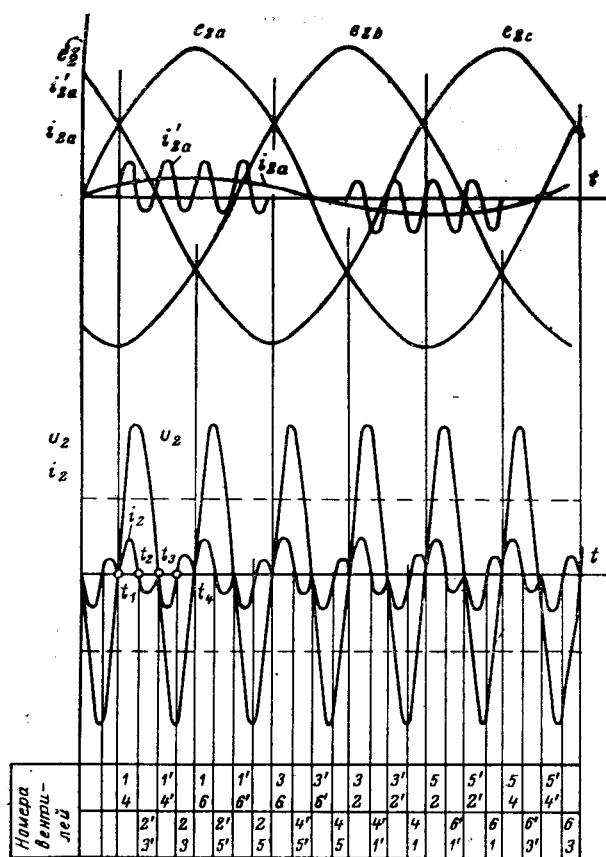
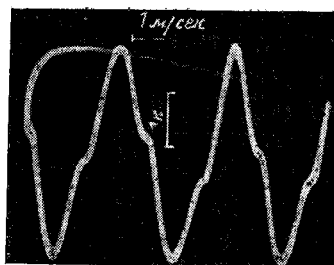


Рис. 2. Диаграммы очередности работы вентиля в трехфазном преобразователе частоты.

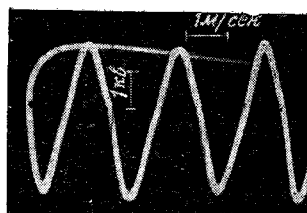
дать отпирающие импульсы на вентили 1 и 4, то в коммутирующем контуре $L_K C_K$ возникнет ток i_2 :

$$i_2 = \frac{e_{\pi}}{\omega_0 L_K} \sin \omega_0 t, \quad (1)$$

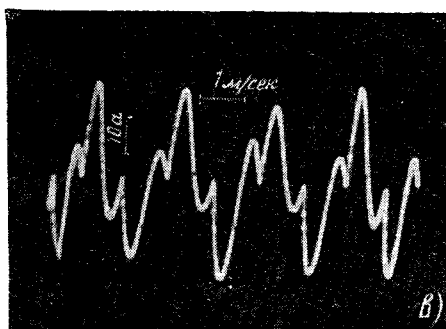
где e_{π} — линейная э. д. с.;
 $\omega_0 = \sqrt{\frac{1}{L_K C_K}}$ — собственная частота коммутирующего контура.



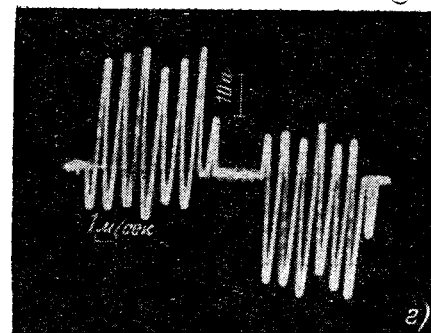
а)



б)



в)



г)

Напряжение на емкости, равное выходному напряжению преобразователя частоты, изменяется по закону:

$$u_2 = e_{\pi} (1 - \cos \omega_0 t). \quad (2)$$

Как видно из уравнений (1) и (2), через половину периода собственной частоты, т. е. при условии $\omega_0 t = \pi$, коммутирующая емкость зарядится до напряжения $2e_{\pi}$, а ток i_2 уменьшится до нуля.

Если в этот момент (момент t_2 на рис. 2) включить вентили 2' и 3', то происходит разряд емкости на источник питания, причем к моменту окончания разряда, т. е. при условии $\omega_0 t = 2\pi$, емкость разряжается до нуля. Далее, как видно на рис. 2, включаются вентили 1' и 4' и процесс повторяется с той разницей, что на емкости C_K полярность напряжения меняется на обратную.

Таким образом, на выходе преобразователя формируется переменное напряжение, частота которого в 2 раза ниже собственной частоты коммутирующего контура, а амплитуда равна удвоенному значению линейной э. д. с. Отпирание вентилей преобразователя производится в моменты, когда ток равен нулю, причем в любой момент времени выбираются вентили, находящиеся под максимальными фазными напряжениями. Очередность работы вентилей представлена на рис. 2.

Из описанного принципа действия схемы преобразователя вытекает, что при холостом ходе преобразователя в течение каждой полуволны выходного напряжения происходит обмен энергией между коммутирующей емкостью и источником питания, что возможно благодаря колебательному характеру процессов. В режимах нагрузки направление потока мощности через преобразователь определяется соотношением между амплитудами и длительностями тока i_2 во время зарядки и разрядки C_K .

При нагрузке в виде активного сопротивления часть энергии контура передается нагрузке, при этом амплитуда и относительная длительность разряда коммутирующей емкости уменьшается, причем частота выходного напряжения несколько растет за счет уменьшения длительности разрядной полуволны тока i_2 .

В рекуперативных режимах происходит уменьшение амплитуды и длительности зарядной полуволны тока i_2 по сравнению с разрядной, что приводит к изменению направления потока мощности, выходная частота при этом также несколько увеличивается. При нагрузке на индуктивность происходит пропорциональное уменьшение амплитуды и

О двух приемах записи некоторых характеристик магнитного поля

Г. И. ДЛУЖНЕВСКИЙ

Московский институт радиотехники, электроники и автоматики

Важнейшие единицы магнитных величин регламентируются ГОСТ 9867-61 и ГОСТ 8033-56. Среди них отсутствуют единицы измерения магнитного момента p и намагниченности J . Это послужило причиной появления двух приемов записи определяющих p и J уравнений, а также таких уравнений, в которые входят поименованные магнитные величины, а именно:

$$p = IS; \quad (1)$$

$$p = \mu_0 IS; \quad (2)$$

$$J = \chi H; \quad (3)$$

$$J = \mu_0 \chi H; \quad (4)$$

$$B = \mu_0 (H + J); \quad (5)$$

$$B = \mu_0 H + J; \quad (6)$$

$$H = \frac{B}{\mu_0} - J; \quad (7)$$

$$H = \frac{1}{\mu_0} (B - J); \quad (8)$$

$$M = pB \sin \alpha; \quad (9)$$

$$M = pH \sin \alpha. \quad (10)$$

Расхождения имеются и в записи других физических величин (магнетон Бора, гиромангнитное отношение и др.).

Размерности магнитного момента и намагниченности для нечетных и четных уравнений, записанных выше, следующие:

$$[p] = \text{ам}^2; \quad (11)$$

$$[p] = \text{вб} \cdot \text{м}; \quad (12)$$

$$[J] = \frac{\text{а}}{\text{м}}; \quad (13)$$

$$[J] = \frac{\text{вб}}{\text{м}^2}. \quad (14)$$

Нечетными уравнениями пользуется, например, Л. Р. Нейман [Л. 1—5], четными — С. Г. Калашников и др. [Л. 6—9].

Наличие двух приемов записи некоторых характеристик магнитного поля не вызывает необходимости. Должны быть сохранены нечетные соотношения. Мотивы этого следующие.

Рассмотрим однородно намагниченный (током I катушки) бесконечно длинный цилиндр (или тонкий тороид). Индукция результирующего поля B по принципу наложения полей будет суммой индукций двух полей в вакууме: индукции внешнего поля B' (тока I) и индукции B'' поля элементарных (молекулярных) токов:

$$B = B' + B'', \quad (15)$$

где

$$B' = \mu_0 H = \mu_0 I n. \quad (16)$$

Расчет [Л. 3] показывает, что действие элементарных (молекулярных) токов внутри намагниченного тела можно свести к схеме, где каждой единице длины цилиндрической поверхности соответствует определенное число ампер-витков $I''n''$. В силу этого по аналогии с (16) имеет место соотношение:

$$B'' = \mu_0 I'' n''. \quad (17)$$

Намагниченность вещества в рассматриваемом случае вычисляется по формуле [Л. 3]:

$$J = I'' n'' \quad (18)$$

длительности как зарядной, так и разрядной полуволны тока i_2 , передачи активной мощности в этом случае не происходит.

Кривая тока i'_{2a} в фазном проводе вентильного комплекта, как видно на рис. 2, содержит значительную высокочастотную составляющую, которая, благодаря наличию индуктивностей рассеяния анодного трансформатора, замыкается в основном через емкости фильтра C_{ϕ} . Нетрудно видеть, что фазовый сдвиг 1-й гармоники тока i'_{2a} не зависит от характера нагрузки преобразователя и примерно равен нулю в режиме потребления активной мощности и 180° — при рекуперации энергии. Следовательно, сдвиг 1-й гармоники фазного тока трансформатора благодаря наличию фильтровых емкостей во всех режимах будет опережающим.

Все вышеизложенное было проверено авторами на экспериментальном образце преобразователя мощностью примерно 10 кВА, выполненном на тиратронах ТГ1-5/3. Коммутирующий контур имел

емкость $C_K = 6 \text{ мкф}$ и индуктивность $L_K = 5 \cdot 10^{-3} \text{ гн}$. Осциллограммы токов и напряжений для этого случая представлены на рис. 3.

Литература

1. Каганов И. Л., Электронные и ионные преобразователи, ч. III, Госэнергоиздат, 1956.
2. Васильев А. С. и Слуцкий А. Е., Ионные и электронные инверторы высокой частоты, Госэнергоиздат, 1961.
3. Донской А. В. и Ивенский Г. В., Электротермические установки с ионными преобразователями повышенной частоты, изд-во «Энергия», 1964.
4. Завалишин Д. А. и Шукалов В. Ф., Вентильные преобразователи частоты, предназначенные для частотного регулирования скорости асинхронных двигателей, «Вестник электропромышленности», 1961, № 6.
5. Грабовецкий Г. В. и Семенов В. В., Вентильный преобразователь частоты, преобразующий трехфазное напряжение промышленной частоты в однофазное напряжение повышенной частоты, Авторское свидетельство № 173302, «Бюллетень изобретений», 1965, № 15.

[24.6.1967]

и, следовательно,

$$B'' = \mu_0 J. \quad (19)$$

Уравнение индукции результирующего поля получено подстановкой в (15) соотношений (16) и (19):

$$B = \mu_0 H + \mu_0 J. \quad (20)$$

Уравнение (20) совпадает с (5), но не с (6).

Из (20) следует, что размерности $[J]$ и $[H]$ одинаковы. Это согласуется с (13), но не с (14).

Усиление внешнего поля B' приводит к увеличению ориентирующего эффекта и, следовательно, к росту индукции поля элементарных токов B'' и намагнитченности вещества J , т. е.

$$B'' = \chi B' = \chi \mu_0 H; \quad (21)$$

$$J = \chi H. \quad (22)$$

Соотношение (22) совпадает с (3), но не с (4).

Сторонники четных соотношений по существу их не обосновывают. Так относительно равенства (4) сообщается [Л. 6], что «... в изотропных магнетиках ... можно положить, что намагнитчение пропорционально значению магнитной индукции в отсутствие данного магнетика».

По-видимому, зависимость намагнитченности от напряженности в виде (4) пишется только для согласования с другими соотношениями (2), (6), (8) и (10).

При определении магнитного момента тока в виде (2) отмечается [Л. 6], что «Магнитным моментом тока иногда называют величину (1), т. е. не включают в его определение магнитную постоянную μ_0 . Оба эти определения возможны. Однако используемое нами определение более удачно, так как при этом поля электрических диполей и контуров с током выражаются одинаковыми формулами». Приводим их:

$$H = \frac{1}{\mu_0} \frac{p_m}{2\pi r^3}; \quad (23)$$

$$E = \frac{1}{\epsilon_0} \frac{p}{2\pi r^3}. \quad (24)$$



XII. ВСЕСОЮЗНОЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ СОВЕЩАНИЕ ПО МАГНИТНЫМ ЭЛЕМЕНТАМ АВТОМАТИКИ И ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

Национальный комитет СССР по автоматическому управлению совместно с Узбекской территориальной группой, Академией наук Узбекской ССР, Институтом автоматики и телемеханики (технической кибернетики) и Ташкентским политехническим институтом созывает в Ташкенте в октябре 1968 г. очередное XII Всесоюзное научно-техническое совещание по магнитным элементам автоматики и вычислительной техники. Целью совещания является обсуждение современного состояния и научных проблем в области построения и применения магнитных элементов в автоматике и вычислительной технике.

В программу совещания предполагается включить следующие вопросы:

1. **Магнитные элементы для переработки информации в аналоговой форме:** а) магнитные операционные и измерительные усилители; б) магнитные модуляторы и зонды; в) функциональные преобразователи; г) аналоговые запоминающие устройства; д) элементы самонастраивающихся и самообучающихся систем.

2. **Магнитные элементы для переработки информации в цифровой форме:** а) логические элементы промышленной автоматики; б) гистерезисные счетчики; в) элементы цифровых вычислительных машин; г) цифровые запоминающие устройства.

3. **Магнитные силовые устройства:**

Ссылка на одинаковость строения формул (23) и (24) весьма неудачна, поскольку аналогом вектора напряженности электрического поля является вектор индукции магнитного поля, но не вектор напряженности [Л. 1 и 5].

Из двух «одинаково возможных» определений магнитного момента сторонники четных записей выбрали не лучшее. Это привело к противоречию ([Л. 6] в главе «Магнитное поле токов в вакууме»), состоящему в том, что силовое действие поля на линейный ток определяется индукцией, а на рамку с током — напряженностью поля.

Рассмотренный анализ приводит к такому выводу: соотношения (2), (4), (6), (8), (10), (12), (14) употреблять не следует, поскольку они лишены физического смысла.

Литература

1. Нейман Л. Р. и Калантаров П. Л., Теоретические основы электротехники, Госэнергоиздат, 1959.
2. Бессонов Л. А., Теоретические основы электротехники, изд-во «Высшая школа», 1964.
3. Садиков Б. А., Электромагнетизм (конспект лекций для студентов МЭИ), изд-во МЭИ, 1954.
4. Савельев И. В., Курс общей физики, т. II, изд-во «Наука», 1966.
5. Яворский Б. М., Детлаф А. А. и Милковская Л. Б., Курс физики, т. II, изд-во «Высшая школа», 1964.
6. Калашников С. Г., Электричество, изд-во «Наука», 1964.
7. Епифанов Г. И., Физика твердого тела, изд-во «Высшая школа», 1965.
8. Мартин Т. Л., Физические основы электротехники, Госэнергоиздат, 1961.
9. Поль Р. В., Введение в учение об электричестве, Гостехиздат, 1933.



а) усилители; б) преобразователи частоты и числа фаз; в) стабилизаторы; г) источники питания и формирователи импульсов.

