

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1975



ИЗДАТЕЛЬСТВО • ЭНЕРГИЯ •

2

Дифференциальная защита трансформаторов и автотрансформаторов

ДМИТРЕНКО А. М.
ВНИИР

Применяемые в настоящее время для дифференциальной защиты трансформаторов реле с насыщенными трансформаторами тока [Л. 1—3] в ряде случаев не обеспечивают необходимой чувствительности и быстродействия. Основным режимом, который ограничивает их чувствительность, является режим броска намагничивающего тока в силовом трансформаторе, который возникает при включении на холостой ход, либо при восстановлении напряжения после отключения внешнего короткого замыкания. При отсутствии затухания ток включения однофазного трансформатора [Л. 2]

$$i_{бр} = \frac{E_{эм}}{x} [A - \cos(\omega t + \alpha)], \quad (1)$$

где $E_{эм}$ — амплитуда эквивалентной э. д. с. сети; x — суммарное сопротивление сети и трансформатора при насыщенном магнитопроводе; A — сдвиг оси неполной синусоиды тока относительно нулевой линии; α — начальная фаза эквивалентной э. д. с. сети при включении.

Ток включения определяется выражением (1) в интервале времени

$$\frac{\arccos A - \alpha}{\omega} \leq t \leq \frac{2\pi - \arccos A - \alpha}{\omega}.$$

В течение оставшейся части периода ток включения равен нулю.

В трехфазном трансформаторе существенное влияние на токи в фазах может оказывать обмотка, соединенная в треугольник. Однако, как показано в [Л. 2 и 4], благодаря тому, что со стороны звезды силового трансформатора трансформаторы тока (ТТ) дифференциальной защиты соединены в треугольник это влияние на токи, протекающие в за-

щите, практически отсутствует. При этом токи в фазах защиты определяются из выражений:

$$\left. \begin{aligned} i_{3A} &= \frac{1}{n_T} (i_A - i_B); \\ i_{3B} &= \frac{1}{n_T} (i_B - i_C); \\ i_{3C} &= \frac{1}{n_T} (i_C - i_A), \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где i_A, i_B, i_C — расчетные токи в фазах трансформатора A, B и C соответственно, определенные по формулам для однофазного трансформатора; n_T — коэффициент трансформации ТТ.

Выражения (2), полученные при условии, что ТТ защиты не имеют погрешности, могут быть использованы также для определения токов на входе защиты при включении силового трансформатора со стороны обмоток, соединенных в треугольник.

Ток включения однофазного трансформатора в соответствии с выражением (1) представляет ряд однополярных импульсов, между которыми имеются паузы. При включении трехфазного трансформатора токи i_{3A}, i_{3B} и i_{3C} , протекающие в цепях защиты, могут быть как однополярными, так и разнополярными. На рис. 1 приведены кривые токов i_A, i_B и i_C , определенных из выражений (1) с учетом сдвига фаз в трехфазной сети, а также кривые токов i_{3A}, i_{3B} и i_{3C} , определенных в соответствии с выражениями (2). Из рис. 1 видно, что токи i_{3A} и i_{3C} однополярные, а ток i_{3B} разнополярный (так называемый периодический). Анализ рис. 1 позволяет получить следующие выражения для длительности

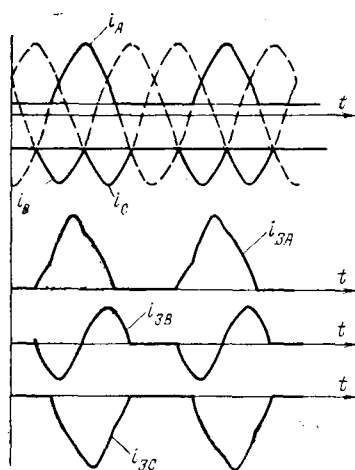


Рис. 1. Токи на входе защиты при включении трехфазного трансформатора на холостой ход.

пауз в токах на входе защиты:
в случае однополярного тока

$$t_{пзA} = \frac{5}{6} T - 0,5 \left(\frac{D_A}{2\pi} + \frac{D_B}{2\pi} \right) T; \quad (3)$$

в случае периодического тока

$$t_{пзB} = \frac{2}{3} T - 0,5 \left(\frac{D_B}{2\pi} + \frac{D_C}{2\pi} \right) T, \quad (4)$$

где D_A , D_B , D_C — основания импульсов расчетных токов i_A , i_B и i_C соответственно; T — период промышленной частоты.

Следует отметить, что в случае, когда $D_B = D_C < 0,667\pi$ возникает разрыв между положительной и отрицательной полуволнами периодического тока включения. При этом в течение периода имеются две паузы. Выражение (4) в этом случае используется для определения длительности большей паузы. Необходимо учитывать также случай, когда в одной из фаз (например, A) расчетный ток трансформатора благодаря влиянию остаточной индукции имеет наибольшее значение, а в соседней фазе (например, B) весьма мал.

В этом случае $i_{3A} \approx \frac{1}{n_r} i_A$, а длительность пауз

$$t_{пзA} = \left(1 - \frac{D_A}{2\pi} \right) T. \quad (5)$$

Из выражений (3) — (5) видно, что длительность пауз существенно зависит от вида тока включения.

Гармонический состав также зависит от вида тока включения. В современных мощных трансформаторах токи включения затухают весьма медленно, поэтому приближенно можно полагать, что в течение периода промышленной частоты ток включения не затухает, а от периода к периоду дискретно уменьшается значение основания импульса D . Гармонический анализ при этом производится для каждого периода в отдельности при условной периодизации процесса.

Расположим начало координат так, чтобы ось ординат проходила через максимум импульса тока, тогда на основании (1) в пределах периода

$$i_{\text{ср}} = \frac{E_{\text{эм}}}{x} \left(\cos \omega t - \cos \frac{D}{2} \right) \text{ при } |\omega t| \leq 0,5D;$$

$$i_{\text{ср}} = 0 \text{ при } 0,5D \leq |\omega t| \leq \pi.$$

С учетом указанного выше условия полученную функцию можно представить в виде ряда

$$i_{\text{ср}} = \frac{E_{\text{эм}}}{x} \left(a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos n\omega t \right),$$

где $n=1, 2, 3 \dots$ — номера гармонических составляющих. Коэффициенты ряда могут быть определены из выражений [Л. 5]

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\sin \frac{D}{2} - \frac{D}{2} \cos \frac{D}{2} \right);$$

$$a_n = \frac{1}{n\pi} \left[\frac{\sin(n-1)\frac{D}{2}}{n-1} - \frac{\sin(n+1)\frac{D}{2}}{n+1} \right]. \quad (6)$$

На основании (6) определяем соотношение амплитуд 1-й и 2-й гармоник в токе включения однофазного трансформатора:

$$I_{2m*} = \frac{I_{2m}}{I_{1m}} = \frac{\sin \frac{D}{2} - \frac{1}{3} \sin \frac{3}{2} D}{D - \sin D}. \quad (7)$$

В трехфазной сети однополярной ток в фазе защиты можно представить как сумму двух однополярных токов, максимумы которых сдвинуты на 60° . В этом случае токи 1-й гармоники сдвинуты на 60° , а второй — соответственно на 120° . Благодаря этому относительная величина второй гармоники тока в фазе защиты уменьшается. Периодический ток в фазе защиты можно представить как разность двух однополярных токов, имеющих одинаковые основания и сдвинутых по фазе на 120° . В этом случае токи 1-й гармоники сдвинуты на 120° , а 2-й — соответственно на 240° . При этом ток как 1-й, так и 2-й гармоник возрастает в $\sqrt{3}$ раз, а их отношение остается неизменным.

На основе анализа можно сделать вывод, что для отстройки дифференциальной защиты от бросков намагничивающего тока силовых трансформаторов может быть использован как принцип торможения от 2-й гармоники дифференциального тока [Л. 6 и 7], так и время — импульсный принцип, основанный на сравнении длительности пауз на заданном уровне замера с заданным временем [Л. 8]. При использовании принципа торможения от 2-й гармоники дифференциального тока в качестве расчетного обычно принимают режим броска тока однофазного трансформатора с основанием $D=240^\circ$. При этом из выражений (5) и (7) имеем: $t_{п} = 0,33T = 6,6 \text{ мсек}$; $I_{2m*} = 0,17$. Поскольку 2-я гармоника составляет всего 17% от 1-й для выполнения защиты требуются фильтры довольно высокой добротности, что вызывает замедление защиты на время не менее $(2 \div 3)$ периодов промышленной частоты. Применение время-импульсного принципа позволяет легко отстроиться от однополярных токов включения, поскольку длительность пауз при этом не менее $6,6 \text{ мсек}$. Время срабатывания защиты (без выходного промежуточного реле) при использовании указанного принципа может быть получено равным периоду промышленной частоты. Однако в режиме периодического тока включения

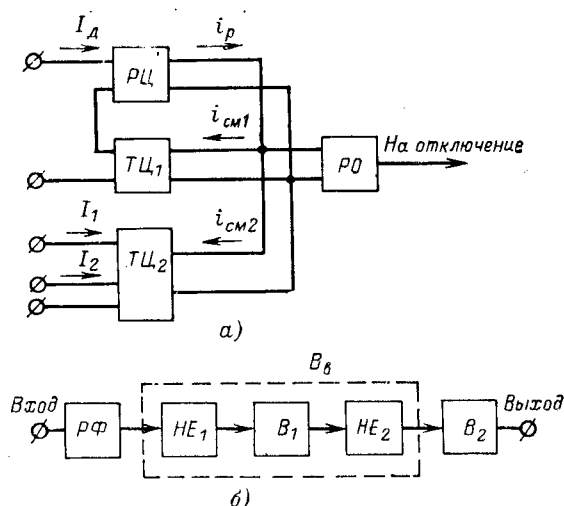


Рис. 2. Структурные схемы одной фазы защиты (а) и РО (б).

длительность пауз может составлять 4—5 мсек. С некоторым запасом в качестве расчетного обычно принимают режим $D=180^\circ$. При этом из (4) и (7) имеем: $t_{п}=0,17T=3,4$ мсек, $I_{2m*}=0,43$. Для отстройки от такого тока необходимо принимать уставку по длительности паузы порядка 2,5—3 мсек. При этом значительно повышаются требования к стабильности уставки по длительности паузы и, кроме того, в ряде случаев не удастся избежать замедления в переходных режимах короткого замыкания в защищаемой зоне при насыщении ТТ защиты.

Необходимо также учитывать, что ТТ защиты могут трансформировать без заметной погрешности однополярные токи включения только в течение нескольких периодов после включения. В дальнейшем ТТ постепенно насыщаются и постоянная составляющая полностью поглощается их ветвью намагничивания. При этом во вторичном токе ТТ появляются отрицательные полуволны, а бестоковые паузы практически полностью отсутствуют. Относительное содержание 2-й гармоники в «трансформированном» токе несколько больше, чем в первичном токе включения. Реле с насыщающимися трансформаторами тока практически не имеют отстройки от указанных токов и от периодических токов включения, что и является основным фактором, ограничивающим чувствительность защиты.

При использовании принципа замера длительности пауз на заданном уровне необходимая степень отстройки от трансформированных токов включения может быть достигнута путем коррекции передаточной функции ТТ защиты в режиме насыщения.