4. **Гибридные (магнитно-полупроводниковые) устройства автоматики:** а) магнитно-транзисторные усилители; б) магнитно-тиристорные усилители и преобразователи; в) магнитно-полупроводниковые функциональные преобразователи.

5. **Магнитные материалы и сердечники:** а) новые типы магнитных материалов; б) технология изготовления магнитных материалов и сердечников; в) разветвленные сердечники и их свойства; г) методы измерения статических и динамических магнитных характеристик; д) физика процессов перемангничивания.

Заявки на чтение докладов вместе с тезисами докладов (1,5—2 стр. машинописного текста) следует направлять не позднее 1 февраля 1968 г. по адресу: Москва, Б-53, Каланчевская ул., д. 15-А, Институт автоматики и телемеханики (технической кибернетики), Оргкомитет совещания по магнитным элементам.

Справки по телефону К 5-51-29.

Полный текст доклада необходимо выслать в Оргкомитет после получения извещения о включении доклада в повестку дня совещания, но не позднее 1 июня 1968 г.

Оргкомитет



V ВСЕСОЮЗНОЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ СОВЕЩАНИЕ ПО СОЗДАНИЮ И ВНЕДРЕНИЮ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ С ПРИМЕНЕНИЕМ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

17—19 мая 1967 г. в Тбилиси проходило V Всесоюзное научно-техническое совещание по созданию и внедрению систем управления с применением вычислительной техники. Совещание было организовано Центральным правлением научно-технического общества приборостроительной промышленности, Министерством приборостроения, средств автоматизации и систем управления СССР, Государственным комитетом Совета Министров СССР по науке и технике, Министерством высшего и среднего специального образования СССР, Комитетом стандартов, мер и измерительных приборов при Совете Министров СССР, Грузинским республиканским правлением научно-технического общества приборостроительной промышленности.

Цель совещания, посвященного 50-летию Великого Октября, состояла в том, чтобы подвести итоги, обобщить имеющийся опыт, обсудить перспективы и важнейшие направления развития и решения проблемы.

В работе совещания приняли участие около 700 делегатов от 248 предприятий научно-исследовательских институтов, вузов, конструкторских и проектных организаций. На пленарных и секционных заседаниях были заслушаны и обсуждены более 100 докладов и сообщений посвященных теории, созданию и внедрению систем управления, а также применению вычислительных машин и устройств для целей управления.

Работало шесть секций:
управления предприятиями и отраслями промышленно-

сти;
управления технологическими процессами;
вычислительной техники;
информационных систем;
теории;
высшего образования.

На пленарном заседании были заслушаны доклады заместителя министра приборостроения, средств автоматизации и систем управления СССР **В. В. Карибского** «Основные направления технического развития систем автоматизации»; председателя оргкомитета д. т. н., проф. **В. В. Солодовникова** «Современные проблемы теории управления»; начальника отдела Госплана СССР, к. т. н. **В. И. Лоскутова** «Перспективы и развитие вычислительной техники в народном хозяйстве»; начальника отдела стандартизации приборов Комитета стандартов, мер и измерительных приборов при Совете Министров СССР **А. И. Ивлева** «Основные направления унификации и стандартизации по созданию систем управления с применением вычислительной техники».

Секция «Управление предприятиями и отраслями промышленности» (президиум секции: **Р. Л. Ашастин**, **А. С. Шаталов**, **В. Б. Имедах**, **С. К. Арутюнов**, **Б. К. Мебуке**) заслушала свыше 30 докладов.

Основные направления работы секции:
экономические аспекты внедрения цифровых машин для управления производством;
обеспечение управляющих машин первичной информацией о сырьевых и конечных продуктах производства;
уровни автоматизации производства, при которых целесообразно внедрение управляющих машин различной сложности;

выбор критерия для оценки эффективности применения управляющих машин.

Среди наиболее интересных следует отметить доклады: **Р. Л. Ашастина** — «Управление предприятиями и отраслями промышленности»; **С. А. Думлера** — «Эволюция автоматизированной системы управления (АСУ) в машиностроении (уровни автоматизации и функциональное наращивание)»;

Р. Г. Кравченко и **А. Г. Аоряна** — «Специфика применения вычислительной техники в сельскохозяйственном производстве»; **Л. Т. Кузина**, **В. Ф. Евсеева**, **О. Д. Полиной**, **Р. Е. Бороховича** — «Кибернетическая модель функционирования строительства большого города». Секция «Управление технологическими процессами» (президиум секции: **А. А. Левин**, **Ю. С. Вальденберг**, **Н. А. Малахов**, **Г. К. Ткешелашвили**, **Камкамидзе**) заслушала 21 доклад и 7 сообщений.

Особое внимание в большинстве докладов было уделено результатам опытно-промышленной эксплуатации и прохождению междометвенных испытаний ряда автоматизированных систем.

Во многих докладах были рассмотрены конкретные научно-технические и даже организационные вопросы, возникающие при внедрении. Общий вывод, который можно сделать на основании работы секции, состоит в том, что системы управления технологическими процессами с применением вычислительной техники вступили, наконец, в стадию широкого промышленного внедрения. Характерная особенность многих работ — использование моделирования на ЭЦВМ как при обработке алгоритмов управления, так и для анализа и синтеза структуры управляющей системы.

Наиболее интересными были доклады **Ю. С. Вальденберга** «Анализ структуры вычислительных комплексов для управления технологическими процессами»; **Н. В. Габашвили** и **М. А. Бекашвили** «Применение ЭЦВМ для экономической оптимизации суточного режима энергосистемы»; **Е. Е. Володина**, **Д. С. Шаповалова** и **А. П. Шмонина** «Применение ВМ в системе автоматического управления нагревом металла в регенеративных и нагревательных колодках»; сообщение **М. И. Коробко**, **Г. Ф. Мартынюка**, **А. В. Дзигавы** и **Н. П. Великих** «Система управления мартиновской плавкой «Сталевар».

Секция «Вычислительная техника» (президиум: **И. Е. Панюшкин**, **Б. М. Каган**, **И. С. Микадзе**, **В. Г. Коньков**, **Р. Д. Кереселидзе**) заслушала 37 докладов и сообщений.

Доклады были посвящены вопросам, связанным с теорией вычислительных машин и с конкретным применением их для систем управления. Было уделено внимание таким вопросам, как микроминиатюризация, логическая организация, агрегатирование, а также внешнему устройству вычислительных машин. Наиболее интересными были доклады: **И. Е. Панюшкина** «Перспективы развития вычислительной техники»; **Н. В. Трубникова** «Пути и перспективы развития внешних устройств ЭЦВМ»; **И. С. Микадзе**, **С. Р. Элькина**, **Р. Д. Караселидзе** и **В. В. Бека** «Агрегатированная блочная управляющая вычислительная машина»; **В. И. Буркова** и **А. С. Горшкова** «Построение вычислительных систем на базе машин типа «Урал»; **В. К. Надененко** и **В. А. Ключевич** «Ввод информации в ЭВМ с первичных документов»; **А. Ф. Сметанникова** «Некоторые принципы построения аппаратуры сопряжения ЭЦВМ с телеграфными каналами связи»; **С. К. Восилос** и **А. Т. Иванацекас** «Считывание графиков устройством параллельного действия».

Секция «Информационные системы» (президиум: **Ф. Е. Темников**, **В. В. Чавчанидзе**, **П. П. Новиков**, **Г. А. Карумидзе**, **М. В. Осипова**) заслушала 21 доклад.

Доклады были посвящены сбору, передаче, преобразованию потоков информации в системах управления, распознаванию образов и ситуаций, нормализации сигналов и сообщений, чтению графиков, централизованному сбору информации.

Наиболее интересными были доклады **В. В. Петрова** «Некоторые проблемы теории информации в автоматике»; **Г. А. Гегешидзе** «Система приема и передачи оперативной информации по существующим каналам связи»; **Ф. Е. Темникова** и **Ю. А. Ивашкина** «О представлении массовой информации перед оператором в системах наблюдения и управления»; **Б. С. Березкина** и **Г. Н. Ильина** «Исследование информационного поиска»; **М. В. Осиповой** «Оценка сигналов состояния объекта».

Секция «Теория» (президиум **Л. Т. Кузин**, **В. К. Чинадзе**, **В. Ф. Евсеев**, **Н. Р. Момцемлидзе**) заслушала 16 докладов и 9 сообщений по нелинейным, дискретным системам с переменными параметрами, самонастраивающимся системам управления, по управлению с помощью теории графов, теории распознавания образов, теории массового обслуживания и теории Марковских процессов. К числу наиболее интересных докладов и сообщений следует отнести доклад **В. В. Семенова** «Спектральный анализ линейных систем с переменными параметрами на конечных интервалах времени»; сообщение **Ш. Г. Лелашвили** «Некоторые вопросы идентификации нелинейных статистических объектов»; доклады **Б. Н. Белова** «Планирование многомерных разработок»; **В. Л. Брошловского**, **А. Л. Лунца**, **Ю. С. Натковича**, **Д. Г. Титова** «Об одной процедуре прогнозирования и оптимизации критерия качества технологических процессов» и др. Работа секции проходила на высоком теоретическом уровне. 21 и 22 мая в Бакурнами проходило заседание секции «Высшая школа» (президиум: **А. В. Негушил**, **Б. А. Бурак** и **А. В. Никитин**), на которой были заслушаны доклады члена коллегии Министерства В и ССО СССР **В. И. Крутова** «Об основных направлениях и задачах высших учебных заведений при подготовке специалистов в области технической кибернетики» (доклад зачитал д. т. н., проф. **Ф. Е. Темников**); д. т. н., проф. **Б. В. Анисимова** и к. т. н. **А. Я. Савельева** «Применение вычислительной техники для обучения студентов»; д. т. н., проф. **Л. Т. Кузина** «О математической подготовке специалистов по технической кибернетике»; д. т. н., проф. **А. В. Негушила**, к. т. н. **Г. С. Чхартишвили**, к. т. н. **И. Б. Моргунова** и инж. **А. В. Никигина** «О статистических методах изучения учебных планов»; акад. УССР **Б. В. Гнеденко** «Научные методы организации учебного процесса» (доклад зачитал д. т. н., проф. **А. В. Негушил**; сообщение начальника отдела технических средств Министерства приборостроения, средств автоматизации и систем управления СССР **В. М. Масленников** «Современные требования к подготовке инженеров — специалистов в области автоматики, вычислительной и информационно-измерительной техники».

С докладом о работах межвузовского НИИ технической кибернетики выступил директор института д. т. н., проф. **В. В. Солодовников**. С сообщениями о научных работах лабораторий и кафедр, занимающихся технической кибернетикой, выступили представители ведущих вузов страны.

Совещание приняло решение, в котором отмечается, что решения сентябрьского Пленума ЦК КПСС 1965 г. и XXII съезда партии в области организации управления народным хозяйством по отраслевому принципу и применения новой системы планирования и экономического стимулирования создают предпосылки для совершенствования управления предприятиями и отраслями, что повышенные требования, предъявляемые к управлению предприятиями и отраслями могут быть реализованы путем создания автоматизированных систем управления технологическими процессами, предприятиями и целыми отраслями. В настоящее время работы по созданию автоматизированных систем управления ведутся во всех отраслях народного хозяйства и в ряде отраслей эти системы либо уже функционируют, либо вводятся в эксплуатацию в этом году.

Отмечая положительные шаги в области создания автоматизированных систем управления, основанных на применении средств вычислительной техники, совещание обратило внимание на ряд факторов, тормозящих внедрению этих систем в народное хозяйство. К числу этих факторов, в частности, относятся разработка критериев оптимизации и методика математического моделирования процессов управления.

Совещание считает, что важнейшими путями решения указанных задач являются:

- разработка методов оптимизации, направляющих достигнуть согласованность локальных и общих целей управления;
- разработка методов синтеза, расчета и проектирования многомерных систем управления, позволяющих обосновывать оптимальную стратегию управления, исходя из рационального выбора измеряемых и управляемых переменных;

- разработка методов для рационального упрощения математических моделей, позволяющих сохранить существенные черты решения;

- разработка общей теории методов расчета и проектирования адаптивных систем;

- разработка методов идентификации многомерных нестационарных и нелинейных управляемых объектов и процессов;

- разработка методики формирования, удобных для реализации на УВМ, алгоритмов решения всех основных задач теории управления, основанном на едином математическом базисе;

- разработка методики регуляризации задач теории управления, позволяющих исключить возможность получения неустойчивых решений при реализации на УВМ алгоритмов управления.

Совещание отмечает также, что основные характеристики средств вычислительной техники не полностью соответствуют требованиям автоматизированных систем управления, в особенности в отношении внешних устройств и что одним из недостатков является отсутствие автоматизации программирования на основе применения алгоритмических языков.

В решении секции «Высшая школа» отмечается необходимость разработки научно обоснованных методов подготовки специалистов для современной науки и техники и организации учебного процесса с широким использованием современных методов и средств вычислительной и информационной техники, необходимость оптимизации учебного процесса с учетом перспективного развития науки.

Секция сочла необходимым просить МВ и ССО СССР о пересмотре количества специальностей и расширении специализаций по системам управления, информационным, измерительным и вычислительным системам.

Секция одобрила деятельность межвузовского Научно-исследовательского института технической кибернетики (НИИТК), руководимого на общественных началах, который создан для разработки комплексных научных проблем, определяющих основные направления научных исследований и концентрации усилий научных работников вузов в области технической кибернетики, а также для правильной координации работ и взаимосвязей с организациями АН СССР, министерствами и промышленными организациями. Совещание решило провести в I квартале 1970 г. VI Всесоюзное научно-техническое совещание по созданию и внедрению систем управления с применением вычислительной техники, посвятив его столетию со дня рождения основателя Советского государства Владимира Ильича Ленина.

Председатель Оргкомитета **В. В. Солодовников**
Ученый секретарь Оргкомитета **В. Н. Плотников**



НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ СОВЕЩАНИЕ ПО ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ ДВИГАТЕЛЯМ МАЛОЙ МОЩНОСТИ

С 24 по 27 мая 1967 г. в Киеве в Институте электродинамики АН УССР проходило научно-техническое совещание по электрическим двигателям малой мощности, посвященное 50-летию Великого Октября. Совещание было организовано по инициативе Института электродинамики АН УССР, кафедр электрических машин Московского ордена Ленина энергетического института и Киевского ордена Ленина политехнического института, Воронежского Государственного научно-исследовательского электротехнического института, Киевского правления НТОЭП и Киевского института автоматики.

В работе совещания приняли участие ведущие научно-исследовательские институты, промышленные предприятия и вузы, занимающиеся научными исследованиями, разработкой и освоением выпуска новых типов электрических двигателей малой мощности.

Работа совещания проходила на двух пленарных заседаниях и четырех секциях: асинхронных двигателей, синхронных двигателей, шаговых двигателей, двигателей постоянного тока. Всего было заслушано 90 докладов, в том числе 10 — на пленарных заседаниях.

24 мая 1967 г. совещание открыл вступительным словом д. т. н., проф. **И. М. Постников** (Институт электродинамики АН УССР). Затем было заслушано шесть научных докладов.

Доклад председателя секции малых электрических машин отраслевого научно-технического совета Министерства электротехнической промышленности СССР д. т. н., проф. **В. В. Хрущева** (Ленинград) был посвящен анализу современного состояния и перспективам производства малых электрических двигателей в нашей стране. Отметив, что производство малых электрических машин развивается быстрыми темпами (каждые три года объем производства малых электрических машин удваивается), докладчик обратил внимание также на плохую организацию производства малых однофазных двигателей с конденсаторным пуском, однофазных двигателей с экранированным полюсом и конденсаторов.