Бестоковые паузы в этом режиме могут быть восстановлены практически полностью, если применить такое корректирующее звено, чтобы совместная передаточная функция двух звеньев (ТТ и корректирующего) представляла передаточную функцию дифференцирующего звена. Как показано в [Л. 9], это условие выполняется с достаточной для практических целей точностью, если в качестве корректирующего использовать пропорционально-дифференцирующее звено. Такое корректирующее звено обеспечивает также правильную передачу пауз в режиме однополярного тока включения и в режи-

ме периодического тока включения. Несколько худшие, но также приемлемые результаты могут быть получены при использовании в качестве корректирующего реального дифференцирующего звена. Достоинством такого звена является то, что оно может быть реализовано по относительно простой схеме, состоящей из трансреактора, вторичная обмотка которого нагружена на активное сопротивление.

В связи с изложенным в описываемой защите используется сочетание время-импульсного принципа отстройки с торможением от 2-й гармоники дифференциального тока. Для повышения отстройки от установившихся токов небаланса используется торможение от токов плеч защиты. Структурная схема защиты (рис. 2, а) содержит рабочую цепь $PЦ$, цепь торможения от 2-й гармоники $ТЦ_1$, на входы которых подается ток дифференциальной цепи защиты I_d ; цепь процентного торможения $ТЦ_2$, на вход которой подаются токи плеч защиты I_1 и I_2 ; время-импульсный реагирующий орган $РО$. На вход $РО$ с выхода рабочей цепи $PЦ$ подается ток i_p , выпрямленный по схеме двухполупериодного выпрямления без сглаживания, а с выходов $ТЦ_1$ и $ТЦ_2$ токи i_{cm1} и i_{cm2} , выпрямленные по схеме двухполупериодного выпрямления со сглаживанием.

Реагирующий орган $РО$ (рис. 2, б) содержит релейный формирователь прямоугольных импульсов $РФ$, инверторы HE_1 и HE_2 , элементы выдержки времени B_1 и B_2 . Часть схемы $РО$, обведенная пунктиром, представляет элемент выдержки времени на возврат B_v .

При однополярном броске намагничивающего тока (рис. 3, а) длительность пауз на выходе $РФ$ больше выдержки времени элемента B_1 и на выходе последнего имеются импульсы с периодом следования, равным периоду промышленной частоты. При

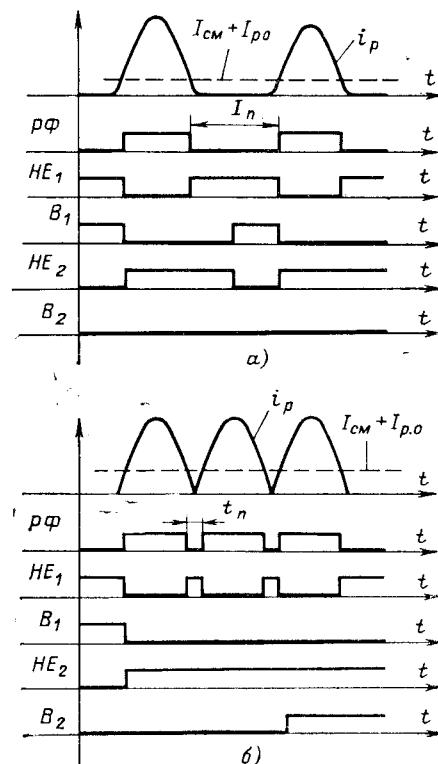


Рис. 3. Временные диаграммы работы РО.

этом на выходе инвертора HE_2 имеются паузы, благодаря чему элемент B_2 , имеющий уставку более периода промышленной частоты, не срабатывает. При более сложной форме сигнала на входе $РФ$ (например, при периодическом токе включения) на выходе $РФ$ в течение периода имеется несколько пауз. При этом $РО$ реагирует на паузу наибольшей длительности.

Если элементы, входящие в структурную схему $РО$, считать идеальными, то он не будет срабатывать при выполнении условия

$$t'_п \geq t_{уст}, \quad (8)$$

где $t'_п$ — длительность наибольшей паузы на выходе $РФ$; $t_{уст}$ — уставка элемента B_1 .

При синусоидальном токе на входе защиты (рис. 3, б) ток на входе $РФ$

$$i_{вх} = I_{pm} |\sin \omega t| - i_{см1} - i_{см2}. \quad (9)$$

Пренебрегая пульсациями в токах смещения, которые обычно имеют малую величину, на основании (8) и (9) получаем уравнение срабатывания $РО$:

$$I_{pm} = \frac{1}{\sin \pi \frac{t_{уст}}{T}} (I_{p0} + I_{см1} + I_{см2}), \quad (10)$$

где I_{p0} — ток срабатывания $РФ$.

Используя (10), можно получить выражение для тормозных характеристик защиты на синусоидальном токе. В частности, если зависимости между токами на входе защиты и величинами I_{pm} , $I_{см1}$ и $I_{см2}$ являются линейными, то при торможении от тока одного плеча I_1 имеем:

$$I_{д. ср} = \frac{I_{p0} + k_3 I_1}{k_1 (\sqrt{2} \sin \pi f t_{уст*} - k_2)}, \quad (11)$$

где

$$k_1 = \frac{I_{pm}}{I_{дм}}; \quad k_2 = \frac{I_{см1}}{I_{pm}}; \quad k_3 = \frac{I_{см2}}{I_1}; \quad t_{уст*} = \frac{t_{уст}}{T}.$$

Из (11) видно, что тормозные характеристики представляют ряд прямых, отсекающих от оси ординат (оси $I_{д}$) отрезки, равные начальному току срабатывания защиты. Более подробно тормозные характеристики защиты рассмотрены ниже. Рассмотрим отдельные узлы защиты.

Рабочая цепь и упрощенная цепь торможения от 2-й гармоники. Корректирующее звено (рис. 4) выполнено на трансреакторе Tr , который одновременно

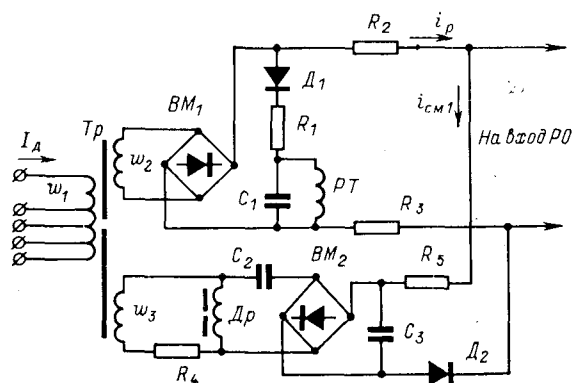


Рис. 4. Принципиальная схема рабочей цепи и цепи торможения от 2-й гармоники.

по является также согласующим и изолирующим элементом. Ответвления от его первичной обмотки w_1 служат для выравнивания действия токов плеч защиты. Обмотка w_2 трансреактора через выпрямительный мост BM_1 , выполненный на германиевых диодах, нагружена на сопротивления R_2 и R_3 .

В схему рабочей цепи входит также дифференциальная отсечка, выполненная на реле с магнитоуправляемым контактом PT , конденсаторе C_1 и сопротивлении R_4 . Сопротивление R_4 выбирается на порядок больше суммы сопротивлений R_2 и R_3 , поэтому влиянием цепи отсечки на корректирующее звено можно пренебречь. Сопротивление R_4 выбирается также значительно больше полного сопротивления фильтра, образованного дросселем $Др$ и конденсатором C_2 , поэтому приближенно можно полагать, что приведенная нагрузка вторичной цепи трансреактора является практически активной.

Анализ работы такого корректирующего звена [Л. 10] показал, что оптимальное значение постоянной времени вторичной цепи трансреактора (с учетом ветви намагничивания) τ составляет около $(0,06—0,075)T$. При этом отстройка защиты от трансформированных токов включения увеличивается примерно в 3—5 раз. В то же время апериодическая составляющая тока короткого замыкания в защищаемой зоне поглощается ветвью намагничивания трансреактора практически полностью за время, равное $0,2T$. Поэтому защита не замедляется при синусоидальных токах коротких замыканий с апериодической составляющей.

При больших кратностях токов коротких замыканий в защищаемой зоне, особенно при наличии апериодической составляющей, может наступить насыщение ТТ защиты. При этом во вторичном токе ТТ появляются паузы. В этом режиме корректирующее звено способствует уменьшению длительности пауз на заданном уровне замера, благодаря чему обеспечивается работа $РО$ при погрешности ТТ до 40%. Поскольку с ростом кратностей токов коротких замыканий погрешности ТТ могут быть и больше, применена дифференциальная отсечка. Постоянная времени цепи отсечки принята равной около 30 мсек. При этом приближенно можно полагать, что реле PT реагирует на среднее значение напряжения на вторичной обмотке w_2 трансреактора. Благодаря этому обеспечивается некоторая отстройка от однополярных токов включения и переходных токов небаланса. Коэффициент отстройки находится в пределах $1,5 \div 2$.

Время срабатывания отсечки при двойной кратности тока на входе защиты находится в пределах 20—25 мсек и с ростом кратности тока монотонно уменьшается. Поскольку время срабатывания $РО$ должно быть не менее периода промышленной частоты, введение отсечки повышает также быстродействие защиты при больших кратностях тока.

Схема упрощенной цепи гармонического торможения содержит фильтр 2-й гармоники $Др—C_2$, выпрямительный мост BM_2 , сглаживающий конденсатор C_3 , разделительный диод D_2 и сопротивление R_5 . В качестве тормозного сигнала используется выпрямленный ток плеча фильтра, содержащего конденсатор C_2 . При таком включении при сравнительно низкой добротности фильтра достигается необхо-

димое ослабление 1-й гармоники. Появление 3-й и других высших гармоник также увеличивает тормозной сигнал, однако ввиду малости этих гармоник в токах включения они практически не влияют на степень отстройки защиты.

Для рассматриваемого фильтра выполняются условия

$$\frac{L_{др}}{C_2} \gg r_{др}^2; \quad \frac{L_{др}}{C_2} \gg r_{экв}^2,$$

где $L_{др}$, $r_{др}$ — соответственно индуктивность и сопротивление дросселя в последовательной схеме замещения; $r_{экв}$ — эквивалентное сопротивление, включенное последовательно с конденсатором C_2 .

Кроме того, значения сопротивлений $r_{др}$ и $r_{экв}$ близки. Поэтому с достаточной для практических целей точностью резонансную частоту, входное сопротивление фильтра на резонансной частоте и добротность фильтра можно определить из выражений [Л. 11]:

$$\omega_0 \approx \sqrt{\frac{1}{L_{др}C_2}}; \quad R_0 \approx \frac{L_{др}}{(r_{др} + r_{экв})C_2}; \quad (12)$$

$$Q \approx \sqrt{\frac{L_{др}}{C_2}} \frac{1}{r_{др} + r_{экв}}. \quad (13)$$

На резонансной частоте (равной частоте 2-й гармоники) напряжение на фильтре

$$U_{ф2} = \frac{U_2}{R_4 + R_0} R_0,$$

где U_2 — напряжение на обмотке ω_3 на частоте 2-й гармоники. Откуда, пренебрегая величиной $r_{экв}$, находим ток в емкостном плече фильтра:

$$I_{c2} \approx \frac{U_2}{R_4 + R_0} R_0 \omega_0 C_2. \quad (14)$$

На частоте 1-й гармоники входное сопротивление фильтра имеет индуктивный характер и, кроме того, оно значительно меньше сопротивления R_4 , поэтому приближенно можно полагать:

$$U_{ф1} \approx \frac{U_1}{R_4} Z_{ф. экв}, \quad (15)$$

где U_1 — напряжение на обмотке ω_3 на частоте 1-й гармоники.