Представитель Института электродинамики АН УССР д. т. н. **А. И. Адаменко** остановился на перспективах научно-исследовательских работ и производства маломощных асинхронных двигателей общепромышленного применения. В докладе указывается на целесообразность производства однофазных конденсаторных двигателей с трехфазными обмотками, на базе которых можно выпускать однофазные и трехфазные асинхронные и синхронные двигатели различных типов, что позволит уменьшить номенклатуру двигателей в 5÷6 раз.

Анализ существующих серий управляемых асинхронных двигателей был дан в докладе инж. **А. П. Борисова**, к. т. н. **П. Ю. Каасика**, к. т. н. **Е. Д. Несговоровой** (ЛПИ им. М. И. Калинина).

Основные результаты научно-исследовательских и проектно-конструкторских работ в области шаговых двигателей и систем управления ими были доложены к. т. н. **Ю. К. Васильевым** (Киев, Институт автоматики).

Выход Советского Союза на международный рынок поставил задачи технического и художественного оформления асинхронных двигателей общепромышленного применения. С докладом на эту тему выступил **Г. Я. Шкилько** (главный конструктор СКБ ЭД, Харьков).

Проф. **Н. П. Ермолин** (ЛЭТИ) основное внимание уделил аналитическому определению основных параметров двигателей в серии.

На секции асинхронных двигателей обсуждались методы проектирования серии исполнительных асинхронных двигателей, основанные на учете заданной нелинейности выходных характеристик, быстродействия, допустимых тепловых нагрузок.

Об исследованиях двигателей с экранированными полюсами доложили инж. **К. Н. Панфилова** (ЛЭТИ), инж. **Р. В. Гавдьо** (Львовский политехнический институт). О результатах сопоставления двигателей мощностью 4—16 Вт при выполнении их с экранированным полюсом и с конденсаторами сообщил к. т. н. **М. Я. Хитерер**. В докладе сообщается, что затраты на конденсаторные двигатели ниже, чем на двигатели с экранированным полюсом. Однако выступившие в дискуссии по докладу **М. Я. Хитерера** отметили, что

эти выводы могут быть правильными лишь для двигателей таких мощностей, при которых стоимость конденсаторов составляет несколько процентов от стоимости двигателя.

О применении цифровых вычислительных машин для расчетов характеристик однофазных и трехфазных двигателей говорилось в докладах д. т. н. **А. И. Адаменко**, инж. **Ю. Г. Блаудзевича**, к. т. н. **В. И. Кисленко**, инж. **Б. Т. Артемюка** (Институт электродинамики АН УССР), **В. С. Рыбакова**, **Н. В. Харламова**, **П. И. Меньшикова** (Ленинград). По мнению авторов последнего доклада в оптимальных двигателях произведение максимальной мощности на скорость, соответствующую этой мощности, имеет максимальное значение. В дискуссии по этому докладу отмечалась необходимость учета полных затрат на двигатели, стоимость электроэнергии и материалов.

В докладе инж. **К. А. Алиханяна** и инж. **Р. Р. Порсугана** обсуждались рекомендации по типу асинхронных двигателей общепромышленного применения. Отсутствие технико-экономического обоснования предложенного типажа, отсутствие в типаже однофазных двигателей с конденсаторным пуском и с экранированными полюсами вызвали возражение на секции.

Исследованию шумов и вибраций двигателей малой мощности были посвящены доклады к. т. н. **Н. В. Астахова** и инж. **В. П. Мариночкина** (Москва), **В. В. Софронова** (Ленинград), к. т. н. **Р. Э. Буловаса** и к. т. н. **С. И. Маразаса** (Вильнюс).

На секции синхронных двигателей большое внимание было уделено гистерезисным двигателям. По применению перевозбужденных гистерезисных двигателей были сделаны доклады к. т. н. **И. И. Горжевским** и инж. **В. К. Тихомировым** (Москва), а также инженерами **Э. Т. Кузнецовым**, **В. Е. Агеевым**, **В. А. Куфа**, **В. П. Хижняком**, **В. М. Рябиным** (Воронеж). Анализ режимов работы, вопросам методики расчета и проектирования гистерезисных двигателей были посвящены доклады к. т. н. **Б. А. Делекторского** и к. т. н. **И. Н. Орлова**, инж. **В. А. Трегубова** (Москва), инж. **Ю. А. Музыки** (Саратов). Об исследовании синхронных двигателей с магнитным возбуждением и гистерезисным пуском доложили к. т. н. **Н. З. Мастяев** и инж. **Ю. Г. Марков** (Москва).

Ряд докладов на секции был посвящен анализу режимов работы синхронных редукторных микродвигателей.

В докладе к. т. н. **Е. В. Кононенко** (Томск) показано, что применение новых улучшенных конструкций синхронных реактивных двигателей позволит значительно расширить диапазон мощностей синхронных реактивных двигателей, создать двигатели, по габаритам не превышающие асинхронные двигатели соизмеримой мощности.

На секции синхронных двигателей были заслушаны также два доклада, посвященные разработке новых типов тахогенераторов переменного тока: к. т. н. **И. А. Вевюрко**, к. т. н. **И. И. Горжевский**, инж. **Ю. Д. Морозов** и инж. **И. И. Вевюрко** (ВНИИЭМ) доложили о результатах разработки гистерезисных тахогенераторов, а инж. **О. Н. Суслов** (Харьков, ВНИИЭлектроаппарат) — о результатах разработки новой серии индукторных тахогенераторов.

На секции шаговых двигателей были заслушаны и обсуждены 17 докладов.

О разработанных в настоящее время новых сериях шаговых двигателей доложили инж. **Ю. И. Рыбальченко** (Институт автоматики, Киев) и инж. **И. М. Палия** (Воронеж).

Разработка новых типов шаговых двигателей нашла отражение в докладе представителя Новосибирского электротехнического института инж. **Я. Ф. Лиденгольца**, в котором были изложены результаты разработки шаговых двигателей с печатной трехфазной обмоткой управления на полюс цилиндрическом роторе. О соразмерности в реактивных шаговых двигателях рассказал **В. И. Ларченко** (Институт автоматики, Киев).

В докладе инж. **И. М. Палия** дан сравнительный анализ различных типов шаговых двигателей. Инж. **Г. Я. Кабкова** и к. т. н. **Б. К. Карпенко** (Институт автоматики, Киев) провели сравнение одно- и двухстаторных конструкций активных шаговых двигателей.

Методике расчета шаговых двигателей были посвящены доклады к. т. н. **Б. А. Ивоботенко** (МЭИ) и инж. **Г. Я. Вайнбергера** (Институт автоматики, Киев).

На секции рассматривалось также исследование характеристик шаговых двигателей, а также некоторые специальные вопросы, связанные с расчетом схем управления, магнитных полей и энергетических соотношений в шаговых двигателях.

На четырех заседаниях секции двигателей постоянного тока было заслушано 20 докладов.

Часть из них была посвящена разработке и исследованию новых типов малоинерционных микродвигателей. Так, о микродвигателях с гладким якорем рассказали представители киевского института автоматики, а о двигателях с печатным цилиндрическим якорем — представители Новосибирского электротехнического института. Исследованию микродвигателей с печатными дисковыми якорями посвятили доклады представители киевских и московских научных организаций.

На секции были заслушаны доклады по тихоходным двигателям постоянного тока и их возможностям — к. т. н. **А. В. Новиков** (Киев), **В. Т. Кафтанатий** (Воронеж) и по редукторным двигателям постоянного тока — проф. **П. А. Баскутис**, к. т. н. **А. С. Куракин** и инж. **В. А. Катасонов** (Воронеж).

Конструкция и расчет бесконтактных двигателей, непо-

средственно примыкающие к этой проблеме, вопросы стабилизации скорости и синхронизации микродвигателей постоянного тока с помощью различных схем также нашли отражение в докладах участников совещания.

На заключительном пленарном заседании было заслушано четыре научных доклада, посвященных методике технико-экономического обоснования микродвигателей с учетом факторов долговечности и надежности, повышению равномерности хода микродвигателей постоянного и переменного тока, тепловым расчетам. Обобщающий доклад по современному состоянию и перспективам исследований в области микродвигателей постоянного тока был сделан инж. **Э. А. Цырлиным** (ГОСНИЭТИ, Воронеж).

Совещание приняло решение, в котором отмечается актуальность результатов научных исследований в области электрических микродвигателей всех типов, намечаются основные направления дальнейших исследований и пути улучшения взаимной информации и координации научно-исследовательских и проектно-конструкторских работ.

Совещание приняло решение поддержать выдвижение работы по шаговым двигателям на соискание Государственной премии. Принято решение опубликовать труды совещания.

Доктор техн. наук **А. И. Адаменко**
и канд. техн. наук **В. В. Ралле**



УДК 621.3.066.6.061.3

КОНФЕРЕНЦИЯ И СЪЕЗД ЭЛЕКТРОТЕХНИКОВ В ГДР¹

В апреле 1967 г. в Берлине состоялась конференция «Контакты в электротехнике», в работе которой приняли участие делегаты из 8 стран. Было представлено 27 докладов, основная часть которых посвящена общим проблемам — исследование потоков плазмы в выключателях при отключении коротких замыканий; определение сил взаимодействия между контактами; изучение движения катодного пятна по электродам под действием магнитного поля; исследование процесса оплавления контактов; механизм протекания тока по замкнутым контактам и др.

Рассматривались также вопросы, связанные с исследованием различных материалов (свойства пленок, нанесенных на контакты гальваническим способом, новые материалы для контактов, применяемые в технике слабых токов, электронно-ионсковой метод улучшения поверхности контактов и др.). Ряд докладов был посвящен конструированию, изготовлению и эксплуатации контактных систем.

Конференция показала важность создания надежных контактных систем как в энергетике, так и в технике слабых токов и наметила основные проблемы, подлежащие дальнейшему изучению.

* * *

28 мая — 3 июня 1967 г. проходил Международный съезд электротехников, на который было представлено 185 докладов из 15 стран. На съезде обсуждались следующие основные проблемы.

Надежность электронных приборов и их элементов. Во многих докладах подчеркивалось, что в области создания теории надежности электронных схем достигнуты большие успехи, но предстоит еще большая работа. В настоящее время 50% надежности определяется элементами электронных приборов и 50% — конструкцией и схемой. Поэтому для нахождения оптимальных решений необходима совместная работа технологов, конструкторов и специалистов по применению электронных приборов. Отмечалась необходимость применения статистических методов контроля процесса изготовления и обеспечения его стабильности. Обсуждалась возможность определения поведения прибора в дли-

тельной эксплуатации на основании лабораторных экспериментов. Съезд признал необходимым уделять значительно большее внимание вопросам надежности при обучении студентов в высших учебных заведениях.

Электронная измерительная техника в устройствах автоматизации производственных процессов.

Обсуждались вопросы создания электронных измерительных систем и устройств для обработки информации. Отмечалось, что электронные измерительные устройства должны иметь точность на порядок больше, чем системы обработки информации, т. е. должны выполняться с точностью порядка 0,1%. Подчеркивалась важность улучшения динамики измерительных систем. По мнению ряда докладчиков особую важность приобретают электронные устройства для быстрого проведения химических анализов, которые необходимы для автоматизации химических предприятий.

Перспективы применения электроники в технике связи. В настоящее время в технике связи применяется 32% частично-электронных схем, 23% квазиэлектронных систем и 43% полностью электронных. На съезде обсуждались преимущества и недостатки этих систем и перспективы их дальнейшего развития. Большое внимание уделялось также кабелям связи и технике передачи информации.

Новые изоляционные материалы в электронике и электротехнике.

В докладах говорилось о применении новых материалов для изоляции электрических кабелей и проводов, причем особое внимание уделялось термической стойкости изоляции. Отдельно обсуждались вопросы применения слоистой изоляции. Отмечалась необходимость разработки и применения новых методов исследования свойств изоляции как в процессе изготовления, так и в эксплуатации. Большая группа докладов была посвящена изоляции установок высокого напряжения, в частности, применению газовой изоляции и ряда новых изоляционных материалов.

Следующий XIII съезд электротехников будет посвящен проблеме передачи и распределения электрической энергии, автоматизации производства и электротехнологии (индукционная, электроплавильная и дуговая плавка, применение электрических и магнитных полей в технологических целях и др.).

¹ Редакция журнала «Электричество» благодарит сотрудников журнала «Electric» за представленный материал.



Профессор А. М. ЗАЛЕССКИЙ

(К 75-летию со дня рождения)

Александр Михайлович Залесский родился 27 ноября 1892 г. В 1920 г. он окончил Петроградский политехнический институт, ныне Ленинградский орден Ленина политехнический институт им. М. И. Калинина, и был оставлен здесь преподавателем. С 1930 по 1936 г. он руководил кафедрой техники высоких напряжений этого института.

Во время Великой Отечественной войны А. М. Залесский, работая в Энергетическом институте АН Узбекской ССР, проводил ценные научные работы по изучению месторождений сырья для изоляторной промышленности в Узбекистане и по исследованию перенапряжений в генераторах.

С 1945 г. по настоящее время А. М. Залесский руководит кафедрой электрических аппаратов Ленинградского политехнического института.

Ему принадлежит более 150 научных работ по вопросам изоляции, передачи электрической энергии, электрической дуги, нагрева аппаратов и др. Большинство из этих работ представляет большую научную ценность. Книжки «Масляные выключатели», «Электрические аппараты высокого напряжения»,



«Изоляция аппаратов высокого напряжения», «Электрическая дуга отключения», «Тепловые расчеты электрических аппаратов» и другие являются ценными учебными пособиями и широко используются при инженерных расчетах электрических аппаратов.

А. М. Залесский тесно связан с промышленными предприятиями и руководит важными научно-исследовательскими работами в области высоковольтной аппаратуры.

В течение многих лет он является членом редколлегии журнала «Электричество».

За более чем 45-летнюю педагогическую и инженерно-научную деятельность А. М. Залесский воспитал большое количество инженеров и научных работников, успешно работающих на предприятиях нашей Родины и за рубежом.

За плодотворную педагогическую и инженерно-научную деятельность А. М. Залесский награжден орденом Ленина и медалями. В 1966 г. ему присвоено звание Заслуженного деятеля науки и техники.

Редакция и редколлегия журнала «Электричество»

Группа товарищей

Профессор И. Д. УРУСОВ

(К 60-летию со дня рождения)

Доктору технических наук, профессору Урусову Измаилу Джанхотовичу — видному специалисту в области электрических машин, заместителю директора Истринского филиала ВНИИЭМ по научной работе — исполнилось 60 лет.

Свою инженерную и научную деятельность он начал на заводе «Электросила» им. С. М. Кирова, где работал конструктором, старшим инженером испытательной станции, начальником бюро механических расчетов.

Во время Великой Отечественной войны Измаил Джанхотович с группой специалистов завода «Электросила» был направлен в Свердловск на завод «Уралэлектроаппарат». Здесь он продолжал работать и после войны заместителем главного конструктора завода и одновременно доцентом кафедры электрических машин Уральского политехнического института. Измаил Джанхотович награжден Советским правительством медалью «За доблестный труд в Великой Отечественной войне».

С 1951 г. И. Д. Урусов работал заместителем главного конструктора одного из заводов электротехнической промышленности и начальником проблемной лаборатории института электро-



механики АН СССР; в 1961 г. он переходит в Истринский филиал ВНИИЭМ.

Измаил Джанхотович является членом научно-технических советов ряда

научно-исследовательских институтов, а также членом Научного Совета АН СССР по прямому преобразованию тепловой энергии в электрическую и Научно-технического совета Министерства электротехнической промышленности.

Более 50 научных трудов и изобретений И. Д. Урусова по электрическим машинам, физическому моделированию энергосистем и МГД-преобразованию известно не только в СССР, но и за рубежом. В них исследуются деформации и собственные колебания статоров электрических машин, предлагаются простые инженерные методы расчетов и экспериментальных исследований асинхронных и колебательных характеристик синхронных машин. За работы по проектированию серий крупных машин переменного тока и систем возбуждения он удостоен большой серебряной медали ВДНХ. Много труда вложил И. Д. Урусов в дело подготовки молодых кадров расчетчиков, исследователей, ученых. Он проводит также большую общественную работу.

Желаем Измаилу Джанхотовичу крепкого здоровья, дальнейших творческих успехов и долгих лет плодотворной деятельности.

Министерство электротехнической промышленности
Всесоюзный научно-исследовательский институт электромеханики
Ленинградское электромашиностроительное объединение «Электросила»

Институт электромеханики (Ленинград)
Завод «Уралэлектротяжмаш» им. В. И. Ленина
Уральский политехнический институт им. С. М. Кирова
Отделение физико-технических проблем энергетики АН СССР

ДИССЕРТАЦИИ¹

НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ КАНДИДАТА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

Московский энергетический институт

В. И. Ильин защитил 17 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Ограничение тока прокатного двигателя блюминга». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. П. Кунницкий и к. т. н. А. Г. Мирер.

В работе исследованы условия работы регуляторов тока до и выше основной скорости двигателя и выяснены требования к системам ограничения тока; жесткие обратные связи с отсечкой по току якоря в системах управления напряжением и возбуждением прокатного двигателя; возможности увеличения коэффициентов обратной связи по току якоря в системах управления напряжением и возбуждением двигателя.

Разработаны рациональные принципы ограничения тока якоря до и выше основной скорости двигателя с целью снижения статизма регулирования до нуля; разработанные регуляторы тока испытаны на действующем стане.

В приложении дана математическая модель системы управления полем прокатного двигателя блюминга № 2 ЧМЗ; отражено математическое моделирование цепи *RLC*, включенной на напряжение генератора; получены передаточные функции и частотные характеристики линеаризованной для приращений системы управления полем прокатного двигателя.

И. И. Бобров защитил 17 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Разработка и исследование полупроводниковых синхронизирующих устройств». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Л. Фабрикант; д. т. н., проф. Ф. Е. Темников и к. т. н., доц. Е. Л. Львов.

В диссертации рассматриваются некоторые вопросы применения импульсных устройств при автоматизации энергетических систем. В результате работ, выполненных автором в последние несколько лет, создан ряд приборов и устройств, в основе которых лежат импульсные устройства на полупроводниковых приборах, таких, как устройство для измерения и осциллографирования угла выбега ротора синхронных машин; вольтамперфазометр ВАФ-ЗП; указатель скользящего на остаточное напряжение, устройство для самосинхронизации; автоматический синхронизатор с постоянным временем опережения и наконец, универсальный синхронизатор (для точной синхронизации и самосинхронизации).

Р. П. Герасимьяк защитил 14 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Электроприводы переменного тока крановых механизмов подъема». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. М. Соколов и к. т. н., доц. Б. Ф. Токарев.

Диссертация посвящена разработке конкретных рекомендаций по применению систем электропривода переменного тока для крановых механизмов подъема. Приведены теоретические и экспериментальные исследования по уточнению требований к электроприводу: установлению необходимого диапазона регулирования скорости, методике определения минимальных статических моментов, способом вычисления допустимых тормозных моментов и влиянию переходных электромагнитных моментов двигателя на перегрузки элементов механизма. Предлагается классификация механизмов подъема по виду и количеству регулировочных и переходных механических характеристик.

Сделан сравнительный анализ известных систем электропривода, которые могут применяться для крановых меха-

низмов подъема, а также проведены дополнительные исследования, уточняющие возможности использования ряда систем для привода механизмов подъема. Приводятся результаты некоторых исследований предлагаемой относительно простой обратной связи по напряжению ротора, которая может применяться в том случае, когда в одну фазу статора вводится регулируемый дроссель.

В работе даются рекомендации по электроприводам механизмов подъема кранов, выпускаемых нашей промышленностью и питающихся от сети переменного тока (мостовые и козловые краны, порталные перегрузочные и монтажные краны, башенные строительные краны и др.).

Л. Б. Масандилов защитил 11 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Исследование электромагнитных переходных процессов в асинхронном электроприводе». Официальные оппоненты: д. т. н. Н. Н. Дружинин, и к. т. н., доц. Л. П. Петров.

В первой главе выводятся дифференциальные уравнения асинхронной машины и рассматриваются некоторые вопросы анализа этих уравнений, в частности, вопрос об инвариантности фазы включения напряжения сети. Во второй главе излагаются теория работы и методика расчета конструктивных параметров тензометрического акселерометра и устройства для измерения момента инерции тел вращения. В третьей главе приводятся основные результаты экспериментальных исследований электромагнитных переходных процессов в асинхронных машинах различных серий: единой серии А, крановой серии МТК и двухскоростных машин серии МАП. В четвертой главе анализируется влияние незатухшего поля на электромагнитные переходные процессы асинхронного двигателя в разных режимах его работы, выводятся выражения для э. д. с. от незатухшего поля и начальные условия для дифференциальных уравнений переходных процессов двигателя с незатухшим полем. Пятая глава посвящена вопросам моделирования. В шестой главе излагаются инженерные методы расчета, позволяющие достаточно просто вычислять максимальные броски переходных моментов асинхронной машины. В приложении даются численные примеры по излагаемым в различных главах методикам расчета.

Г. П. Долаберидзе защитил 18 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Преобразование частоты на электровазах постоянно-многофазного тока с рекуперацией энергии». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Д. Э. Брускин и к. т. н. О. А. Некрасов.

На основании проведенной теоретической и экспериментальной работы можно сделать следующие основные выводы:

Наиболее совершенной системой электрической тяги следует признать систему, сочетающую электроснабжение постоянным током высокого напряжения (6 и более кВ) с возможностью применения в качестве тяговых двигателей многофазных бесколлекторных машин.

Совершенствование ионных вентилях и бурное развитие тиристоров позволяют в настоящее время создать преобразователь для систем тяги постоянно-многофазного тока.

В качестве тяговых двигателей при системе постоянно-многофазного тока можно использовать как асинхронные, так и синхронные машины.

Системы преобразования постоянного тока в многофазный регулируемый частоты с инвертором и ПЧ можно разделить на две основные группы: с высоко- и низкочастотными силовыми трансформаторами. В первом случае лучше используется силовое оборудование и успешнее решаются вопросы тягового режима. Эти схемы следует использовать при создании электровазов без рекуперации. Схемы с низкочастотными

¹ С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке имени Ленина и в библиотеках соответствующих институтов.

трансформаторами позволяют легко осуществить рекуперацию при синхронных двигателях.

Для управления звеном преобразования частоты следует использовать схемы, работа которых основана на принципе сравнения напряжений. Для силовых схем с малым количеством вентилей элементы сравнения в схеме управления можно выполнять на триггерах. Для многосигнальных схем целесообразно использовать элементы сравнения на диодных ключах или диодно-регенеративного типа.

Л. Д. Кочураев защитил 18 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Исследование эксплуатационной надежности электрических аппаратов электровозов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. П. Исаев, и к. ф.-м. н., доц. И. А. Брин.

Разработан практический метод исследования надежности аппаратов электровозов в эксплуатации. Установлено, что надежность аппаратов описывается законом Вейбулла, найдены параметры закона для различных типов аппаратов, т. е. законы надежности различных аппаратов. Предложены формулы для применения метода последовательного критерия отношения вероятностей, позволяющего сократить объем исследований, необходимый для определения надежности. Предложен метод структурного анализа и расчета надежности на стадии проектирования, использующий среднестатистические данные. Проводится способ определения количества внеплановых ремонтов по количеству отказов. Для снижения количества отказов в эксплуатации предложено внедрение тренировочных режимов аппаратов при контрольных испытаниях. Предложены нормы надежности аппаратов.

А. Ф. Березовский защитил 11 марта 1966 г. диссертацию на тему «Реле сопротивления с подмагничиванием и улучшение расчета нелинейных электрических цепей со сталью». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Д. Дроздов и проф. Г. В. Зевеке.

Рассмотрены и проанализированы следующие вопросы: реле сопротивления с подмагничиванием; улучшение методов расчета нелинейных электрических цепей со сталью; графоаналитический расчет токов короткого замыкания и выбор уставок простых релейных защит; приближенное аналитическое сложение комплексов; о векторном графике и об итерационном определении первой гармоники периодического тока в цепи с насыщенной сталью; о расчете периодических процессов в нелинейных цепях способом итерации с усреднением; расчет переходных процессов в сложных цепях с несколькими нелинейными элементами.

Институт электромеханики при Госплане СССР

Г. Я. Шнейдер защитил 27 января 1966 г. диссертацию на тему «Индикация повреждений изоляции при импульсных испытаниях трансформаторов». Официальные оппоненты: д. т. н., чл.-корр. АН СССР Г. Н. Петров и к. т. н., доц. Г. С. Кучинский.

Исследованы колебательные процессы в обмотках трансформаторов, возникающие при пробое продольной изоляции. Предложен метод расчета высокочастотных искажений, вызванных разрядом емкости поврежденного участка в момент пробоя. Рассмотрены основные уравнения, описывающие колебания в обмотке при коротком замыкании небольшого участка. Выведены уравнения для определения в этом случае частот свободных колебаний. Установлено экспериментально и доказано теоретически, что колебания в обмотке при коротких замыканиях участков, расположенных симметрично относительно середины обмотки, одинаковы.

Предложены наиболее целесообразные схемы дефектографирования при испытаниях многокатушечных обмоток. Исследованы экспериментально схемы дефектографирования для слоев обмоток, в том числе для каскадных трансформаторов напряжения; по результатам исследования выбраны наилучшие схемы. Разработаны способы повышения чувствительности схем. Чувствительность к высокочастотным искажениям увеличивается с помощью резонансных контуров и фильтров, настроенных на частоту искажений. Предложены простые формулы для расчета амплитуд дефектограмм. Рассмотрены частотные характеристики схем съемки дефектограмм, показано их влияние на чувствительность. Разработан способ имитации пробоя с помощью тиратрона и схема устройства, работающего по этому принципу.

Объединенный ученый совет Всесоюзного научно-исследовательского института электрификации сельского хозяйства (ВИЭСХ) и Всесоюзного научно-исследовательского института механизации сельского хозяйства (ВИМ)

Н. Н. Сырых защитил 12 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Исследование качества напряжения в сельских распределительных сетях в связи с их технико-экономическими показателями». Официальные оппоненты: д. т. н., академик ВАСХНИЛ И. А. Будзко и к. т. н. доц. Л. А. Солдаткина.

В диссертации с учетом вероятностно-статистической основы режимов напряжения разработана методика количественного анализа уровней напряжения в распределительных сетях, позволяющая оценивать качество напряжения при решении большинства задач планирования, проектирования и эксплуатации электрических сетей. Обоснованы основные параметры статической модели сельской распределительной сети — законы пространственных распределений потерь напряжения в сетях 10 и 0,38 кВ. Установлено, что при выборе сечений проводов по экономическим нагрузкам улучшается качество напряжения у тех потребителей, которые потребляют большую мощность (энергию) и, таким образом, снижается суммарный ущерб, наносимый потребителям ухудшением качества напряжения.

На основе экспериментального исследования качества напряжения в сельских сетях с осветительно-бытовой нагрузкой установлен практически нормальный характер распределений отклонений напряжения во времени при суточных изменениях режимов электропотребления. В диссертации показано, что сечения проводов в воздушных линиях 10 и 0,38 кВ должны выбираться по экономическим нагрузкам, рекомендованным ВИЭСХ. Это обеспечивает минимум народнохозяйственных затрат на сооружение и эксплуатацию сельских линий и снижает суммарный ущерб, наносимый потребителям при отклонении напряжения от номинального значения.

С помощью вероятностно-статистических оценок качества напряжения в работе определена эффективность дробления ступеней регулировочных ответвлений трансформаторов 10/0,4 кВ.

Разработанные в диссертации программы для расчета сельских воздушных линий 10 кВ и обработки статистических данных на ЭВМ «Минск-1», позволили резко сократить затраты труда и времени при решении задач настоящего исследования, одновременно повысив точность расчетов.

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

В. С. Богрый защитил 1 марта 1966 г. диссертацию на тему «Исследование выпрямителей, регулируемых тиристорами на стороне переменного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. Л. Каганов и к. т. н. А. А. Сакович.

В работе исследованы физические процессы в выпрямителях, регулируемых тиристорами на стороне переменного тока, выявлены достоинства и недостатки таких выпрямителей и определены области их применения; указаны принципы и схемы управления, позволяющие ликвидировать недостатки. Выведены расчетные формулы, составлены таблицы, построены графики для расчета и проектирования выпрямителей рассматриваемого класса; проведена экспериментальная проверка результатов анализа.

Московский институт инженеров железнодорожного транспорта

В. Г. Бежанов защитил 15 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Некоторые теоретические и экспериментальные результаты дополнительного исследования коммутации в коллекторных машинах постоянного тока». Официальные оппоненты: проф. В. Е. Доценко и к. т. н. Д. Д. Захарченко.

Дано описание физической сущности коммутационного процесса с позиций общей теоретической электротехники. Подробно теоретически рассматривается электромагнитный механизм возникновения и компенсации полной реактивной э. д. с. по ее составляющим; весьма подробно рассматрива-

ется э. д. с. от поля поверхности якоря, наименее «известная» в инженерной практике. Подробно анализируются многочисленные данные оригинальных экспериментов.

Один из разделов диссертации (четвертый) посвящен экспериментальному описанию и теоретическому анализу «внутрикатушечных» трансформаторных взаимодействий одно- временно коммутируемых секций.

Рассматриваются некоторые практические рекомендации к инженерному расчету коммутации; помещена сводная таблица соответствующих данных типичных мощных машин постоянного тока общепромышленного назначения и тяговых двигателей, надежно работающих в эксплуатации. Описывается спроектированная и построенная автором вместе с инж. И. Л. Винниковым экспериментальная установка.

Всесоюзный научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта

А. Р. Сумин защитил 24 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Исследование защиты подземных кабелей от гальванического влияния тяговых сетей переменного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. И. Михайлов и к. т. н. И. М. Ершов.

Исследованы электрические и тепловые параметры защитных покровов кабелей связи при переменном токе и определен диапазон переходных сопротивлений «оболочка — земля» в различных грунтах. Исследована теоретически и экспериментально нагрузочная способность защитных покровов кабелей связи. Разработана методика расчета распространения волн тока и напряжения в оболочках кабелей при их соединении с рельсами тяговой сети или цепью отсоса как для нормального режима работы тяговой сети, так и для режима короткого замыкания.

Экспериментально-теоретические исследования разности потенциалов между оболочкой кабеля ответвления и рельсами тяговой сети (цепью отсоса), а также исследования вынесенных потенциалов цепи отсоса, показали необходимость разработки специальных мероприятий по снижению потенциалов рельсов и цепи отсоса тяговой подстанции.