Пренебрегая величинами $r_{др}$ и $r_{экв}$, что вполне допустимо, на основании (15) получаем:

$$I_{c1} \approx \frac{U_1}{3R_4}. \quad (16)$$

Из выражений (16) и (14) с учетом (12) и (13) находим:

$$\frac{I_{c2}}{I_{c1}} \approx 3b I_{2m*} Q_{рез}, \quad (17)$$

где $b = \frac{U_2}{U_1}$; $Q_{рез} = \frac{R_4}{R_4 + R_0} Q$ — результирующая добротность фильтра.

При $r_{вз} \ll R_4$ коэффициент b можно определить как отношение модулей коэффициентов передачи корректирующего звена на частотах соответственно 100 и 50 гц

$$b = 2 \sqrt{\frac{T^2 + (2\pi\tau)^2}{T^2 + 4(2\pi\tau)^2}}.$$

При $\tau = 0,06T$ величина b равна 1,7.

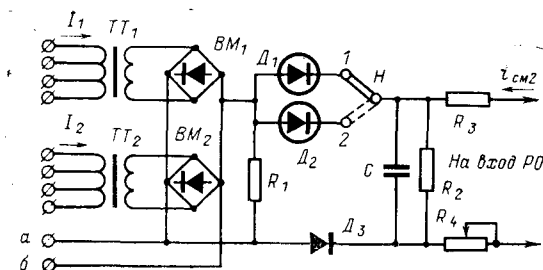


Рис. 5. Принципиальная схема цепи процентного торможения.

Из (11) видно, что при увеличении коэффициента k_2 происходит загромождение защиты на синусоидальном токе. Поэтому целесообразно принимать $I_{c1m} \leq 0,25 I_{pm}$. При периодическом токе включения, как показали исследования, отстройка защиты с достаточным запасом обеспечивается при выполнении условия

$$I_{c2m} \geq 1,25 I_{pm},$$

где I_{pm} — амплитуда тока рабочей цепи, определенная при подаче в первичную цепь синусоидального тока, равного по величине 1-й гармонике периодического тока включения.

С учетом указанных условий получаем $\frac{I_{c2}}{I_{c1}} \geq 5$.

Зная отношение $\frac{I_{c2}}{I_{c1}}$, из выражения (17) при $I_{2m*} = 0,43$ находим $Q_{рез} \geq 2,3$.

При появлении на входе защиты тока включения обходящая амплитуд тока 2-й гармоники в емкостном плече фильтра возрастает с постоянной времени:

$$\tau = \frac{Q_{рез}}{\pi} T_0, \quad (18)$$

где $T_0 = 0,5T$ — период колебаний 2-й гармоники тока.

Поскольку время срабатывания РО близко к периоду промышленной частоты, а пауза наступает в конце периода, для правильной работы защиты необходимо, чтобы ток i_{cm1} достигал значения, близкого к установившемуся, через время, не больше 15 мсек, после появления тока включения. Из (18) видно, что при $Q_{рез} = 2,3$ $\tau = 7,4$ мсек. При этом амплитуда третьей полуволны тока i_{c2} после включения составляет примерно 0,87 установившегося значения, что вполне приемлемо.

Осциллографирование переходных процессов в схеме защиты при подаче на ее вход периодического тока включения подтверждает полученные выше выводы. Таким образом, при введении упрощенной цепи торможения от 2-й гармоники дополнительное замедление РО не требуется.

Цепь процентного торможения. Процентное торможение осуществляется от суммы модулей токов плеч защиты. Токи плеч I_1 и I_2 (рис. 5) трансформируются промежуточными трансформаторами тока $ТТ_1$ и $ТТ_2$, выпрямляются выпрямительными мостами $ВМ_1$ и $ВМ_2$ и суммируются на сопротивлении R_1 . В схеме тормозной цепи предусмотрены выводы a и $б$, позволяющие подключать дополнительные промежуточные трансформаторы тока с выпрямительными мостами на выходе для создания торможения

от трех и четырех сторон защищаемого трансформатора.

Конденсатор C служит для сглаживания пульсаций тока смещения $i_{см2}$; стабилитроны D_1 и D_2 — для создания горизонтального участка в начальной части тормозных характеристик. Ток смещения $i_{см2}$ должен нарастать до значения, близкого к установившемуся, за время, не превышающее 15 мсек (практически за время импульса тока включения или за время одной полувольты тока при внешних коротких замыканиях). Исходя из этого постоянная времени заряда конденсатора, определяемая в основном величиной его емкости и величиной сопротивления R_1 , принимается равной примерно 2—3 мсек. Разряд конденсатора C происходит при закрытом диоде D_3 , поэтому постоянная времени разряда τ_p определяется только величиной емкости конденсатора C и величинами сопротивлений $R_2 \div R_4$. Плавная регулировка коэффициента торможения k_T производится с помощью потенциометра R_4 , поэтому при изменении k_T изменяется также τ_p . Минимальное значение τ_p принято равным около 25 мсек из условия получения малой зависимости величины k_T от угла сдвига между током на входе дифференциальной цепи защиты и токами плеч I_1, I_2 .

Слишком большое значение τ_p иметь нежелательно, так как при коротком замыкании в зоне и появлении в токе аperiodической составляющей ток смещения $i_{см2}$ будет затухать медленнее, чем огибающая амплитуд первичного тока короткого замыкания (особенно при насыщении ТТ защиты). С целью уменьшения изменения τ_p при изменении сопротивления R_4 параллельно конденсатору C включено сопротивление R_2 , величина которого выбрана из условия, чтобы максимальное значение τ_p не превышало 50 мсек.

Тормозные характеристики защиты (рис. 6) состоят из горизонтального и наклонного прямолинейных участков, между которыми имеется плавный переход. Тормозные характеристики построены в осях

$$I_{д.ср*} = \frac{I_{д.ср}}{I_{н.отв}}; I_{T*} = \frac{I_T}{I_{н.отв}},$$

где $I_{д.ср}$ — ток на входе дифференциальной цепи защиты в момент срабатывания; $I_T = \frac{|I_1| + |I_2| + \dots}{2} \rightarrow \dots + |I_n|$ — полусумма модулей токов, протекающих по первичным обмоткам промежуточных трансформаторов тока тормозной цепи; $I_{н.отв}$ — номинальный ток отсечения первичных обмоток Tp, TT_1, TT_2 .

Коэффициент торможения определяется на прямолинейной части наклонного участка тормозной характеристики из выражения:

$$k_T = \frac{\Delta I_{д.ср*}}{\Delta I_{T*}}.$$

При $I_{T*} \geq 2$ ток срабатывания $I_{д.ср*}$ с достаточной для практических целей точностью можно определить из выражения:

$$I_{д.ср*} = I_{д0*} + k_T(I_{T*} - I_{T0*}), \quad (19)$$

где $I_{д0*}$ — начальный ток срабатывания защиты (при отсутствии торможения); I_{T0*} — расчетная величина горизонтального участка тормозной характеристики.

Величина I_{T0*} определяется как абсцисса точки пересечения горизонтального и наклонного прямолинейных участков тормозной характеристики при их продолжении (показано пунктиром на рис. 6). При регулировке коэффициента торможения с помощью потенциометра R_4 значение I_{T0*} остается неизменным. Для изменения величины I_{T0*} предусмотрена накладка H , с помощью которой может быть установлено $I_{T0*} = 1$ и $I_{T0*} = 0,5$.

Реагирующий орган. В реальной схеме PO необходимо учитывать время возврата элемента B_1 и время повторной готовности элемента B_2 . Время переключения инверторов HE_1 и HE_2 весьма мало и им можно пренебречь. С учетом этого имеем

$$t_{п} = t_{п} - t_{уст} + t_{воз},$$

где $t_{п}$ — длительность импульсов на выходе элемента выдержки времени B_1 ; $t_{воз}$ — время возврата элемента B_1 .

При $t_{п} < t_{уст}$ импульсы на выходе элемента B_1 отсутствуют и сигнал на выходе элемента B_2 равен единице. При $t_{п} \geq t_{уст}$ возможны следующие режимы. Если время возврата элемента B_1 больше времени повторной готовности элемента B_2 , то сигнал на выходе элемента B_2 становится равным нулю при $t_{п} = t_{уст}$. Если же время возврата элемента B_1 меньше времени повторной готовности элемента B_2 , то сигнал на выходе элемента B_2 становится равным при выполнении условия

$$t_{п} + t_{воз} - t'_{п.г} \geq t_{уст},$$

где $t'_{п.г}$ — время повторной готовности элемента B_2 . В этом случае при плавном изменении величины тока на входе PO на его выходе будут наблюдаться импульсы и паузы в интервале, определяемом из выражения

$$t_{уст} \leq t_{п} \leq t_{уст} + t'_{п.г} - t_{воз}.$$

В данном режиме подвижная система и контакты быстродействующего промежуточного реле, включенного на выходе PO , могут вибрировать. Обычно под временем повторной готовности $t'_{п.г}$ понимают минимальную длительность паузы на входе элемента выдержки времени, при которой погрешность вы-

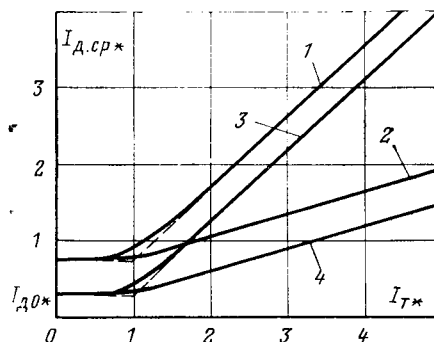


Рис. 6. Тормозные характеристики защиты:

1, 2 — $I_{д0*} = 0,7$; 1 — $k_T = 0,9$; 2 — $k_T = 0,3$;
3, 4 — $I_{д0*} = 0,3$; 3 — $k_T = 0,9$; 4 — $k_T = 0,3$.

держки времени не превышает заданной, например, —5%. Поскольку выдержка времени элемента B_2 должна принимать несколько больше периода промышленной частоты, а период следования импульсов на выходе B_1 при синусоидальном токе на входе реле равен 0,5Т, под временем $t'_{п.г}$ понимается минимальная длительность паузы, при которой выдержка времени элемента B_2 уменьшается до 0,5Т, т. е. погрешность составляет —50%.

При броске намагничивающего тока сигнал на выходе PO будет равен нулю при выполнении условия

$$t_{п} \geq t_{уст} + t_{п.г} - t_{воз}.$$

Анализ схем выдержки времени, выполненных на принципе заряда или разряда RC -цепи [Л. 12, и 13], показывает, что получить заданное время возврата при длительности импульса, близкой к уставке, можно лишь в том случае, если пороговый орган элемента имеет релейную характеристику. Выполнение этого условия приводит к усложнению схемы элемента выдержки времени, поэтому в PO использованы простейшие схемы элементов выдержки времени, не имеющие релейной характеристики порогового органа. Выбор элементов, входящих в схему PO , производился также из условия максимального упрощения его схемы при выполнении заданных требований. Исходя из этого оказалось целесообразным использовать в схеме PO элемент выдержки времени на возврат $B_в$. При этом $PФ$ выполнен по схеме усилителя-ограничителя на одном транзисторе T_1 ; элемент $B_в$ выполнен на транзисторах T_2 и T_3 и включает зарядную цепочку R_6 — C_1 ; элемент B_2 выполнен на транзисторах T_4 и T_5 и включает зарядную цепочку R_{13} — C_2 (рис. 7). Регулировка тока I_{p0} производится с помощью потенциометра R_2 в пределах 0,8—2 ма.

Для получения релейной характеристики PO в его схему необходимо вводить цепь положительной обратной связи. Из (11) видно, что действие обратной связи на уменьшение тока I_{p0} неэффективно, так как при больших величинах тормозного тока I_1 доля тока I_{p0} мала и коэффициент возврата PO будет близок к единице. При действии обратной связи на увеличение $t_{уст}$ коэффициент возврата PO не зависит от значения тока I_1 . Кроме того, увеличение $t_{уст}$ после срабатывания PO позволяет улучшить работу реле при токах короткого замыкания с апериодической составляющей. В первом периоде после возникновения короткого замыкания степень насыщения трансформаторов тока значительно меньше, чем во втором периоде и длительность пауз на заданном уровне замера также меньше. Поэтому PO , сработав в первом периоде, будет удерживаться в последующих благодаря увеличению уставки по длительности паузы.

Обратная связь в PO осуществляется путем подключения между его выходом и средней точкой делителя R_7, R_8 диода D_7 . К этой же точке подключено зарядное сопротивление R_6 элемента $B_в$. Анализ временных диаграмм рис. 3,б показывает, что при

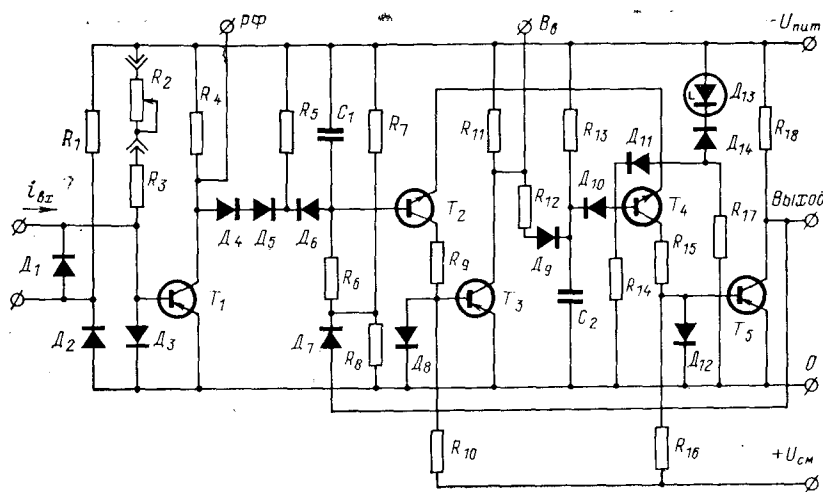


Рис. 7. Принципиальная схема PO .

синусоидальном токе на входе дифференциального реле благодаря влиянию обратной связи PO срабатывает при выполнении условия

$$t_{п} \leq t_{уст} + t'_{п.г}. \quad (20)$$

При броске намагничивающего тока блокирование реле обеспечивается при выполнении условия:

$$t_{п} \geq t_{уст} + t_{п.г}. \quad (21)$$

Поскольку в рассматриваемой схеме элемента выдержки времени B_2 величина $t'_{п.г}$ примерно в 1,5—2 раза меньше $t_{п.г}$, из сопоставления выражений (20) и (21) видно, что при синусоидальном токе PO срабатывает при меньшей длительности пауз, чем при броске намагничивающего тока. Такое различие приводит к загромождению PO на синусоидальном токе при заданной уставке по условию отстройки от бросков намагничивающего тока. Поэтому величину $t_{п.г}$ желательно иметь как можно меньше. С достаточной для практических целей точностью можно полагать, что время повторной готовности элемента выдержки времени равно времени разряда конденсатора C_2 . Разряд конденсатора C_2 происходит при постоянном токе базы транзистора T_3 через цепь: эмиттер-коллектор транзистора T_3 , сопротивление R_{12} и диод D_9 . В процессе разряда ток коллектора транзистора T_3 много больше токов, протекающих через сопротивления R_{11} и R_{13} , поэтому, а также пренебрегая значением сопротивления R_{12} , время разряда конденсатора можно определять из упрощенного выражения [Л. 14]

$$t_p \approx \frac{U_{c0} C_2}{\beta I_6},$$

где U_{c0} — напряжение заряда конденсатора.

Приемлемые результаты можно получить при выполнении условия $t_{п.г} \leq 0,15 t_{уст}$. Уставка по длительности паузы принимается обычно равной 5 мсек, поэтому $t_p \approx t_{п.г} \leq 0,75$ мсек. Ток базы транзистора T_3 выбирается из условия, чтобы получить указанное время разряда при минимальном расчетном коэффициенте усиления β (с учетом разброса от образца к образцу, температуры и старения).

Максимальный коэффициент усиления для данного типа транзистора может превышать минимальный расчетный коэффициент усиления в 4—5 раз.

При максимальном β транзистор T_3 довольно быстро переходит в режим насыщения, после чего разряд конденсатора C_2 происходит по экспоненциальному закону с постоянной времени $\tau'_p = R_{12}C_2$. В рассматриваемой схеме PO $U_{c0} = 7,5$ в; $C_2 = 1,5$ мкф; $R_{12} = 51$ ом. При этом $t_{п.г}$ находится в пределах 0,25—0,75 мсек. Конструктивно PO выполнен на печатной плате размерами 160×80 мм и подключается к схеме защиты с помощью штепсельного разъема.

Основные параметры, выбор уставок и некоторые результаты опытной эксплуатации защиты. Конструктивно защита выполнена в прямоугольном корпусе в трехрелейном исполнении и включает также общие для трех фаз параметрический стабилизатор для питания полупроводниковых цепей, выходное реле, указательное реле. Габаритные размеры защиты $290 \times 342 \times 275$ мм.

Выравнивание действия токов плеч защиты производится в диапазоне токов от 2,5 до 5 а. Как указывалось выше, рассматриваемая защита обеспечивает отстройку от токов включения и в условиях поглощения ТТ апериодической составляющей тока. Поэтому для расширения диапазона выравнивания токов плеч применены автотрансформаторы тока, конструктивно выполненные отдельно. Автотрансформаторы тока имеют два исполнения: для диапазона токов от 0,34 до 2,5 а и для диапазона от 5 до 33 а. Погрешность выравнивания не превышает 10%.

Диапазон плавной регулировки начального тока срабатывания защиты в относительных единицах $I_{до*} = 0,3—0,7$. Диапазон плавной регулировки коэффициента торможения $k_T = 0,3 \div 0,9$. Время срабатывания защиты при двукратном токе срабатывания не более 0,03 сек без выходного реле и не более 0,04 сек с выходным промежуточным реле.

Мощность, потребляемая цепями переменного тока защиты в аварийном режиме при одностороннем питании составляет около 1 в·а на фазу при номинальном токе ответвления; мощность, потребляемая защитой совместно с выравнивающими автотрансформаторами тока, в указанном режиме составляет около 2,5 в·а на фазу при номинальном токе ответвления.

Выбор уставок защиты должен производиться с учетом следующих особенностей. На минимальной уставке по току срабатывания ($I_{до*} = 0,3$) защита отстроена от бросков намагничивающего тока с амплитудой, превышающей амплитуду номинального тока силового трансформатора примерно в 8—9 раз. В реальных условиях амплитуда броска намагничивающего тока обычно не превышает $8I_{нм}$, поэтому режим броска намагничивающего тока для рассматриваемой защиты, как правило, не является расчетным.

Выбор уставок по условию отстройки от расчетных токов небаланса при внешних коротких замыканиях производится на основе выражения [Л. 3]

$$I_{с.з} \geq k_n I_{нб.расч}, \quad (22)$$

где $I_{с.з}$ — первичный ток срабатывания защиты; k_n — коэффициент надежности, может быть принят равным 1,5; $I_{нб.расч}$ — расчетный ток небаланса,

При выравнивании действия токов плеч защиты $n_{ат}$ (а при отсутствии выравнивающего автотрансформатора тока $I_{н.отв}$) выбирается таким образом, чтобы для каждой из сторон как можно точнее выполнялось условие:

$$I_{1н} = I_{н.отв} \frac{n_{ат} n_T}{k_{сх}}, \quad (23)$$

где $I_{1н}$ — номинальный ток, соответствующий номинальной мощности наиболее мощной обмотки трансформатора или типовой мощности автотрансформатора; $n_{ат}$ — коэффициент трансформации выравнивающего автотрансформатора; $k_{сх}$ — коэффициент, учитывающий схему соединения ТТ защиты.

Поскольку погрешность выравнивания не превышает 10%, на основании (23) приближенно можно полагать:

$$I_{с.з*} = \frac{I_{с.з}}{I_{1н}} \approx I_{д.ср*}. \quad (24)$$

Подставив значение $I_{с.з}$ из (22) в (24), получаем:

$$I_{д.ср*} \geq k_n \frac{I_{нб.расч}}{I_{1н}}. \quad (25)$$

Выбор уставок в соответствии с выражениями (19) и (25) производится в двух режимах. В первом режиме, который является расчетным для определения $I_{до*}$, ток небаланса определяется при такой величине тока нагрузки (или тока внешнего короткого замыкания), при которой выполняется условие $I_{т*} = I_{т0.расч*}$. В этом режиме составляющей тока небаланса, обусловленной погрешностью ТТ, можно пренебречь. Во втором режиме, который является расчетным для определения k_T , ток небаланса определяется при максимальном токе внешнего короткого замыкания. При этом учитывается только ток небаланса, обусловленный периодической составляющей тока короткого замыкания.

В настоящее время ряд образцов защиты установлен в опытную эксплуатацию на трансформаторах мощностью от 30 до 60 Мв·а с уставками по начальному току срабатывания $I_{до*}$ от 0,3 до 0,6. Осциллографирование токов на входе защиты при включениях силовых трансформаторов на холостой ход показало, что форма кривой токов близка к расчетной. При этом защита надежно отстроена от указанных токов. Проводились также опыты искусственных коротких замыканий в зоне и вне зоны действия защиты с осциллографированием токов на входе защиты. Поведение защиты было правильным. За время эксплуатации было большое количество внешних коротких замыканий; во всех случаях защита не срабатывала.

Выводы. 1. Дифференциальная защита трансформаторов и автотрансформаторов с использованием принципа сравнения длительности пауз на заданном уровне замера с заданным временем в сочетании с торможением от второй гармоники дифференциального тока и процентным торможением от токов плеч обладает более высокой чувствительностью, быстродействием и меньшей потребляемой мощностью по сравнению с применяемыми в настоящее время защитами с использованием реле с насыщающимися трансформаторами тока.