Ю. А. Рунов защитил 28 января 1966 г. диссертацию на тему «Исследование магнитной системы тяговых электродвигателей с точки зрения потенциальных условий на коллекторе». Официальные оппоненты: д. т. н. М. Д. Находкин и к. т. н. С. А. Громов.

В диссертации рассмотрены следующие вопросы: методы расчетов и исследования магнитной системы электрических машин постоянного тока; экспериментальное исследование магнитного поля электрических машин постоянного тока; потенциальные условия на коллекторе тягового электродвигателя в установившемся режиме и при переходных процессах; переходные процессы.

Наиболее эффективным средством улучшения потенциальных условий и регулировочных свойств двигателя является применение компенсационной обмотки. Применение компенсационной обмотки приводит не только к улучшению потенциальных условий на коллекторе и регулировочных свойств тягового двигателя, но и к уменьшению расхода меди, изоляции и т. д. Теоретические и экспериментальные исследования показывают, а опыт эксплуатации подтверждает, что пропуск зажигания вентилей, пульсации тока и напряжения, а также боксование колесных пар при параллельно включенных тяговых двигателях не приводят к сколь-нибудь существенным ухудшениям потенциальных условий и, как факторы, увеличивающие аварийность тяговых двигателей, могут не учитываться.

Разработанные автором аналитические, графические и графо-аналитические методы расчетов распределения индукции по всей окружности якоря и, соответственно, межламельных э. д. с. по окружности коллектора позволяют с достаточной для практики точностью рассчитывать как установившийся, так и переходный режим и могут быть рекомендованы для практического использования при проектировании и исследовании электрических машин постоянного тока.

Всесоюзный научно-исследовательский институт метрологии им. Д. И. Менделеева

И. В. Хахамов защитил 22 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Исследование методов оценки погрешностей трансформаторов тока высокой точности при звуковых частотах». Официальные оппоненты: д. т. н. С. В. Горбачев и к. т. н. Д. И. Зорин.

Предложена, сконструирована и исследована измерительная цепь для поверки трансформаторов тока при повышенных частотах (до 10 кГц), в которой благодаря возможности регулирования межобмоточного напряжения сравниваемых трансформаторов резко снижено влияние межобмоточных токов утечек. Тем самым существенно уменьшен один из основных источников погрешностей на повышенной частоте. Исследован метод автономной поверки трансформаторов тока с многосекционными первичными обмотками. Исследована возможность повышения номинальных коэффициентов трансформации автономно поверяемых трансформаторов тока путем создания таких трансформаторов с многосекционной вторичной обмоткой.

Повышена точность оценки погрешностей образцовых трансформаторов тока на один порядок величины на частоте 50 Гц и в диапазоне частот 5–10 кГц, и на два порядка в диапазоне 400–2500 Гц. Рассмотрены пути дальнейшего повышения точности методов поверки трансформаторов тока и расширения частотного диапазона применения этих методов.



В. А. Привезенцев, И. И. Гроднев, С. Д. Холодный и И. Б. Рязанов

ОСНОВЫ КАБЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

Учебное пособие для высших технических учебных заведений

Под общ. ред. В. А. Привезенцева

464 стр., ц. 1 р. 09 к. в переплете. Изд-во «Энергия», 1967

Для успешного решения задач, выдвигаемых на современном этапе развития электротехнической промышленности, непрерывно расширяются производство и номенклатура кабельных изделий, в широком плане проводятся научно-исследовательские и конструкторские работы с целью создания новых видов силовоточных кабелей, кабелей связи, различных видов обмоточных и эмальпроводов.

Кроме того, в последнее время с появлением новых изоляционных материалов произошли существенные изменения как в конструкции, так и в технологии изготовления кабелей и проводов.

В связи с этим рецензируемая книга представляет значительный вклад в изучение теории конструирования и в особенности технологии изготовления кабелей и проводов, свойств применяемых материалов, а также электромагнитных процессов в кабелях.

Книга состоит из одиннадцати глав и является учебным пособием для студентов электротехнических и энергетических вузов, специализирующихся по вопросам «Кабельной техники» и «Электроизоляционных материалов», которым этот курс читается в ряде наших высших технических учебных заведений.

В гл. 1 даны классификация и характеристики основных видов кабельных изделий, которые выпускаются отечественной кабельной промышленностью в настоящее время. Справочный материал, приведенный в этой главе как в описаниях, так и в виде таблиц, вполне достаточен для ясного представления о конструкции силовых кабелей, кабелей и проводов с резиновой и пластмассовой изоляцией, кабелей связи и обмоточных проводов. Сведения о зарубежных кабельных изделиях приведены в соответствующих главах.

Главы 2 и 3 посвящены рассмотрению электрических и тепловых расчетов кабелей. Они охватывают основные методы электрического и теплового расчетов кабелей переменного и постоянного токов, описание магнитного поля кабеля и метод расчета потерь в металлических оболочках. Рассматриваются также вопросы нагрева и охлаждения кабелей, дается методика расчета допустимого тока нагрузки. Следует отметить удачное изложение материала, проведение аналогии между электрическим и тепловым полями с применением соответствующих уравнений. К сожалению, часть материала этих глав написана чрезмерно сжато и конспективно. В особенности это относится к последнему па-

раграфу гл. 2 «Потери в металлических оболочках кабеля», вторая половина которого написана без должной интерпретации формул (2-88) и (2-93). Не приводится пример расчета потерь в металлических оболочках кабелей. То же самое замечание можно сделать и в отношении некоторых параграфов гл. 3, где очень скупо дается объяснение явлений и приводится мало экспериментальных данных.

В гл. 3—7 даны основы теории и описание технологии скрутки токопроводящих жил, изолирования, сушки и пропитки, наложения кабельных оболочек и защитных покровов силовых кабелей. Большим достоинством этих глав является то, что в них неразрывно и совместно рассматриваются как теоретические положения, так и вопросы технологии изготовления силовых кабелей. Кроме того, в них четко и доходчиво описаны основные технологические процессы, что дает читателю ясное представление о технологии и оборудовании для изготовления силовых кабелей.

Глава 8 посвящена кабелям и проводам с резиновой изоляцией. В ней приведены электроизоляционные и физико-механические характеристики пластмасс и резин, применяемых в кабельной промышленности, описаны технология производства кабелей и проводов с этими видами изоляции и применяемое технологическое оборудование.

В этой главе уделено большое внимание теоретическим основам наложения изоляции оболочек на червячных прессах. Выведенные уравнения позволяют качественно установить влияние различных факторов на производительность червячных прессов и наметить пути ее повышения при конструировании.

Желательно было бы привести примеры или экспериментальные данные, подтверждающие достоверность выведенных уравнений (8-22) и (8-30).

В гл. 9 приводятся основные теоретические положения передачи по кабелям связи, рассматриваются вопросы взаимного влияния между кабельными цепями и подробно описываются конструкции коаксиальных кабелей связи и радиочастотных кабелей. Содержание этой главы в основном соответствует отечественным и отчасти зарубежным достижениям этой отрасли кабельной техники. Однако следует отметить, что вместо изложения некоторых общеизвестных положений теории связи, приведенных в соответствующих учебниках, было бы полезно включить вопросы, связанные с теорией конструирования и технологией изготовления кабелей связи.

Ведь книга должна охватывать, судя по ее названию, именно основы кабельной техники.

В гл. 10 рассмотрены основные вопросы теории и технологии производства обмоточных проводов с эмалевой и волокнистой изоляцией. В этой главе авторы, по-видимому, из-за ограниченности объема книги не привели сведений о жаростойких, высокочастотных, транспонированных и других обмоточных проводах, находящихся в настоящее время применение в электромашиностроении.

Последняя гл. II посвящена основным методам испытания кабельных изделий.

Помимо опечаток, приведенных в конце книги, можно отметить еще ряд неточностей, в частности, в § 9-3 и др.

Однако сделанные замечания отнюдь не умаляют достоинств книги. Она может служить настольной книгой для специалистов данной отрасли. Заслугой авторов, несомненно, является также четкость и ясность стиля изложения. Она будет полезна не только студентам, изучающим курс «Основы кабельной техники», но и всем инженерно-техническим и научным работникам, занимающимся вопросами современной кабельной техники.

По всей вероятности через некоторое время потребуются переиздание рецензируемой книги. В связи с этим целесообразно было бы предварительно пересмотреть программу указанного курса и несколько видоизменить объемы отдельных глав книги.

С нашей точки зрения было бы целесообразным расширить объемы гл. 2 и 3, устранив конспективность некоторых мест.

Кроме того, целесообразно дополнить эти главы основными положениями механического и электрического расчетов геофизических кабелей, дать примеры электрического и теплового расчетов силовых кабелей на напряжения 10 и 35 кВ и уделить должное внимание электрическому и тепловому расчетам высоковольтных кабельных муфт.

Желательно расширить теоретическую часть гл. 8 за счет некоторого сокращения первых двух параграфов, в которых описываются общие свойства кабельных пластмасс и изоляционных резин. Следует также в дальнейшем углубить изложение теоретических основ технологических процессов за счет некоторого сокращения описательной части этих глав.

Крайне желательно включить в главу по обмоточным проводам элементы теории конструирования транспонированных и высокочастотных обмоточных проводов и уделить внимание технологии их изготовления. Здесь же было бы целесообразным привести некоторые сведения о передовом зарубежном технологическом оборудовании.

Разделы по кабелям связи целесообразно в данной книге сократить и изложить более систематично.

В заключение следует еще раз подчеркнуть, что с выходом в свет книги «Основы кабельной техники» наша литература по кабельной технике обогатилась ценным трудом. По нашему мнению, она могла бы уже в настоящей

редакции иметь гриф учебника, а не учебного пособия.

Рецензия рассмотрена и одобрена на заседании секции по кабельно-изоляционной технике НТС ВНИИЭМ.

Канд. техн. наук, доц. М. М. Маркосян
и канд. техн. наук Ж. М. Мирзабекян



УДК 538.311:621.371

В. М. Лавров

ТЕОРИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПОЛЯ И ОСНОВЫ РАСПРОСТРАНЕНИЯ РАДИОВОЛН

368 стр., ц. 91 коп. Изд-во «Связь», 1964

Книга В. М. Лаврова «Теория электромагнитного поля и основы распространения радиоволн» отличается ясностью изложения, интересным и оригинальным освещением основных положений электродинамики и хорошо продуманными историко-философскими отступлениями. Весь материал, нужный для основательного усвоения основ теории электромагнитного поля и главнейших ее приложений к вопросам распространения радиоволн, изложен в относительно небольшом объеме 23 печатных листов.

Изложение основного материала автор предваряет вводной главой, где формулирует и объясняет определение основных понятий электродинамики в духе диалектического материализма и, приводя краткие исторические сведения, показывает развитие и утверждение материалистических взглядов на электромагнитное поле. Известное определение электромагнитного поля как особой формы материи, данное в терминологии Комитета технической терминологии АН СССР, получает в этой главе отчетливое объяснение.

В книге весь материал по статическим и стационарным полям сведен в первую часть («Стационарное электромагнитное поле»), составляющей лишь 20% объема книги. В этом разделе автор с достаточной подробностью развивает дифференциальные формы уравнений электростатики. Однако изложение метода зеркальных изображений, пожалуй, слишком сокращено. Автор правильно делает, лишь объясняя теорему единственности и существования решения уравнения Лапласа (§ 8), относя полный вывод этих теорем в раздел волновых процессов (§ 56). Всю эту часть было бы необходимо иллюстрировать решенными задачами по расчету стационарных полей с привлечением сферических и цилиндрических функций.

Вторая часть курса («Квазистационарное электромагнитное поле») начинается с обобщения понятия об электрическом токе и формулировки, обосновывающей уравнения Максвелла. В этом разделе автор детально обсуждает явление тока смещения. Ценными являются рассуждения о физическом смысле математических преобразований (§ 27 и 28) уравнений электродинамики. Автор дает эти рассуждения в духе материалистической гносеологии.

Третья часть («Нестационарное электромагнитное поле») начинается с обзора истории открытий явлений излучения и распространения радиоволн и изобретения А. С. Поповым радиосвязи. Затем формулируется и обсуждается полная система уравнения Максвелла. Автор с большой отчетливостью выясняет взаимосвязь электрического и магнитного полей и, рассматривая правило Ленца, показывает «внутреннюю диалектику» электромагнитного процесса. Цитаты из сочине-

ний В. И. Ленина иллюстрируются примерами. Этот раздел (гл. IV и V) в принципиальном отношении является важнейшим в книге.

В современной теории радиоантенн большую роль играет принцип двойственности (правило Бабинне). Этот принцип вводится при интегрировании уравнений Максвелла (§ 44) и удачно применяется для расчета поля магнитного диполя (§ 57). В упрек автору можно поставить недостаток иллюстрирующих примеров.

Наиболее объемной является четвертая часть книги («Распространение, излучение и передача электромагнитных волн»), посвященная приложению уравнений электродинамики и решению основных задач радиотехники. Эти вопросы изложены достаточно подробно и отчетливо. Можно лишь отметить, что автору вряд ли стоило так часто применять вектор Герца при расчетах. В ряде случаев проще обходится электродинамическими потенциалами.

В соответствии с современными программами по технической электродинамике следовало бы расширить разделы о передаче мощности в волноводах, расчете затухания в них, вычислениях к. п. д. В разделе, где рассматриваются объемные резонаторы, было бы желательно иметь расчет их добротности. И, конечно, недостатком является отсутствие главы о замедляющих системах или хотя бы основных понятий о распространении радиоволн в анизотропных средах. Можно сделать также ряд мелких замечаний, например, целесообразно более широко применять принцип двойственности, совместить § 53, где говорится о комплексном векторе Пойнтинга, с § 46, где излагается теория этого вектора, сократить изложение в гл. V, посвященной расчету сил в магнитном поле, значительно сократить изложение закона полного тока (§ 20). Однако эти замечания не снижают ценности книги.

В заключение отметим, что книга В. М. Лаврова является единственной в обширной научной литературе по электродинамике, где подробно и обоснованно излагаются принципиальные вопросы электродинамики на основе диалектического материализма. К сожалению, книга выпущена тиражом всего в 12 000 экземпляров и была распродана в несколько дней.

Ее следовало бы переиздать значительно большим тиражом, несколько увеличив объем и добавив разделы, указанные в рецензии.

Доктор техн. наук, проф. П. К. Ощепков,
Председатель секции физики Московского общества
испытателей природы Л. А. Дружинин



НОВЫЕ КНИГИ

издательства «ЭНЕРГИЯ»

Ильинский Н. Ф. и Терехов В. М., **Вопросы по общему курсу электропривода**, Под ред. М. Г. Чиликина, М., 1967, 63 с., 16 к.

Куликовский Л. Ф. и др., **Автоматические приборы с бесконтактными компенсирующими преобразователями**, М., 1967, 128 с. (Б-ка по автоматике, Вып. 251), 44 к.

Расовский Э. И., **Электротехника в рисунках и чертежах**, Часть I, Основы электротехники, Изд. 5-е испр. и доп., М., 1967, 168 отд. табл. в папке, 5 р. 47 к.

Руководство по проектированию измерительных приборов, Пер. с англ., М., 1967, 376 с., 1 р. 90 к. в перепл.

Самсоненко С. В., **Диодные элементы и узлы электронных цифровых машин**, М., 1967, 112 с. (Б-ка по автоматике, Вып. 240), 32 к.