2. Защита имеет фиксированные диапазоны выравнивания токов плеч, а также независимую регулировку начального тока срабатывания и коэффициента торможения, что позволяет упростить выбор ее уставок.

Список литературы

1. Федосеев А. М. Основы релейной защиты. М., Госэнергоиздат, 1961.
2. Дроздов А. Д. Электрические цепи с ферромагнитными сердечниками в релейной защите. М.—Л., «Энергия», 1965.
3. Руководящие указания по релейной защите. Защита блоков генератор-трансформатор и генератор-автотрансформатор, вып. 5. М.—Л., «Энергия», 1963.
4. Wiszniewski A. Laboratory simulation of power transformer Inrush Currents.—Int. g. Elect. Engng. Educ., 1967, vol. 5.
5. Основы теории цепей. М.—Л., «Энергия», 1965, с. 439. Авт.: Зевекс Г. В., Ионкин П. А., Негушил А. В., Страхов С. В.
6. Sharp R. L., Glassburn W. E. Дифференциальная защита трансформатора с торможением от вторых гармоник.—В сб.: Энергетика за рубежом. Релейная защита, вып. 3. М., Госэнергоиздат, 1960, с. 45—59.

7. Differentialschutz RQS4 (Каталог). VEB Elektro-Apparatewerke. Berlin-Treptov, 1967.

8. Дмитренко А. М. Устройство для дифференциальной защиты силового трансформатора. А. С. № 266909 (СССР). Оpubл. в бюлл.—Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1970, № 12, с. 58.

9. Дмитренко А. М. Применение корректирующих звеньев для повышения чувствительности время-импульсных дифференциальных реле.—«Труды ВНИИР. Устройства релейной защиты и автоматики энергосистем», 1973, вып. 1, с. 69—79.

10. Дмитренко А. М. Исследование работы корректирующего звена время-импульсных дифференциальных реле.—Изв. вузов. Электромеханика», 1974, № 8, с. 854—860.

11. Атабеков Г. И. Теоретические основы электротехники, ч. I. М., «Энергия», 1966, с. 74—76.

12. Двухступенчатая дистанционная защита на полупроводниковых логических элементах.—«Электрические станции», 1964, № 3, с. 66. Авт.: Кочетков В. В., Левиуш А. И., Сашир Е. Д.

13. Малаховский Е. И. Исследование стабильности реле времени с электрическим контуром RC.—«Электричество», 1965, № 8, с. 76—77.

14. Степаненко И. П. Основы теории транзисторов и транзисторных схем. М., «Энергия», 1967, с. 527.

[28.10.1974]



УДК 621.314.224.018.782.3

Универсальные характеристики трансформаторов тока в переходном режиме короткого замыкания

Кандидаты техн. наук КУЖЕКОВ С. Л., ИВАНКОВ Ю. И.,
инженеры КОЛЕСНИКОВА Л. Д., ВАСИНА Л. В., АЛТЫНПАРА Л. З.

Новочеркасский политехнический институт

Апериодическая составляющая тока короткого замыкания вызывает насыщение магнитопроводов трансформаторов тока (ТТ), используемых в схемах релейной защиты. Это может вызвать в некоторых случаях замедление, отказ в срабатывании или ложные действия устройств релейной защиты и противоаварийной автоматики. В связи с этим актуальна задача разработки инженерного метода расчета переходных процессов в ТТ.

Анализ процессов в ТТ в переходных режимах короткого замыкания обычно производится с помощью аналитических расчетов, а также математического и физического моделирования. Этот анализ можно выполнить или путем расчета процессов в каждом конкретном ТТ, или с помощью универсальных характеристик, пригодных для многих ТТ. Расчеты для конкретного ТТ трудоемки, требуют больших затрат времени и вследствие этого проводить их не всегда целесообразно. Для широкой инженерной практики более оправдано использование универсальных характеристик.

Известны обобщенные характеристики, разработанные в институте электродинамики АН УССР (Сирота И. М., Стогний Б. С. и др.), и универсальные кривые ТТ с прямоугольной характеристикой намагничивания (ПХН), приведенные в [Л. 1].

Недостатками обобщенных характеристик являются: а) чрезмерно большое количество кривых; б) характеристики позволяют определить только минимальные значения вторичного тока ТТ и не дают всей картины переходного процесса.

Метод ПХН, предложенный Rogowski W. и развитый Wentz E. С., Sonnemann W. К., Дроздовым А. Д., Wright A., Казанским В. Е. и др., позволяет достаточно просто рассчитать переходный процесс в ТТ и во многих случаях представить его в виде небольшого числа универсальных характеристик. Для установившегося режима применяются характеристики, дающие зависимость погрешностей от обобщенного параметра режима [Л. 2—5]:

$$A_z = \frac{B_s}{B_m},$$

где B_s — индукция насыщения ТТ; B_m — условная индукция (амплитудное значение), которая имела бы место в сердечнике при отсутствии насыщения.

Этот же параметр A_z использован в [Л. 1] в качестве основы для построения характеристик переходного режима ТТ. Однако такие характеристики имеют ряд недостатков. Во-первых, кривые построены без учета остаточной индукции в сердечнике ТТ, что существенно ограничивает область их использования. Учет остаточной индукции значительно увеличил бы количество кривых и затруднил бы пользование методом, приведенным в [Л. 1].

Во-вторых, кривые даны в диапазоне $A_z \leq 13$. Такая область A_z является необоснованно широкой, поскольку как показали исследования, в переходном режиме метод ПХН справедлив лишь при $A_z \leq 3,0$.

В-третьих, в [Л. 1] погрешности ТТ вычислены только за нечетные полупериоды, а о погрешностях за период не приводятся никаких сведений. В на-

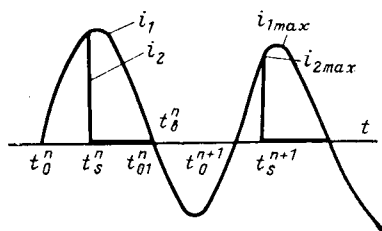


Рис. 1. Кривые токов переходного режима ТТ с ПХН.

стоящее время общепринятыми являются характеристики, отнесенные к периоду промышленной частоты 50 *Гц*. Это объясняется тем, что времена срабатывания современных быстродействующих защит определяются в основном работой их измерительных органов со временем срабатывания в пределах 0,02 *сек* [Л. 6]. Дальнейшее повышение быстродействия существенно усложняется трудностями в выявлении отличий процесса короткого замыкания в защищаемой зоне от других ненормальных режимов, при которых защита не должна приходить в действие.

Целью статьи является описание разработок универсальных характеристик одиночного ТТ в переходном режиме короткого замыкания. При этом были приняты следующие допущения:

- 1) сердечник ТТ имеет ПХН;
- 2) нагрузка на ТТ имеет активный характер, а индуктивность рассеяния вторичной обмотки ТТ L_{s2} равна нулю;
- 3) в токе короткого замыкания содержится максимальная аperiodическая составляющая и только основная гармоника с частотой 50 *Гц*, т. е.

$$i'_1 = I'_{1m} \left[\exp \left(-\frac{t}{T_1} \right) - \cos \omega t \right],$$

где i'_1 , I'_{1m} — соответственно мгновенное значение и амплитуда приведенного первичного тока; T_1 — постоянная времени первичной цепи;

- 4) ток предаварийного режима равен нулю.

Для принятых допущений переходный режим ТТ можно разбить на три этапа. На первом этапе ($t=0-t'_s$) ТТ идеально трансформирует ток. После первого момента насыщения t'_s начинается второй этап, который заканчивается моментом, когда сердечник начинает насыщаться на каждом полупериоде. На третьем этапе ТТ насыщается на каждом полупериоде. Этот этап продолжается до конца переходного процесса. Если нагрузка на ТТ выбрана по условию $\varepsilon \leq 10\%$, где ε — полная погрешность ТТ, то третий этап отсутствует и второй этап длится до конца переходного процесса.

В качестве основы для построения характеристик ТТ с ПХН был взят метод, изложенный в [Л. 7]. На рис. 2—7 приведены характеристики вторичного тока и погрешностей ТТ, в дальнейшем называемые просто кривыми токов и погрешностей. Характеристики отнесены к периоду промышленной частоты $T=0,02$ *сек* и построены с учетом остаточной индукции в сердечнике ТТ B_r . Аргументом их являются дискретные значения номера периода n после возникновения короткого замыкания. Для удобства пользования точки, относящиеся к одному значению постоянной T_1 , соединены пунктиром.

При активной нагрузке на трансформатор тока индуктивности рассеяния его вторичной обмотки

$L_{s2}=0$, а также отсутствии насыщения сердечника меньшей полуволной, как показано в [Л. 7], моменты перехода первичного тока через нуль t_{01}^n совпадают с моментами выхода из насыщения t_n^* (рис. 1). В этих условиях система уравнений переходов, полученная по методу точечных преобразований при максимальном содержании аperiodической составляющей, имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} \exp \left(-\frac{t_{01}^n}{T_1} \right) &= \cos \omega t_{01}^n; \\ \omega T_1 \exp \left(-\frac{t_s^{n+1}}{T_1} \right) + \sin \omega t_s^{n+1} &= \\ &= \omega T_1 \exp \left(-\frac{t_{01}^n}{T_1} \right) + \sin \omega t_{01}^n, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где t_s^{n+1} — момент насыщения на $(n+1)$ -м периоде.

Рассмотрение уравнений (1) показывает, что изменение всех величин, характеризующих поведение трансформатора тока в переходном режиме, определяется постоянной времени затухания аperiodической составляющей первичного тока. Поэтому для расчета процессов в трансформаторе тока достаточно определить первый момент насыщения, а затем по моментам перехода первичного тока через нуль определить последующие моменты насыщения, которые не зависят от величины сопротивления нагрузки и кратности токов, а определяются только предшествующими моментами переходов первичного тока через нуль. Эти рассуждения позволяют построить кривые моментов насыщения, изображенные на рис. 2. После наступления насыщения сердечника вторичный ток трансформатора тока резко падает практически до нуля. Поэтому моменты перехода вторичного тока через уровень порядка $1,5I'_{1m \text{ ном}}$, где $I'_{1m \text{ ном}}$ — амплитуда приведенного первичного номинального тока в сторону уменьшения абсолютной величины тока практически совпадают с моментами насыщения. В результате удается построить кривые переходных погрешностей по переходу через этот уровень

$$\delta_y^n = \omega t_{01}^n - \omega t_s^n,$$

что представлено на рис. 3. Значения погрешностей δ_y настолько велики, что использование моментов перехода тока через уровень $1,5I'_{1m \text{ ном}}$ в сторону убывания абсолютного значения тока нецелесообразно. Более перспективным является использование моментов перехода через тот же уровень в сторону возрастания абсолютной величины тока. При

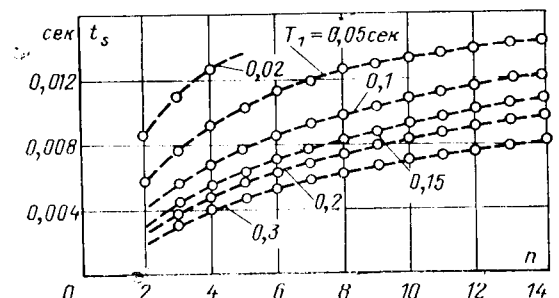


Рис. 2. Характеристики моментов насыщения ТТ.
 n — номер периода.