Чухман В. Н., **Автоматизация оперативного управления производством**, М., 1967, 328 с. 1 р. 15 к. в перепл.

Эрриот П., **Регулирование производственных процессов**, Пер. с англ., М., 1967, 480 с., 2 р. 02 к. в перепл.

ЭИКА (Энциклопедия измерений контроля и автоматизации), Вып. 8, М., 1967, 64 с., 52 к.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, Б. Б. Воронецкий, И. С. Ефремов, Л. А. Жекулин, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц (зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон К 4-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Сдано в пр-во 16/XI 1967 г.
Формат бумаги 60×90¹/₈
Т-16063

Усл. печ. л. 12
Тираж 11 037 экз.

Подписано к печати 25/XII 1967 г.
Уч.-изд. л. 14,24
Зак. 613

Московская типография № 10 Главполиграфпрома Комитета по печати при Совете Министров СССР. Шлюзовая наб., 10.

СОДЕРЖАНИЕ

А. М. Валеев — Трехфазные реле сопротивления, реагирующие на порядок чередования фаз четырех электрических величин	1	А. Н. Воронин — Применение дифференциальных связей для синтеза простых самонастраивающихся систем автоматического управления	57
Б. А. Князевский и В. С. Лившиц — О коэффициенте использования мощности промышленных электроприемников	6	Б. Л. Алиевский, А. И. Бертинов и А. Г. Шерстюк — Анализ динамики жидкометаллического контактного устройства	62
И. Ф. Кузнецов, В. Г. Каган и К. Р. Малаян — Метод измерения электрических параметров витых многопроволочных проводов воздушных линий в диапазоне высоких частот	10	Б. А. Пономарев — Использование электретов в автономных емкостных генераторах	65
Л. С. Перельман — Расчет параметров волновых каналов трехпроводных линий электропередач с горизонтальным расположением проводов на ЭЦВМ	13	В. В. Михайлов — Тариф на электрическую энергию и экономика электроэнергетики	68
В. Е. Кизеветтер и А. С. Майкопар — Влагоразрядные характеристики гирлянд линейных изоляторов	17	ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ	
Т. И. Морозова — Электрические характеристики изоляции мощных высоковольтных трансформаторов при воздействиях типа коммутационных перенапряжений	22	Л. В. Бондаревский и В. Н. Пеклер — К вопросу о схемах дистанционных защит с непрерывными датчиками сопротивления	72
В. П. Ларионов, М. А. Аронов, Е. С. Колечицкий, В. Ф. Минеин и Ю. Г. Сергеев — Электрическая прочность воздушных промежутков при переменном напряжении высокой частоты	26	Е. К. Мезин — Приближенный метод расчета рабочих характеристик асинхронного двигателя	74
Э. М. Базелян, Е. А. Садыхова и Е. Б. Филиппова — Применение мелкомасштабного геометрического моделирования для оценок вероятности поражения протяженных объектов	30	В. Л. Фабрикант — Об использовании измерения времени импульсов выпрямительных схем для получения релейных измерительных органов	77
Ю. А. Шмайн — Определение быстродействия и форсировочной способности систем возбуждения синхронных машин	33	Г. В. Грабовецкий и В. В. Семенов — Преобразователь частоты без звена постоянного тока с емкостной коммутацией	79
Л. Н. Токарев, О. Н. Климанов и В. И. Толчеев — Расчет напряжения и токов синхронного генератора с помощью уравнений Горева—Парка	36	СООБЩЕНИЯ	
Л. А. Матрюков — Электромагнитное экранирование мощных реакторов без стали	39	Г. И. Длужневский — О двух приемах записи некоторых характеристик магнитного поля	81
Э. Н. Асиновский — Многополюсные синусоидально-распределенные обмотки электрических микромашин	46	ХРОНИКА	
Н. И. Назаров — Влияние коэффициента запрессовки на электрическую прочность силового конденсатора	51	V Всесоюзное научно-техническое совещание по созданию и внедрению систем управления с применением вычислительной техники	83
Р. А. Барышникова — Устранение пульсации тяговой силы в однофазном электромагните	54	Научно-техническое совещание по электрическим двигателям малой мощности	85
		Конференция и съезд электротехников в ГДР	86
		Профессор А. М. Залесский, Профессор И. Д. Урусов	87
		Диссертации	88
		БИБЛИОГРАФИЯ	
		М. М. Маркосян и Ж. М. Мирзабекян — Книга В. А. Привезенцева, И. И. Гродиева, С. Д. Холодного и И. Б. Рязанова «Основы кабельной техники»	91
		П. К. Ощепков и Л. А. Дружинин — Книга В. М. Лаврова «Теория электромагнитного поля и основы распространения радиоволн»	92

CONTENTS

Three-phase Impedance Relays Responding to the Phase Sequence of Four Electrical Quantities — A. M. Valiev	1	How the Compression Factor Influences the Electrical Strength of Power Capacitors — N. I. Nazarov	51
On the Utilization Factor of Industrial Consumers — B. A. Kniazevski, V. S. Liwshitz	6	Eliminating Pulsations in the Traction Force of a Single-phase Electromagnet — R. A. Barishnikova	54
A Method for Measuring the Electrical Parameters of Stranded Overhead Conductors at High Frequencies — I. F. Kuznetsov, V. G. Kagan, K. R. Malayan	10	Using Differential Coupling for Synthesis of Simple Self-setting Automatic Control Systems — A. N. Voronin	57
Calculating the Parameters of Wave Channels Over Three-phase Transmission Lines with Horizontally Spaced Conductors on a Digital Computer — L. S. Perelman	13	Dynamical Analysis of a Molten-metal Contact Device — B. L. Alievski, A. I. Bertinov, A. G. Sherstiuk	62
The Moisture Discharge Characteristics of Line Insulator Strings — V. E. Kizewetter, A. S. Maikopar	17	Using Electrets in Independent Capacitance Generators — B. A. Ponomarev	65
Electrical Characteristics of Large High-voltage Transformer Insulation for Switching Surge Type Applied Voltages — T. I. Morozova	22	The Tariff for Electrical Energy and Electric Power Economics — V. V. Michailov	68
The Electrical Withstand Strength of Air Clearances for High Frequency Voltages — V. P. Larionov, M. A. Aronov, E. S. Kolechitski, V. F. Minein, U. G. Sergeyev	26	FROM OPERATING EXPERIENCE	
Employing Small-scale Geometrical Modelling for Appraising the Probability of Striking on Lengthy Objects — E. M. Bazelian, E. A. Sadiknova, E. B. Philipova	30	On Distance Relay Circuits with Continuous Impedance Transducers — L. V. Bondarevski, V. N. Pekler	72
Determining the Speed of Response and Forcing Capability of Synchronous Machine Excitation Systems — U. A. Shmain	33	An Approximate Method for Calculating the Operating Characteristics of an Induction Motor — E. K. Mezin	74
Calculating Synchronous Generator Voltage and Current Using the Gorev — Park Equations — L. N. Tokarev, O. N. Klimanov, V. I. Tolcheyev	36	On Employing Pulse Time Measurements in Rectifier Circuits for Obtaining Discriminating Relays — V. L. Fabrikant	77
Electromagnetic Shielding of Large Reactors Without Steel — L. A. Mastriukov	39	A Capacitance Switching Frequency Converter Without a D. C. Element — G. V. Grabovetski, V. V. Semenov	79
Multi-pole Sinusoidally-distributed Windings for Micro-machines — E. N. Asinovski	46	REPORTS	
		Two Ways of Recording Some Characteristics of a Magnetic Field — G. I. Dlodjnevski	81
		CHRONICLE	83
		BIBLIOGRAPHY	91

УДК 621.316.925.45

Трехфазные реле сопротивления, реагирующие на порядок чередования фаз четырех электрических величин

Валеев А. М.
«Электричество», 1968, № 1

Обосновывается возможность создания односистемного трехфазного реле сопротивления, реагирующего без переключений на двухфазные и трехфазные замыкания на новом принципе — порядке чередования векторов четырех электрических величин, полученных из напряжений и токов защищаемой линии.

Показана возможность получения реле с различными характеристиками, в том числе в виде пересекающихся окружностей.

В заключение дается пример практического осуществления одного из вариантов реле на двух магнитных элементах с прямоугольной петлей гистерезиса. Табл. 1. Илл. 7. Библ. 4.

УДК 621.311.4

О коэффициенте использования мощности промышленных электроприемников

Князевский Б. А. и Лившиц В. С.
«Электричество», 1968, № 1

Рассмотрены мало освещенные в литературе вопросы закона распределения коэффициентов использования отдельных электроприемников и групп. Выдвинуто положение о нормальном распределении групповых $K_{\text{и}}$. Обоснованы формулы для определения параметров распределения $K_{\text{и}}$ по данным обследования $K_{\text{и}}$ на фидерах, питающих группы электроприемников. Табл. 1. Библ. 4.

УДК 621.317.3

Метод измерения электрических параметров витых многопроволочных проводов воздушных линий в диапазоне высоких частот

Кузнецов Н. Ф., Каган В. Г. и Малаян К. Р.
«Электричество», 1968, № 1

Описан метод измерения электрических параметров массивных витых проводов в диапазоне частот от 60 кГц до 1 МГц. Погрешность измерений по предлагаемой методике иллюстрируется сравнением электрических параметров медного стержня диаметром 20 мм, поддающегося расчету, с экспериментальными данными. Приводятся результаты измерения ряда экспериментальных проводов и получены коэффициенты K_c для этих проводов. Табл. 1. Илл. 4. Библ. 4.

УДК 621.37

Расчет параметров волновых каналов трехпроводных линий электропередачи с горизонтальным расположением проводов на ЭЦВМ

Перельман Л. С.
«Электричество», 1968, № 1

Составлена программа расчета на ЭЦВМ постоянных распространения, отношения токов в проводах и волновых сопротивлений волновых каналов трехпроводной ЛЭП. В результате расчетов получены зависимости параметров всех волновых каналов ЛЭП 500 и 750 кВ от высоты проводов над землей, расстояния между фазами и от частоты в диапазоне 20—1 000 кГц при различных удельных сопротивлениях земли ρ_0 от 10 до 1 000 Ом·м. Приводится методика определения эквивалентной высоты проводов в полете для расчета параметров волновых каналов. Проанализирован характер зависимости указанных параметров от частоты и ρ_0 . Приведено сопоставление экспериментальных и расчетных коэффициентов затухания ЛЭП 500 кВ. Для линий, проходящих по равнинной местности, в лесной и степной полосе, экспериментальные данные лучше всего согласуются с результатами расчета параметров волновых каналов при $\rho_0 = 50\text{--}100$ Ом·м. Табл. 1. Илл. 4. Библ. 9.

УДК 621.315.624.052

Влагоразрядные характеристики гирлянд линейных изоляторов

Кизеветтер В. Е. и Майкопар А. С.
«Электричество», 1968, № 1

Приведены результаты экспериментального исследования разрядных характеристик гирлянд линейных изоляторов в условиях, соответствующих естественным загрязнениям и увлажнением туманом, росой, морозящим дождем и т. п. Показано, что влагоразрядные напряжения гирлянд длиной до 6 м пропорциональны длине гирлянды, а средние влагоразрядные напряжения вдоль пути утечки практически не зависят от общей длины пути утечки, которая в опытах достигала 10 м, а также от типа линейных тарельчатых изоляторов.

Получены вольт-секундные влагоразрядные характеристики гирлянд при приложении напряжения промышленной частоты и показано, что в условиях, соответствующих районам с незагрязненной, а также с загрязненной атмосферой влагоразрядные характеристики при малых временах воздействия лежат ниже мокроразрядных, используемых в настоящее время для оценки электрической прочности изоляции при коммутационных перенапряжениях.

Получена зависимость коэффициента упрочнения в функции частоты затухающего колебательного импульса, причем при частотах импульса 50—700 Гц влагоразрядная напряженность вдоль пути утечки равна 2—3-кратному значению таковой при длительном воздействии напряжения промышленной частоты. Табл. 1. Илл. 7. Библ. 6.

УДК 621.311.212.048.1.015.3

Электрические характеристики изоляции мощных высоковольтных трансформаторов при воздействиях типа коммутационных перенапряжений

Морозова Т. И.
«Электричество», 1968, № 1

Приводятся результаты исследования электрической прочности маслябальной изоляции при воздействиях типа коммутационных перенапряжений. Проведенные исследования показали, что электрическая прочность главной маслябальной изоляции определяется электрической прочностью ближайшей к обмотке масляного канала и зависит от ширины этого канала и системы дистанцирования прилегающего к обмотке цилиндра. Табл. 2. Илл. 4. Библ. 3.

УДК 621.3.015.5

Электрическая прочность воздушных промежутков при переменном напряжении высокой частоты

Ларионов В. П., Аронов М. А., Колечницкий Е. С., Миненн В. Ф., Сергеев Ю. Г.
«Электричество», 1968, № 1

Приведены результаты измерения разрядных характеристик промежутков шар — шар, плоскость — плоскость, острие — острие, плоскость, кольцо — кольцо при переменном напряжении частоты от 10 до 600 кГц.

Для промежутков между шарами различных диаметров при длинах меньше критических разрядные напряжения совпадают с разрядными напряжениями при частоте 50 Гц, а при длинах больше критических разрядные напряжения ниже, чем при частоте 50 Гц. Получены экспериментальная и теоретическая зависимости от частоты диапазона, которые хорошо согласуются между собой. Разрядные напряжения промежутков с резко неоднородным полем оказались значительно ниже разрядных напряжений тех же промежутков при частоте 50 Гц.

При частоте 45 кГц проверено влияние изменения давления воздуха от 150 до 760 мм рт. ст. на разрядные напряжения промежутков между шарами. Это влияние оказалось таким же, как и при частоте 50 Гц. Илл. 5. Библ. 6.

УДК 621.315.1 : 551.594.221

Применение мелкомасштабного геометрического моделирования для оценок вероятности поражения протяженных объектов

Базелян Э. М., Садыхова Е. А., Филиппова Е. Б.
«Электричество», 1968, № 1

Исследованием геометрических моделей молниеотводов показана слабая зависимость величины отношения эквивалентных радиусов для линии и стержня от размеров моделей и параметров волны напряжения. Результаты исследования использованы в разработке методики пересчета, позволяющей определить число ударов молнии в протяженные сооружения по известной статистике поражения стержневых объектов. Табл. 1. Илл. 5. Библ. 7.

УДК 621.313.32:621.3.013.8

Определение быстродействия и форсировочной способности систем возбуждения синхронных машин.

Ю. А. Шм ай н, «Электричество», 1968, № 1

В связи с появлением новых быстродействующих систем возбуждения старый способ определения быстродействия за время 0,5 сек стал неэффективным. Предложен новый способ оценки быстродействия и форсировочной способности. Определены условия, при которых старый и новый способы дают одинаковые результаты. Показано, что для возбудителей с большой постоянной времени оба способа дают близкие результаты, для быстродействующих же систем возбуждения новый способ оценки быстродействия дает результат значительно более соответствующий физической картине процесса, чем старый способ. Илл. 3. Библ. 2.

УДК 621.318.433.013.001.24

Электромагнитное экранирование мощных реакторов без стали

Мастрюков Л. А.
«Электричество», 1968, № 1

В мощных реакторах без стали электромагнитные экраны оказывают существенное влияние на технические характеристики реактора. Расчет реактора, как системы индуктивно связанных контуров, методами теории электрических цепей, приводит к значительным погрешностям, в особенности при определении потерь и распределения вихревых токов в экранах.

Осуществляется метод расчета реактора на основе прямого решения уравнений поля. Предложены две расчетные схемы реактора и соответственно получены два выражения поля в форме ряда гармонических функций, которые позволяют найти все технические характеристики реактора с любой степенью точности.

Приведенные формулы потерь и распределения вихревых токов в экранах удобны для практических расчетов ввиду быстрой сходимости ряда и хорошо согласуются с экспериментом. На основании анализа этих формул сделан ряд важных практических рекомендаций.

Предложен метод расчета оптимальной толщины экрана в зависимости от эффективности (по потерям) плотности тока на их поверхности. Показано, что экономичнее выполнять экраны из алюминия. Табл. 2. Библ. 9. Илл. 4.

Расчет напряжения и токов синхронного генератора с помощью уравнений Горева—Парка

Токарев Л. Н., Климанов О. Н., Толеев В. И.

«Электричество», 1968, № 1

Для получения уравнений замкнутой системы генератор — нагрузка авторы приводят уравнения активно-индуктивной нагрузки в осях d , q , 0 , которые в сочетании с уравнениями синхронного генератора в этих же осях позволяют исследовать переходные процессы (при сбросе и набросе нагрузки).

Приводятся уравнения токов и напряжений синхронного генератора в осях d , q , 0 с учетом демпферных контуров, но без учета апериодической составляющей переходного процесса синхронного генератора. На основе полученных уравнений выведены расчетные формулы токов и напряжений, по которым выполнен конкретный расчет, хорошо согласующийся с результатом эксперимента. Илл. 5. Библ. 1.

УДК 621.313.334 : 654.94

Многополюсные синусоидально-распределенные обмотки электрических микромаши

Асиновский Э. Н.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматривается влияние геометрии магнитопровода на параметры многополюсных синусоидально-распределенных обмоток электрических микромаши. Говорится о законе распределения полных токов пазов по расточке ротора (статора), обеспечивающем максимальное подавление всех гармоник номеров $p \neq r$ (r — число пар полюсов машины). Выведена формула для подсчета эффективных витков обмотки.

Рассмотрены также вопросы обеспечения идентичности параметров многофазных синусоидально-распределенных обмоток на магнитопроводах с относительно малыми числами пазов. Библ. 9.

УДК 621.319.4 : 621.315.614.6.015.5

Влияние коэффициента запрессовки на электрическую прочность силового конденсатора

Назаров Н. И.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматривается кратковременная электрическая прочность (ЭП) бумажно-масляного конденсаторного диэлектрика. Приводятся эмпирические формулы зависимости ЭП от толщины и температуры. Коэффициент запрессовки (k) не влияет на ЭП. При одинаковых расчетных напряжениях, в диэлектрике с большим k напряженности поля в компонентах будут выше по сравнению с диэлектриком, имеющим меньший k , что приводит к уменьшению срока службы конденсатора, диэлектрик которого имеет больший k . Табл. 1. Илл. 2. Библ. 9.

УДК 621.318.3

Устранение пульсации тяговой силы в однофазном электромагните

Барышников Р. А.

«Электричество», 1968, № 1

Приводится расчет магнитной цепи электромагнита, предложенного болгарским инж. Д. М. Христовым и даются правильные соотношения между его конструктивными параметрами, при которых устраняются пульсации тяговой силы. В статье содержатся формулы и графики, устанавливающие связь между воздушными зазорами электромагнита, отношением чисел витков обмоток и реактивным магнитным сопротивлением короткозамкнутого витка в режиме отсутствия пульсаций. Илл. 5.

УДК 621.3.014.32

Анализ динамики жидкометаллического контактного устройства

Алиевский Б. Л., Бертинов А. И., Шерстюк А. Г.

«Электричество», 1968, № 1

Проведена оценка величины допустимого тока в жидкометаллических контактных устройствах, применяемых для электрического соединения вращающихся и неподвижных частей в униполярных машинах и электротехнологических станках. Превышение этого тока может привести к вытравливанию жидкого металла из зоны контактирования под влиянием электродинамических усилий. Дана оценка величины допустимых ускорений жидкометаллического контактного устройства по различным координатным осям, учитывающая инерционные нагрузки. Решение указанных задач проведено на основании общего уравнения Навье — Стокса при некоторых упрощающих предположениях. Илл. 4. Библ. 7.

УДК 621.319.2 : 621.313.322

Использование электретов в автономных емкостных генераторах

Пономарев Б. А. «Электричество», 1968, № 1

Статья посвящена проблеме использования существующих видов электретов в качестве источника поля возбуждения емкостных генераторов.

Приведен ряд принципиальных схем простейших емкостных генераторов с возбуждением от электретов. Указано на основные преимущества таких генераторов — возможность бесщеточной работы. Дан пример бесконтактной схемы генерирования тока при использовании емкостного генератора с электретами в качестве возбудителя биполярного синхронного емкостного генератора. Приведены уравнения для тока короткого замыкания и для эквивалентного напряжения возбуждения биполярного емкостного генератора.

Показано, что при использовании керамических электретов с низкой диэлектрической проницаемостью, поляризуемых в сильных электрических полях, можно получить на выходе генератора напряжение в несколько десятков киловольт при толщине электретов, не превышающей нескольких миллиметров.

Указано на перспективность выполнения многодисковых конструкций генераторов с возбуждением от электретов при применении прогрессивных технологических методов — прямого горячего прессования, литья под давлением и т. п. Отмечена необходимость более широкого развития работ по изучению электретного эффекта у тех диэлектриков, которые могут быть использованы в качестве конструктивных материалов. Табл. 2. Илл. 3. Библ. 5.

УДК 62—50

Применение дифференциальных связей для синтеза простых самонастраивающихся систем автоматического управления

Боронин А. И. «Электричество», 1968, № 1

Предлагается способ построения самонастраивающейся системы автоматического управления объектом с изменяющимся передаточным коэффициентом, заключающийся в том, что объект охватывается дифференциальными связями с последующим нелинейным или линейным преобразованием для коррекции передаточного коэффициента регулятора в соответствии с изменениями передаточной функции объекта. Такую самонастраивающуюся систему можно рассматривать как систему дуального управления.

Реализация устройства самонастройки резко упрощается, если заменить непрерывную функциональную зависимость между коэффициентом усиления регулятора и сигналом, характеризующим передаточный коэффициент объекта регулирования, тремя квантованными по уровню значениями коэффициента усиления.

Исследование иллюстрируется примером системы автоматического регулирования толщины полосы на листопрокатных станах. Библ. 9. Илл. 5.

УДК 621.31 : 338.4

Тариф на электрическую энергию и экономика электроэнергетики

Михайлов В. В.

«Электричество», 1968, № 1

Характерной особенностью электрической энергии является неразрывность выработки и потребления ее, т. е. соответствие производства электрической энергии графику ее потребления. Это налагает особые требования к системе тарифа на электрическую энергию.

Рассмотрены известные системы тарифов на электрическую энергию и показано, какая из систем тарифа отвечает интересам народного хозяйства. Библ. 4. Илл. 1.

УДК 621.316.925

К вопросу о схемах дистанционных защит с непрерывными датчиками сопротивления

Бондаревский Л. В., Пеклер В. Н.

«Электричество», 1968, № 1

Все имеющиеся дистанционные защиты используют в настоящее время в качестве измерительных органов реле, преобразующих непрерывные параметры тока и напряжения входа в дискретные состояния выхода, что значительно уменьшает полезную информацию, поступающую с измерительных органов в логическую схему защиты.

Сложность и многообразие режимов современных энергосистем предъявляют повышенные требования к функционированию дистанционных защит, поэтому представляется целесообразным использовать в качестве измерительных органов дистанционных защит непрерывные датчики сопротивления (проводимости), позволяющих передать значительно большую информацию о параметрах режимов в энергосистеме в логическую схему защиты.

В статье рассмотрена блок-схема дистанционной защиты с такими датчиками, рассмотрены назначения отдельных органов, приводятся преимущества защит такого типа перед обычными. Илл. 1. Библ. 6.

УДК 621.313.333 : 012.7

Приближенный метод расчета рабочих характеристик асинхронного двигателя

Мезин Е. К.

«Электричество», 1968, № 1

В отличие от других известных методов расчета рабочих характеристик асинхронных двигателей предлагается метод, основанный на использовании приближенной круговой диаграммы асинхронного двигателя, хорошо знакомой из теории электрических машин. Приведенная аргументация метода является убедительной и понятной для широкого круга инженеров и студентов. Автор впервые предложил определить по каталожным данным с помощью кратности холостого хода k_0 важную величину — ток холостого хода. Табл. 1. Илл. 2. Библ. 3.

УДК 621.316.925

Об использовании измерения времени импульсов выпрямительных схем для получения релейных измерительных органов

Фабрикант В. Л.

«Электричество», 1968, № 1

Анализируется новый метод построения релейных измерительных органов, основанный на измерении времени импульсов выпрямительных схем. Доказывается, что по своим параметрам такие органы идентичны органам, полученным измерением времени совпадения. По простоте выполнения оба рассматриваемых метода примерно равноценны. Отмечается, что целесообразно освоение промышленностью обоих методов. Высказывается мнение, что из-за ряда преимуществ предпочтение следует отдать измерению времени совпадения. Табл. 1. Илл. 1. Библ. 4.

УДК 621.314.263

Преобразователь частоты без звена постоянного тока с емкостной коммутацией

Грабовецкий Г. В. и Семенов В. В.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматриваются схема и принцип действия вентильного преобразователя частоты, преобразующего трехфазное напряжение промышленной частоты в однофазное напряжение частотой 200—1000 гц. Благодаря использованию в схеме колебательного режима заряд—разряд коммутационной емкости достигается возможность обмена активной и реактивной мощностями между сетями повышенной и промышленной частоты, что обеспечивает получение весьма жесткой внешней характеристики, а также возможность рекуперации энергии в сеть без релейных вентилей обратного тока. Приводятся характеристики экспериментального образца преобразователя данного типа мощностью 10 кВА. Илл. 3. Библ. 5.

УДК 621.3.013.012

О двух приемах записи некоторых характеристик магнитного поля

Длужневский Г. И.

«Электричество», 1968, № 1

В литературе при применении системы СИ употребляются две единицы для магнитного момента ($ам^2$, $аб \cdot м$) и намагниченности ($а/м$, $аб/м^2$), что совершенно недопустимо. Показано, что физическим смыслом обладают не уравнения $B = \mu_0 H + J$, $J = \mu_0 \chi H$, $M = \rho H \sin \alpha$, а уравнения $B = \mu_0 (H + J)$, $J = \chi H$; $M = \rho B \sin \alpha$. Последнее соответствует единицы магнитного момента $ам^2$ и намагниченности $а/м$, которые и рекомендуется употреблять. Библ. 9.

Расчет напряжения и токов синхронного генератора с помощью уравнений Горева—Парка

Токарев Л. Н., Климанов О. Н., Толеев В. И.

«Электричество», 1968, № 1

Для получения уравнений замкнутой системы генератор — нагрузка авторы приводят уравнения активно-индуктивной нагрузки в осях d , q , 0 , которые в сочетании с уравнениями синхронного генератора в этих же осях позволяют исследовать переходные процессы (при сбросе и набросе нагрузки).

Приводятся уравнения токов и напряжений синхронного генератора в осях d , q , 0 с учетом демпферных контуров, но без учета апериодической составляющей переходного процесса синхронного генератора. На основе полученных уравнений выведены расчетные формулы токов и напряжений, по которым выполнен конкретный расчет, хорошо согласующийся с результатом эксперимента. Илл. 5. Библ. 1.

УДК 621.313.334 : 654.94

Многополюсные синусоидально-распределенные обмотки электрических микромашин

Асиновский Э. Н.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматривается влияние геометрии магнитопровода на параметры многополюсных синусоидально-распределенных обмоток электрических микромашин. Говорится о законе распределения полных токов пазов по расточке ротора (статора), обеспечивающем максимальное подавление всех гармоник номеров $p \neq r$ (— число пар полюсов машины). Выведена формула для подсчета эффективных витков обмотки.

Рассмотрены также вопросы обеспечения идентичности параметров многофазных синусоидально-распределенных обмоток на магнитопроводах с относительно малыми числами пазов. Библ. 9.

УДК 621.319.4 : 621.315.614.6.015.5

Влияние коэффициента заперсцовки на электрическую прочность силового конденсатора

Назаров Н. И.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматривается кратковременная электрическая прочность (ЭП) бумажно-масляного конденсаторного диэлектрика. Приводятся эмпирические формулы зависимости ЭП от толщины и температуры. Коэффициент заперсцовки (k) не влияет на ЭП. При одинаковых расчетных напряжениях, в диэлектрике с большим k напряженности поля в компонентах будут выше по сравнению с диэлектриком, имеющим меньший k , что приводит к уменьшению срока службы конденсатора, диэлектрик которого имеет больший k . Табл. 1. Илл. 2. Библ. 9.

УДК 621.318.3

Устранение пульсации тяговой силы в однофазном электромагните

Барышников Р. А.

«Электричество», 1968, № 1

Приводится расчет магнитной цепи электромагнита, предложенного болгарским инж. Д. М. Христовым и даются правильные соотношения между его конструктивными параметрами, при которых устраняются пульсации тяговой силы. В статье содержатся формулы и графики, устанавливающие связь между воздушными зазорами электромагнита, отношением чисел витков обмоток и реактивным магнитным сопротивлением короткозамкнутого витка в режиме отсутствия пульсаций. Илл. 5.

УДК 621.3.014.32

Анализ динамики жидкометаллического контактного устройства

Алиевский Б. Л., Бертинов А. И., Шерстюк А. Г.

«Электричество», 1968, № 1

Проведена оценка величины допустимого тока в жидкометаллических контактных устройствах, применяемых для электрического соединения вращающихся и неподвижных частей в униполярных машинах и электротехнологических станках. Превышение этого тока может привести к вытравливанию жидкого металла из зоны контактирования под влиянием электродинамических усилий. Дана оценка величины допустимых ускорений жидкометаллического контактного устройства по различным координатным осям, учитывающая инерционные нагрузки. Решение указанных задач проведено на основании общего уравнения Навье — Стокса при некоторых упрощающих предположениях. Илл. 4. Библ. 7.

УДК 621.319.2 : 621.313.322

Использование электретов в автономных емкостных генераторах

Пономарев Б. А. «Электричество», 1968, № 1

Статья посвящена проблеме использования существующих видов электретов в качестве источника поля возбуждения емкостных генераторов.

Приведен ряд принципиальных схем простейших емкостных генераторов с возбуждением от электретов. Указано на основные преимущества таких генераторов — возможность бесщеточной работы. Дан пример бесконтактной схемы генерирования тока при использовании емкостного генератора с электретами в качестве возбудителя биополярного синхронного емкостного генератора. Приведены уравнения для тока короткого замыкания и для эквивалентного напряжения возбуждения биополярного емкостного генератора.

Показано, что при использовании керамических электретов с низкой диэлектрической проницаемостью, поляризуемых в сильных электрических полях, можно получить на выходе генератора напряжение в несколько десятков киловольт при толщине электретов, не превышающей нескольких миллиметров.