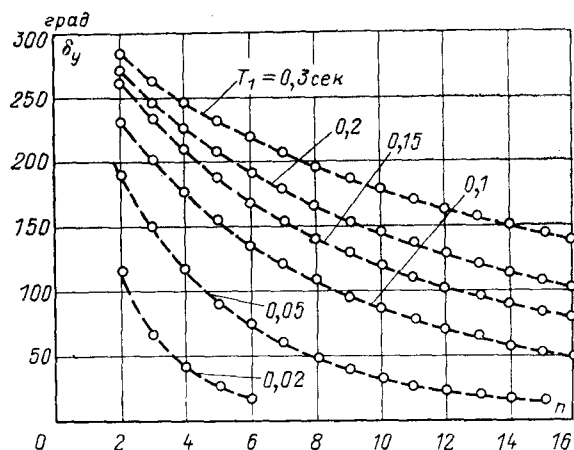


Рис. 3. Характеристики погрешностей ТТ по переходу через уровень $1,5I_{1m ном}$ в переходном режиме короткого замыкания при активной нагрузке.

n — номер периода.

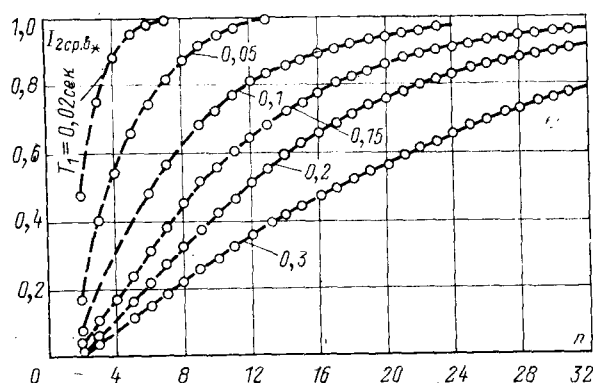


Рис. 4. Характеристики средневывпрямленного значения $I_{2cp.в*} = \frac{I_{2cp.в}}{I'_{1cp.в}}$ в переходном режиме короткого замыкания.

n — номер периода.

этом значение переходных погрешностей, как показывает анализ, не превышает 30° . Эти обстоятельства в ряде случаев учитываются в современной технике релейной защиты. Так, например, в защите сборных шин фирмы Brown Boveri [Л. 8] используются специальные формирователи сигналов по моментам перехода тока через некоторый уровень в сторону увеличения абсолютной величины тока.

Зная моменты насыщения t_s^n и моменты выхода из насыщения, совпадающие с моментами перехода первичного тока через нуль t_{01}^n , можно получить выражения для вычисления интегральных характеристик вторичного тока таких, как действующее значение I_2 , средневывпрямленное значение $I_{2cp.в}$, амплитудное значение i_{2max} , угловую погрешность δ_1 , амплитуду 1-й гармоники I_{21m} , а также аналогичные характеристики тока намагничивания. Следует заметить, что вычисление высших гармоник вторичного тока и тока намагничивания (второй и последующих) при использовании ПХН дает большие ошибки и поэтому нецелесообразно.

Выражение для средневывпрямленного значения вторичного тока имеет вид:

$$I_{2cp.в} = \frac{2I'_{1m}}{\omega T} \left[\omega T_1 \exp\left(-\frac{t_{01}^n}{T_1}\right) + \sin \omega t_{01}^n - \right.$$

$$\left. - \omega T_1 \exp\left(-\frac{t_{01}^n}{T_1}\right) - \sin \omega t_{01}^n \right]. \quad (2)$$

Аналогичные формулы нетрудно получить для остальных интегральных характеристик вторичного тока ТТ I_2 , I_{21} , δ_1 .

На рис. 4 представлены кривые изменения средневывпрямленного значения вторичного тока $I_{2cp.в*}$ в переходном режиме короткого замыкания. Значение средневывпрямленного значения нарастает от нуля до $I'_{1m}/1,11\sqrt{2}$. В реальных условиях ТТ частично работает в соответствии с универсальными характеристиками. До первого момента насыщения величина вторичного тока равна приведенному первичному $i_2 = i'_1$ и

$$I_{2cp.в} = I'_{1cp.в} = I'_{1m} \left\{ \frac{1}{1,11\sqrt{2}} + \exp\left[\frac{-(n-0,5)T}{T_1}\right] \right\}, \quad (3)$$

где n — номер периода после начала короткого замыкания.

Первый момент насыщения определяется в соответствии с [Л. 2] путем решения трансцендентного уравнения

$$\frac{B_s - B_r}{B_m} = \omega T_1 \left[1 - \exp\left(-\frac{t_s^1}{T_1}\right) \right] - \sin \omega t_s^1. \quad (4)$$

Для облегчения отыскания первого момента насыщения t_s^1 на рис. 5 приведены кривые t_s^1 в зависимости от величины и знака остаточной индукции, постоянной времени T_1 , тока короткого замыкания и сопротивления нагрузки трансформатора тока.

По мере затухания апериодической составляющей в первичном токе меньшая из полувольт увеличивается и может вызвать насыщение сердечника. Для определения величины вторичного тока, при котором его средневывпрямленное значение стабилизируется, воспользуемся тем обстоятельством, что в условиях, когда меньшая из полувольт его полно-

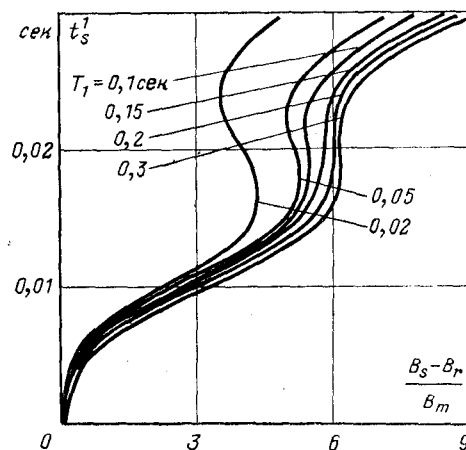


Рис. 5. Кривые для определения первого момента насыщения ТТ в переходном режиме короткого замыкания при активной нагрузке.

n — номер периода.

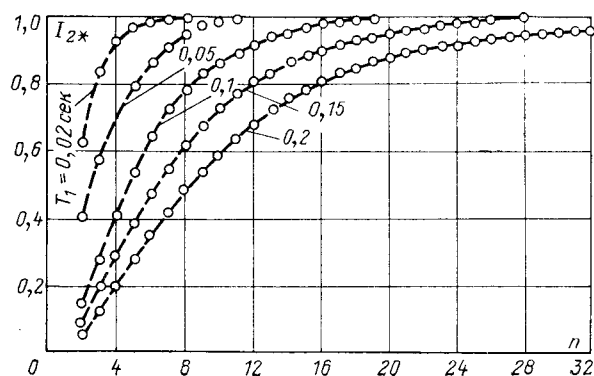


Рис. 6. Характеристики действующего значения $I_{2*} = \frac{I_2}{I_1}$ в переходном режиме короткого замыкания. n — номер периода.

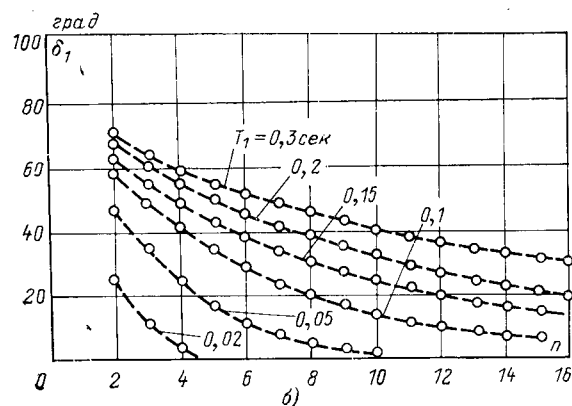
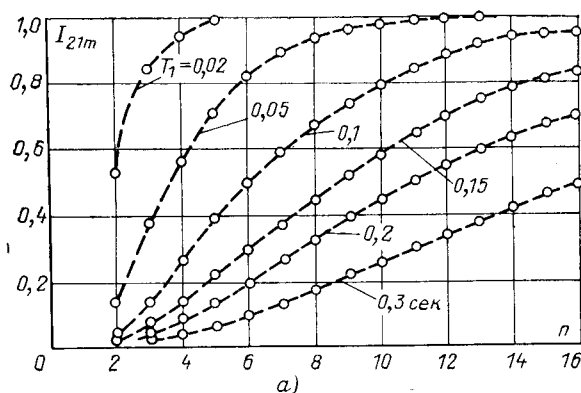


Рис. 7. Зависимость амплитуды (а) и угловой погрешности (б) 1-й гармоники вторичного тока в переходном режиме короткого замыкания при активной нагрузке. n — номер периода.

стью трансформируется, но уже создает приращение индукции $\Delta B = 2B_s$, можно записать:

$$\frac{1}{\omega_2 s} \int_{t_{01}}^{t_{01}^{n+1}} i_2 r_2 dt = 2B_s,$$

где r_2 — сопротивление вторичной цепи ТТ; ω_2 — число вторичных витков ТТ; s — сечение магнитопровода ТТ.

Учитывая, что во вторичном токе средние значения полуволн равны и что

$$I_{2cp.в} = \frac{2}{T} \int_{t_{01}^n}^{t_{01}^{n+1}} i_2 dt,$$

получаем

$$I_{2cp.в} = \frac{4\Psi_s}{Tr_2},$$

где $\Psi_s = B_s \omega_2 s$ — потокосцепление, соответствующее B_s .

Для действующего значения вторичного тока I_2 на рис. 6 приводятся аналогичные характеристики. До первого момента насыщения

$$I_2 = \sqrt{(I'_1)^2 + \left\{ I'_{1m} \exp \left[-\frac{(n-0,5)T}{T_1} \right] \right\}^2}. \quad (5)$$

После насыщения ТТ меньшей полуволной тока величина I_2 стабилизируется значением

$$I_2 = \frac{4\Psi_s k_\Phi}{Tr_2}, \quad (6)$$

где k_Φ — коэффициент формы кривой тока. Упрощенно величину k_Φ можно определить по [Л. 5].

Метод, приведенный в данной работе, позволяет определить величину и фазу 1-й гармоники вторичного тока i_2 в переходном режиме. На рис. 7,а приводятся кривые амплитуды 1-й гармоники I_{21m} , а на рис. 7,б — кривые угловых погрешностей в переходном режиме короткого замыкания. До первого момента насыщения ТТ идеально трансформирует ток, поэтому $I_{21m} = I'_{11m}$, где I'_{11m} — амплитуда 1-й гармоники приведенного первичного тока. Пренебрегая влиянием апериодической составляющей первичного тока на величину его 1-й гармоники (с ошибкой не более, чем 2% при $T \geq 0,02$ сек), до первого момента насыщения

$$I_{21} = \frac{I'_{1m}}{\sqrt{2}},$$

где I_{21} — действующее значение 1-й гармоники вторичного тока, соответственно угловая погрешность $\delta_1 = 0$. В дальнейшем процесс описывается универсальными характеристиками (рис. 7). После насыщения сердечника меньшей полуволной величина и фаза 1-й гармоники будет стремиться к тем величинам, которые имеют место в установившемся режиме короткого замыкания. В первом приближении I_{21} и δ_1 можно определить после насыщения ТТ меньшей из полуволн по универсальным характеристикам из [Л. 5].

Примеры использования универсальных характеристик.
Пример 1. Требуется определить поведение физической модели ТТ, имеющей следующие параметры: $\omega_1 = 291$; $\omega_2 = 668$; $s = 5$ см²; $r_n = 0,8$ ом; ток в первичной обмотке $I_1 = 45$ а; $T_1 = 0,028$ сек; $B_r = 1,0$ тл. Апериодическая составляющая максимальна. Сопротивление нагрузки $r_n = 3,2$ ом.

Условная индукция в сердечнике

$$B_m = \frac{I_1 \frac{\omega_1}{\omega_2} (r_n + r_n)}{222 \omega_2 s} = 1,05 \text{ тл};$$

отношение

$$\frac{B_s - B_r}{B_m} = 0,67,$$

т. е. ТТ насыщается на первом периоде, из рис. 5 $t_{1s} \approx 0,0066$ сек. Затем процесс описывается (начиная со второго периода) универсальными характеристиками для переходного режима. Насыщение меньшей из полувольт отсутствует, поэтому характеристики справедливы до конца переходного процесса.

Минимальные значения вторичного тока по характеристикам рис. 4, 6, 7а:

$$I_{2cp.v} \approx 0,39 I'_{1cp.v} = 6,96 \text{ а;}$$

$$I_2 \approx 0,57 I_1 = 11,1 \text{ а;}$$

$$I_{21m} \approx 0,39 I'_{1m} = 10,8 \text{ а.}$$

Максимальные погрешности по рис. 7,б $\delta_{1max} = 35^\circ$ и по рис. 3 $\delta_{umax} = 135^\circ$.

На рис. 8 приведена осциллограмма токов физической модели ТТ, снятая при указанных условиях. Здесь $t_{1s} = 0,0064$ сек, $\delta_{umax} = 147^\circ$, т. е. погрешность расчета не превышает 10%.

Пример 2. Построить кривые средневывпрямленного значения вторичного тока ТТ с ПХН при максимальном содержании аperiodической составляющей с постоянной времени $T_1 = 0,075$ сек. Нагрузка на ТТ активная, $L_{s2} \approx 0$, $B_r = +1,0$ тл.

1. В установившемся режиме ТТ имеет погрешность $f_i = 25\%$, а погрешность по средневывпрямленному значению $f_{icp.v} = 40\%$, $B_m = 3,1$ тл.

Отношение

$$\frac{B_s - B_r}{B_m} = \frac{1,7 - 1,0}{3,1} = 0,225,$$

т. е. ТТ насыщается на первом периоде.

Начиная со второго периода, процесс описывается универсальными характеристиками для переходного режима.

Относительное значение тока $I_{2cp.v}$, при котором происходит его стабилизация, определяется из выражения:

$$I_{2cp.v*} = \frac{I_{2cp.a}}{I'_{1cp.v}} = 1 - f_{icp.v} = 0,6.$$

По универсальной кривой (рис. 4) определяем момент стабилизации (с точностью до периода) $n=6$, т. е. ТТ насыщается меньшей из полувольт тока на шестом периоде с начала короткого замыкания. В таблице приведены расчетные значения $I_{2cp.v}$, полученные при использовании универсальных характеристик рис. 4, и опытные значения $I_{2cp.v}$ в %, полученные путем обработки осциллограммы рис. 9. Расхождение расчетных и опытных данных не превышает 10%.

II. В установившемся режиме $f_i = 30\%$, $f_{icp.v} = 45\%$, $B_m = 3,4$ тл.

Отношение

$$\frac{B_s - B_r}{B_m} = \frac{1,7 - 1,0}{3,4} \approx 0,21,$$

т. е. ТТ также насыщается на первом периоде.

Начиная со второго периода, процесс описывается универсальными характеристиками.

Относительное значение $I_{2cp.v*}$, при котором происходит его стабилизация

$$I_{2cp.v*} = 1 - f_{icp.v} = 0,55.$$

Номер периода n	Вторичный ток, средневывпрямленное значение			
	а) $f_i = 25\%$; $T_1 = 0,075$ сек		б) $f_i = 30\%$; $T_1 = 0,075$ сек	
	расчет	опыт	расчет	опыт
2	11,4	12,1	11,4	11,5
3	22	22,6	22	22,8
4	38	36,3	38	37,3
5	50	50,1	50	45,8
6	60	58,1	55	51,5
7	60	60,1	55	51,7
8	60	62,4	55	53,4
9	60	62,7	55	51,2
10	60	62,7	55	51,9
11	60	63,2	55	52
12	60	63,5	55	53
13	60	63,6	55	53,4
14	60	63,8	55	—
15	60	63,8	55	—

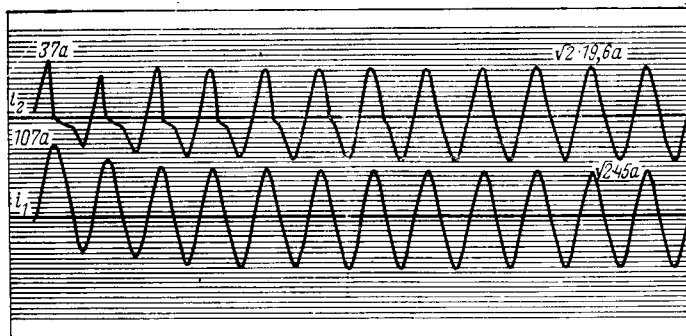


Рис. 8. Осциллограмма токов физической модели трансформатора тока ТФНД-35М-630/5.

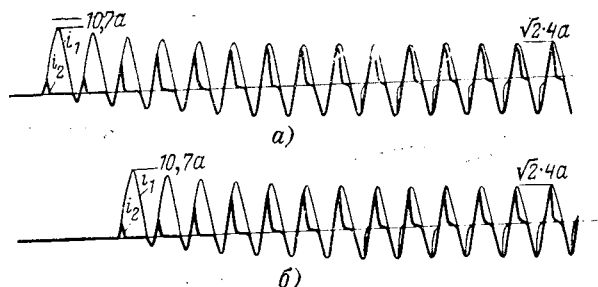


Рис. 9. Осциллограммы работы ТТ с ПХН в переходном режиме, $T_1 = 0,075$ сек.

Для установившегося режима: токовая погрешность а — $f_i = 25\%$; б — $f_i = 30\%$; вторичный ток, действующее значение а — $I_2 = 3$ а; б — $I_2 = 2,8$ а; средневывпрямленное значение а — $I_{2cp.v} = 2,16$ а; б — $I_{2cp.v} = 2$ а.

Номер периода, на котором происходит стабилизация тока по характеристикам рис. 4, составляет $n=5-6$. В таблице также приведены расчетные и фактические значения тока $I_{2cp.v}$ в %, отличающиеся не более, чем на 10%.

Выводы 1. При активной нагрузке на трансформатор тока с прямоугольной характеристикой намагничивания в переходном режиме короткого замыкания до насыщения меньшей полувольт интегральные величины и мгновенные значения вторичного тока определяются только постоянной времени аperiodической составляющей первичного тока. Это дает возможность построить универсальные характеристики мгновенных значений и интегральных величин вторичного тока трансформатора тока в указанных условиях.

2. Реальные трансформаторы тока до первого момента насыщения в переходном режиме работают без искажений, затем вторичные токи изменяются в соответствии с универсальными характеристиками для переходного режима, а после насыщения трансформатора тока меньшей из полувольт, вторичные токи приближенно описываются известными универсальными характеристиками, построенными для установившегося режима короткого замыкания.

Список литературы

1. Либерзон Э. М., Королев Е. П. Инженерный метод расчета переходных процессов в трансформаторах тока. — «Электричество», 1968, № 12.
2. Дроздов А. Д. Электрические цепи с ферромагнитными сердечниками в релейной защите. М., «Энергия», 1965.
3. Метод расчета токовой и угловой погрешностей трансформаторов тока при глубоком насыщении сердечника.

«Электричество», 1967, № 12. Авт.: Дмитриев К. С., Казанский В. Е., Королев К. П., Либерзон Э. М.

4. Казанский В. Е. Трансформаторы тока в схемах релейной защиты. М., «Энергия», 1969.

5. Дмитриев К. С. Универсальные характеристики трансформаторов тока с прямоугольной характеристикой намагничивания. М., СИНТИ ОРГРЭС, 1970.

6. Современная релейная защита. Переводы докладов международной конференции по большим электрическим си-

стемам. Под ред. В. М. Ермоленко, А. М. Федосеева. М., «Энергия», 1970.

7. Дроздов А. Д., Кужеков С. Л. Исследование формы вторичного тока защитных трансформаторов тока в переходных и установившихся режимах. — «Электричество», 1971, № 1.

8. Herman Haeg, Markus Foster. Elektronischer Sammel-schienenenschutz. — «Brown Boveri Mitteilungen», Bd 53, № 4/5.

[18.3.1974]



УДК 621.311.1.001.57

Регрессионные и авторегрессионные модели прогнозирования показателей развития электроэнергетических систем

Инж. МАРДЕР Л. И., канд. техн. наук МЫЗИН А. Л.

Уральский политехнический институт

При оптимизации развития энергосистем необходимо иметь долгосрочные прогнозы изменения ряда показателей. В первую очередь к ним относятся данные о росте максимальных нагрузок и электропотребления энергосистем и их объединений, а также крупных энергетических узлов; данные о развитии электрических сетей энергосистем, об изменении трансформаторной мощности подстанций.

Если прогнозированию первого показателя уделено определенное внимание [Л. 1—3 и др.], то вопросы прогнозирования двух других показателей мало изучены. В общем случае прогнозируемый показатель является сложной функцией времени. На его значение оказывает влияние множество параметров.

В статье приведены результаты исследования применимости ряда методов описания показателей развития энергосистем с целью их прогнозирования.

Анализ и прогноз протяженности линий электропередач. При планировании развития электрических систем необходимо иметь прогнозы изменения протяженности электрических сетей различных напряжений. Суммарная протяженность электрических сетей одного класса напряжения характеризуется сравнительно большой неравномерностью изменения во времени.

Например, изменение суммарной протяженности ВЛ 220 кВ одной из ОЭС в 1960—1971 гг. характеризовалась следующим рядом (в км): 2173, 2744, 3115, 3115, 3447, 3512, 3710, 3704, 4533, 4462, 4776, 4932. Этот ряд имеет значительную нерегулярность, периоды «застоя» и резких скачков. Возможно даже снижение протяженности ВЛ в отдельные годы вследствие демонтажа некоторых ВЛ или перевода их на другое напряжение. Однофакторные методы прогнозирования, основанные только на изучении предистории процесса как такового, в данном случае не могут дать удовлетворительных результатов. Это создает предпосылки для применения многофакторных моделей.