Указано на перспективность выполнения многослойных конструкций генераторов с возбуждением от электретов при применении прогрессивных технологических методов — прямого горячего прессования, литья под давлением и т. п. Отмечена необходимость более широкого развития работ по изучению электретного эффекта у тех диэлектриков, которые могут быть использованы в качестве конструктивных материалов. Табл. 2. Илл. 3. Библ. 5.

УДК 62—50

Применение дифференциальных связей для синтеза простых самонастраивающихся систем автоматического управления

Боронин А. И. «Электричество», 1968, № 1

Предлагается способ построения самонастраивающейся системы автоматического управления объектом с изменяющимся передаточным коэффициентом, заключающийся в том, что объект охватывается дифференциальными связями с последующим нелинейным или линейным преобразованием для коррекции передаточного коэффициента регулятора в соответствии с изменениями передаточной функции объекта. Такую самонастраивающуюся систему можно рассматривать как систему дуального управления.

Реализация устройства самонастройки резко упрощается, если заменить непрерывную функциональную зависимость между коэффициентом усиления регулятора и сигналом, характеризующим передаточный коэффициент объекта регулирования, тремя квантованными по уровню значениями коэффициента усиления.

Исследование иллюстрируется примером системы автоматического регулирования толщины полосы на листопрокатных станах. Библ. 9. Илл. 5.

УДК 621.31 : 338.4

Тариф на электрическую энергию и экономика электроэнергетики

Михайлов В. В.

«Электричество», 1968, № 1

Характерной особенностью электрической энергии является неразрывность выработки и потребления ее, т. е. соответствие производства электрической энергии графику ее потребления. Это налагает особые требования к системе тарифа на электрическую энергию.

Рассмотрены известные системы тарифов на электрическую энергию и показано, какая из систем тарифа отвечает интересам народного хозяйства. Библ. 4. Илл. 1.

УДК 621.316.925

К вопросу о схемах дистанционных защит с непрерывными датчиками сопротивления

Бондаревский Л. В., Пеклер В. Н.

«Электричество», 1968, № 1

Все имеющиеся дистанционные защиты используют в настоящее время в качестве измерительных органов реле, преобразующих непрерывные параметры тока и напряжения входа в дискретные состояния выхода, что значительно уменьшает полезную информацию, поступающую к измерительным органам в логическую схему защиты.

Сложность и многообразие режимов современных энергосистем предъявляют повышенные требования к функционированию дистанционных защит, поэтому представляется целесообразным использовать в качестве измерительных органов дистанционных защит непрерывные датчики сопротивления (проводимости), позволяющих передать значительно большую информацию о параметрах режимов в энергосистеме в логическую схему защиты.

В статье рассмотрена блок-схема дистанционной защиты с такими датчиками, рассмотрены назначения отдельных органов, приводятся преимущества защит такого типа перед обычными. Илл. 1. Библ. 6.

УДК 621.313.333 : 012.7

Приближенный метод расчета рабочих характеристик асинхронного двигателя

Мезин Е. К.

«Электричество», 1968, № 1

В отличие от других известных методов расчета рабочих характеристик асинхронных двигателей предлагается метод, основанный на использовании приближенной круговой диаграммы асинхронного двигателя, хорошо знакомой из теории электрических машин. Приведенная аргументация метода является убедительной и понятной для широкого круга инженеров и студентов. Автор впервые предложил определить по каталожным данным с помощью кратности холостого хода k_0 важную величину — ток холостого хода. Табл. 1. Илл. 2. Библ. 3.

УДК 621.316.925

Об использовании измерения времени импульсов выпрямительных схем для получения релейных измерительных органов

Фабрикант В. Л.

«Электричество», 1968, № 1

Анализируется новый метод построения релейных измерительных органов, основанный на измерении времени импульсов выпрямительных схем. Доказывается, что по своим параметрам такие органы идентичны органам, полученным измерением времени совпадения. По простоте выполнения оба рассматриваемых метода примерно равноценны. Отмечается, что целесообразно освоение промышленностью обоих методов. Высказывается мнение, что из-за ряда преимуществ предпочтение следует отдать измерению времени совпадения. Табл. 1. Илл. 1. Библ. 4.

УДК 621.314.263

Преобразователь частоты без звена постоянного тока с емкостной коммутацией

Грабовецкий Г. В. и Семенов В. В.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматриваются схема и принцип действия вентильного преобразователя частоты, преобразующего трехфазное напряжение промышленной частоты в однофазное напряжение частотой 200—1000 гц. Благодаря использованию в схеме колебательного режима заряд—разряд коммутаторной емкости достигается возможность обмена активной и реактивной мощностями между сетями повышенной и промышленной частоты, что обеспечивает получение весьма жесткой внешней характеристики, а также возможность рекуперации энергии в сеть без группы вентилей обратного тока. Приводятся характеристики экспериментального образца преобразователя данного типа мощностью 10 кВА. Илл. 3. Библ. 5.

УДК 621.3.013.012

О двух приемах записи некоторых характеристик магнитного поля

Длужневский Г. И.

«Электричество», 1968, № 1

В литературе при применении системы СИ употребляются две единицы для магнитного момента ($ам^2$, $вб \cdot м$) и намагниченности ($а/м$, $вб/м^2$), что совершенно недопустимо. Показано, что физический смысл обладать не уравнения $B = \mu_0 H + J$, $J = \mu_0 \chi H$, $M = pH \sin \alpha$, а уравнения $B = \mu_0 (H + J)$; $J = \chi H$; $M = pB \sin \alpha$. Последними соответствуют единицы магнитного момента $ам^2$ и намагниченности $а/м$, которые и рекомендуется употреблять. Библ. 9.

Расчет напряжения и токов синхронного генератора с помощью уравнений Горева—Парка

Токарев Л. Н., Климанов О. Н., Толеев В. И.

«Электричество», 1968, № 1

Для получения уравнений замкнутой системы генератор — нагрузка авторы приводят уравнения активно-индуктивной нагрузки в осях d , q , 0 , которые в сочетании с уравнениями синхронного генератора в этих же осях позволяют исследовать переходные процессы (при сбросе и набросе нагрузки).

Приводятся уравнения токов и напряжений синхронного генератора в осях d , q , 0 с учетом демпферных контуров, но без учета апериодической составляющей переходного процесса синхронного генератора. На основе полученных уравнений выведены расчетные формулы токов и напряжений, по которым выполнен конкретный расчет, хорошо согласующийся с результатом эксперимента. Илл. 5. Библ. 1.

УДК 621.313.334 : 654.94

Многополюсные синусоидально-распределенные обмотки электрических микромашин

Асиновский Э. Н.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматривается влияние геометрии магнитопровода на параметры многополюсных синусоидально-распределенных обмоток электрических микромашин. Говорится о законе распределения полных токов пазов по расточке ротора (статора), обеспечивающем максимальное подавление всех гармоник номеров $p \neq r$ (r — число пар полюсов машины). Выведена формула для подсчета эффективных витков обмотки.

Рассмотрены также вопросы обеспечения идентичности параметров многофазных синусоидально-распределенных обмоток на магнитопроводах с относительно малыми числами пазов. Библ. 9.

УДК 621.319.4 : 621.315.614.6.015.5

Влияние коэффициента заперсцовки на электрическую прочность силового конденсатора

Назаров Н. И.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматривается кратковременная электрическая прочность (ЭП) бумажно-масляного конденсаторного диэлектрика. Приводятся эмпирические формулы зависимости ЭП от толщины и температуры. Коэффициент заперсцовки (k) не влияет на ЭП. При одинаковых расчетных напряжениях, в диэлектрике с большим k напряженности поля в компонентах будут выше по сравнению с диэлектриком, имеющим меньший k , что приводит к уменьшению срока службы конденсатора, диэлектрик которого имеет больший k . Табл. 1. Илл. 2. Библ. 9.

УДК 621.318.3

Устранение пульсации тяговой силы в однофазном электромагните

Барышникова Р. А.

«Электричество», 1968, № 1

Приводится расчет магнитной цепи электромагнита, предложенного болгарским инж. Д. М. Христовым и даются правильные соотношения между его конструктивными параметрами, при которых устраняются пульсации тяговой силы. В статье содержатся формулы и графики, устанавливающие связь между воздушными зазорами электромагнита, отношением чисел витков обмоток и реактивным магнитным сопротивлением короткозамкнутого витка в режиме отсутствия пульсаций. Илл. 5.

УДК 621.3.014.32

Анализ динамики жидкометаллического контактного устройства

Алиевский Б. Л., Бертинов А. И., Шерстюк А. Г.

«Электричество», 1968, № 1

Проведена оценка величины допустимого тока в жидкометаллических контактных устройствах, применяемых для электрического соединения вращающихся и неподвижных частей в униполярных машинах и электротехнологических станках. Превышение этого тока может привести к выталкиванию жидкого металла из зоны контактирования под влиянием электродинамических усилий. Дана оценка величины допустимых ускорений жидкометаллического контактного устройства по различным координатным осям, учитывающая инерционные нагрузки. Решение указанных задач проведено на основании общего уравнения Навье — Стокса при некоторых упрощающих предположениях. Илл. 4. Библ. 7.

УДК 621.319.2 : 621.313.322

Использование электретов в автономных емкостных генераторах

Пономарев В. А. «Электричество», 1968, № 1

Статья посвящена проблеме использования существующих видов электретов в качестве источника поля возбуждения емкостных генераторов.

Приведен ряд принципиальных схем простейших емкостных генераторов с возбуждением от электретов. Указано на основное преимущество таких генераторов — возможность бесщеточной работы. Дан пример бесконтактной схемы генерирования тока при использовании емкостного генератора с электретами в качестве возбудителя биполярного синхронного емкостного генератора. Приведены уравнения для тока короткого замыкания и для эквивалентного напряжения возбуждения биполярного емкостного генератора.

Показано, что при использовании керамических электретов с низкой диэлектрической проницаемостью, поляризуемых в сильных электрических полях, можно получить на выходе генератора напряжение в несколько десятков киловольт при толщине электретов, не превышающей нескольких миллиметров.

Указано на перспективность выполнения многодисковых конструкций генераторов с возбуждением от электретов при применении прогрессивных технологических методов — прямого горячего прессования, литья под давлением и т. п. Отмечена необходимость более широкого развития работ по изучению электретного эффекта у тех диэлектриков, которые могут быть использованы в качестве конструктивных материалов. Табл. 2. Илл. 3. Библ. 5.

УДК 62—50

Применение дифференциальных связей для синтеза простых самонастраивающихся систем автоматического управления

Воронин А. И. «Электричество», 1968, № 1

Предлагается способ построения самонастраивающейся системы автоматического управления объектом с изменяющимся передаточным коэффициентом, заключающийся в том, что объект охватывается дифференциальными связями с последующим нелинейным или линейным преобразованием для коррекции передаточного коэффициента регулятора в соответствии с изменениями передаточной функции объекта. Такую самонастраивающуюся систему можно рассматривать как систему дуального управления.

Реализация устройства самонастройки резко упрощается, если заменить непрерывную функциональную зависимость между коэффициентом усиления регулятора и сигналом, характеризующим передаточный коэффициент объекта регулирования, тремя квантованными по уровню значениями коэффициента усиления.

Исследование иллюстрируется примером системы автоматического регулирования толщины полосы на листопрокатных станах. Библ. 9. Илл. 5.

УДК 621.31 : 338.4

Тариф на электрическую энергию и экономика электроэнергетики

Михайлов В. В.

«Электричество», 1968, № 1

Характерной особенностью электрической энергии является неразрывность выработки и потребления ее, т. е. соответствие производства электрической энергии графику ее потребления. Это налагает особые требования к системе тарифа на электрическую энергию.

Рассмотрены известные системы тарифов на электрическую энергию и показано, какая из систем тарифа отвечает интересам народного хозяйства. Библ. 4. Илл. 1.

УДК 621.316.925

К вопросу о схемах дистанционных защит с непрерывными датчиками сопротивления

Бондаревский Л. В., Пеклер В. Н.

«Электричество», 1968, № 1

Все имеющиеся дистанционные защиты используют в настоящее время в качестве измерительных органов реле, преобразующих непрерывные параметры тока и напряжения входа в дискретные состояния выхода, что значительно уменьшает полезную информацию, поступающую с измерительных органов в логическую схему защиты.

Сложность и многообразие режимов современных энергосистем предъявляют повышенные требования к функционированию дистанционных защит, поэтому представляется целесообразным использовать в качестве измерительных органов дистанционных защит непрерывные датчики сопротивления (проводимости), позволяющих передать значительно большую информацию о параметрах режимов в энергосистеме в логическую схему защиты.

В статье рассмотрена блок-схема дистанционной защиты с такими датчиками, рассмотрены назначения отдельных органов, приводятся преимущественно защит такого типа перед обычными. Илл. 1. Библ. 6.

УДК 621.313.333 : 012.7

Приближенный метод расчета рабочих характеристик асинхронного двигателя

Мезин Е. К.

«Электричество», 1968, № 1

В отличие от других известных методов расчета рабочих характеристик асинхронных двигателей предлагается метод, основанный на использовании приближенной круговой диаграммы асинхронного двигателя, хорошо знакомой из теории электрических машин. Приведенная аргументация метода является убедительной и понятной для широкого круга инженеров и студентов. Автор впервые предложил определить по каталожным данным с помощью кратности холостого хода k_0 важную величину — ток холостого хода. Табл. 1. Илл. 2. Библ. 3.

УДК 621.316.925

Об использовании измерения времени импульсов выпрямительных схем для получения релейных измерительных органов

Фабрикант В. Л.

«Электричество», 1968, № 1

Анализируется новый метод построения релейных измерительных органов, основанный на измерении времени импульсов выпрямительных схем. Доказывается, что по своим параметрам такие органы идентичны органам, полученным измерением времени совпадения. По простоте выполнения оба рассматриваемых метода примерно равноценны. Отмечается, что нецелесообразно освоение промышленностью обоих методов. Высказывается мнение, что из-за ряда преимуществ предпочтение следует отдать измерению времени совпадения. Табл. 1. Илл. 1. Библ. 4.

УДК 621.314.263

Преобразователь частоты без звена постоянного тока с емкостной коммутацией

Грабовецкий Г. В. и Семенов В. В.

«Электричество», 1968, № 1

Рассматриваются схема и принцип действия вентильного преобразователя частоты, преобразующего трехфазное напряжение промышленной частоты в однофазное напряжение частотой 200—1000 Гц. Благодаря использованию в схеме колебательного режима заряд—разряд коммутационной емкости достигается возможность обмена активной и реактивной мощностями между сетями повышенной и промышленной частоты, что обеспечивает получение весьма жесткой внешней характеристики, а также возможность рекуперации энергии в сеть без группы вентилей обратного тока. Приводятся характеристики экспериментального образца преобразователя данного типа мощностью 10 кВА. Илл. 3. Библ. 5.

УДК 621.3.013.012

О двух приемах записи некоторых характеристик магнитного поля

Длу́жневский Г. И.

«Электричество», 1968, № 1

В литературе при применении системы СИ употребляются две единицы для магнитного момента (aM^2 , $ab \cdot m$) и намагнитченности (aM , ab/a^2), что совершенно недопустимо. Показано, что физический смысл обладать не уравнениями $B = \mu_0 H + J$, $E = \mu_0 H$, $M = \mu_0 H \sin \alpha$, а уравнения $B = \mu_0 (H + J)$; $E = \mu_0 H$; $M = \mu_0 H \sin \alpha$. Последним соответствуют единицы магнитного момента aM^2 и намагнитченности aM , которые и рекомендуется употреблять. Библ. 9.