На протяженность электрических сетей оказывает влияние целая совокупность параметров, характеризующих как энергетические, так и инженерно-географические условия изучаемой системы. К таким показателям могут относиться электропотреб-

ление района ($\mathcal{E}$), максимальная нагрузка (P), установленная мощность электростанций (N), доля гидроэлектростанций (ГЭС) в суммарной установленной мощности ($\alpha_{\text{ГЭС}}$), доля теплоэлектроцентралей (ТЭЦ) в суммарной установленной мощности ($\alpha_{\text{ТЭЦ}}$), число часов использования максимума нагрузки (T_m), максимальная мощность электростанции, отнесенная к суммарной установленной мощности ($\alpha_{\text{ст}}$), максимальная мощность блока, отнесенная к суммарной установленной мощности ($\alpha_{\text{бл}}$) и др.

Представляет интерес исследование возможностей построения моделей протяженности электрических сетей или электросетевых моделей (ЭСМ), как функций этих параметров.

С этой целью на первом этапе были сформированы линейные факторные регрессионные модели развития электрических сетей.

В одной группе моделей факторами являлись P , T_m , $\alpha_{\text{ТЭЦ}}$, $\alpha_{\text{ст}}$, $\alpha_{\text{сел}}$, F (F — площадь территории). В другой группе моделей факторы следующие — N , T_m , $\alpha_{\text{ТЭЦ}}$, $\alpha_{\text{бл}}$, F , n_{15} (n_{15} — число городов с населением более 15 тыс. чел.).

В каждую из групп входили модели: абсолютной протяженности ВЛ ($L_{\text{абс}}$), протяженности, отнесенной к максимальной нагрузке (L_p) и протяженности, отнесенной к площади территории (L_F). Исходной совокупностью были данные по ВЛ 220 кВ за 1960—1970 гг. по семи энергосистемам и четырем ОЭС страны. Для каждого года в отдельности были вычислены соответствующие уравнения регрессии.

Анализ показал, что коэффициенты уравнений довольно значительно различаются для разных лет вследствие нестабильности характера изменения протяженности ВЛ. Поэтому попытка применить полученные уравнения для прогнозирования протяженности электрических сетей оказалась безуспешной. Средняя погрешность прогнозирования ($\varepsilon_{\text{ср}}$) составила 30—60% (в зависимости от структуры энергосистемы). Здесь и далее средняя погрешность ЭСМ для каждой ОЭС определялась как среднее арифметическое по модулю отклонений теоретических значений, подсчитанных по уравнению регрес-

сии, от фактической реализации за все годы изучаемого периода:

$$\varepsilon_{\text{ср}} = \frac{\sum_{t=1}^H |L_t^3 - L_t|}{H},$$

где L_t^3 — эмпирическое наблюдаемое значение показателя в год t ; L_t — значение показателя в год t , вычисленное по модели; H — номер последнего года рассматриваемого периода.

Большие погрешности объясняются также следующими причинами. Анализ факторов показал, что между некоторыми факторами существует сильная корреляционная связь. Известно, что в этом случае точность регрессионной модели резко снижается [Л. 4]. Кроме того, при построении моделей отдельно для каждого года число наблюдений незначительно превышает число коэффициентов уравнения регрессии. Это также приводит к потере точности определения коэффициентов.

Указанные выше недостатки можно частично устранить, если применить модель, в которой коэффициенты при факторах являются функциями времени [Л. 5], а сами факторы статистически слабо зависимы.

Пусть ЭСМ имеет вид:

$$L_t = a_0 + \sum_{i=1}^m a_i x_{ti}, \quad (1)$$

где L_t — протяженность электрических сетей в год t ; x_{ti} — значение фактора i в год t ; a_0 , a_i — коэффициенты.

Пусть коэффициенты являются функциями времени. Рассмотрим случай, когда функции линейны:

$$a_i = b_{i0} + b_{i1}t, \quad i = 0, 1, \dots, m. \quad (2)$$

Тогда зависимость (1) можно записать следующим образом:

$$L_t = b_{00} + b_{01}t + b_{10}x_{1t} + b_{11}tx_{1t} + \dots + b_{m0}x_{mt} + b_{m1}tx_{mt}.$$

Проведя замену переменных $tx_{it} = z_{it}$, имеем:

$$L_t = c_0 + b_{10}x_{1t} + b_{11}z_{1t} + \dots + b_{m0}x_{mt} + b_{m1}z_{mt}. \quad (3)$$

Отмеченный способ был применен к ЭСМ. Число факторов в модели сокращено до четырех (P , $\alpha_{\text{ТЭЦ}}$, F и t в первой группе и N , $\alpha_{\text{ТЭЦ}}$, F , t во второй группе). Соответственно исследованию подвергались модели L_{abc}^I , L_{abc}^{II} , L_P^I , L_P^{II} , L_F^I , L_F^{II} . Результаты подтвердили существенное повышение точности. В табл. 1 приведены значения погрешностей моделей, подсчитанные для рассмотренных объединенных энергосистем.

Как видно из табл. 1, применение многофакторной модели для прогнозирования развития электрических сетей дает вполне удовлетворительные показатели, особенно если учесть, что исследуемые объединения имеют очень широкий диапазон как по мощности (максимум нагрузки от 2000 до 25000 Мвт), так и по протяженности электрических сетей (протяженность сетей 220 кВ от 1000 до 9000 км). Табл. 1 отражает результаты упрощен-

Таблица 1

Средние модули погрешности $\varepsilon_{\text{ср}}$ описания протяженностей ВЛ 220 кВ по модели, %

Исследуемые модели	Диапазоны изменения протяженностей ВЛ 220 кВ в изучаемом периоде по ОЭС, км				
	ОЭС I	ОЭС II	ОЭС III	ОЭС IV	Всего по четырем ОЭС
	2176—7160	4262—8992	972—3081	2173—4932	—
$L_{\text{abc}}^I = f(P, \alpha_{\text{ТЭЦ}}, F, t)$	13,6	17,2	18,46	11	$\frac{15,06^*}{13,9}$
$L_{\text{abc}}^{II} = f(N, \alpha_{\text{ТЭЦ}}, F, t)$	6,7	15,8	14,53	16,54	$\frac{13,42}{16,8}$
$L_P^I = f(P, \alpha_{\text{ТЭЦ}}, F, t)$	11,3	11,6	11,13	19,4	$\frac{13,4}{13,2}$
$L_P^{II} = f(N, \alpha_{\text{ТЭЦ}}, F, t)$	6,6	6,2	9,87	13,3	$\frac{8,99}{10,5}$
$L_F^I = f(P, \alpha_{\text{ТЭЦ}}, F, t)$	13,8	9,5	16,8	6,67	$\frac{11,69}{12,7}$
$L_F^{II} = f(N, \alpha_{\text{ТЭЦ}}, F, t)$	13,8	10,2	18,31	7,38	$\frac{12,42}{14,3}$

* В знаменателе даны среднеквадратические отклонения (σ), выраженные в процентах от средних значений описываемых показателей.

ного расчета, при котором в (1) принималось $a_0 = b_{00}$. Учет «дрейфа» постоянной составляющей по формуле (2) приведет к дальнейшему уменьшению погрешности модели. Из табл. 1 видно, что наилучшими показателями обладает модель L_P^{II} .

На основании проведенных расчетов можно рекомендовать для определения суммарной протяженности электрических сетей 220 кВ следующее выражение:

$$L_{220} = 0,4374 - 18,61 \cdot 10^{-6}N - 12,64 \cdot 10^{-2}\alpha_{\text{ТЭЦ}} + 0,2315 \cdot 10^{-6}F + 0,8Nt + 1,78 \cdot 10^{-3}\alpha_{\text{ТЭЦ}}t - 0,0115 \cdot 10^{-6}Ft, \quad (4)$$

где L_{220} в км/Мвт; N в Мвт; F в кВ·км; $t=1$ для 1960 г.

Проверочные расчеты, с помощью которых сопоставлялись прогнозируемые значения с фактическими за пределами статистической совокупности, показали, что средний модуль погрешности модели не выше приведенного в табл. 1. Закономерности изменения трансформаторной мощности подстанций системы определяются теми же факторами, что изменение протяженности электрических сетей, поэтому для изучения можно применить аналогичные методы.

Анализ и прогноз нагрузки и потребления электроэнергии. Изменение показателей максимальной годовой нагрузки и электропотребления энергосистем в отличие от показателей протяженности электрической сети имеет значительно более устойчивые тенденции.

Таблица 2

Погрешности простых регрессионных моделей
максимальных нагрузок, %

Виды уравнения регрессии	По ОЭС			По отдельным энергосистемам		
	$\epsilon_{\max}$	$\epsilon_{\text{ср}}$	σ	$\epsilon_{\max}$	$\epsilon_{\text{ср}}$	σ
$P = a_0 + a_1 t$	19	6,43	8,2	5,61— 42,6	2,73— 11,21	2,9— 13
$P = a_0 + a_1 t + a_2 t^2$	6,05	2,61	4,65	5— 13,3	0,91— 4,5	1,1— 4,8
$P = a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + a_3 t^3$	6,56	2,56	4,4	—	—	1—4,6

Одним из методов количественного описания явлений, имеющих четко выраженную тенденцию изменения, является однофакторный регрессионный анализ [Л. 4]. Последний был применен для моделирования динамики роста нагрузок совмещенного зимнего максимума ОЭС и семи входящих в него энергосистем. В качестве исходных данных использованы нагрузки за 1960—1972 гг.

Аппроксимация осуществлялась линейным, квадратичным и кубическим уравнениями регрессии вида $P = P(t)$, где t — годы рассматриваемого периода. Результаты, характеризующие максимальные ($\epsilon_{\max}$), средние ($\epsilon_{\text{ср}}$) и среднеквадратические (σ) погрешности аппроксимации (в %). Среднеквадратическая погрешность определялась по формуле:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{t=1}^N (P_t^2 - P_t)^2}{N-1}},$$

где, как и выше, индекс «э» присвоен наблюдаемым значениям моделируемого показателя. Под погрешностью аппроксимации здесь понимается модуль отклонения теоретически предсказанного значения нагрузки по уравнению регрессии от фактической реализации для всей статистической совокупности (1960—1972 гг.). Хотя в данном случае, как и во всех остальных примерах, параметры регрессионных уравнений рассчитывались по методу наименьших квадратов, для наглядности наряду с оценками стандартного отклонения (σ) в таблицах даны результаты вычисления средних погрешностей, а также показаны пределы их изменения для рассматриваемых отдельных энергосистем.

Как видно из табл. 2, квадратичное уравнение регрессии почти не уступает по точности кубическому, но является более простым, поэтому ему должно быть отдано предпочтение. Оно неплохо отражает общую тенденцию изменения электрической нагрузки энергосистем. В то же время из рис. 1, где представлены результаты аппроксимации квадратичным урав-

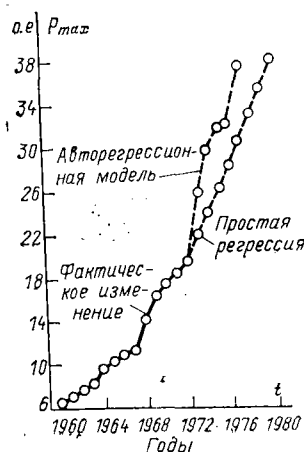


Рис. 1.

нением регрессии, следует, что относительно основной тенденции имеют место нерегулярные изменения нагрузки, которые регрессионный метод учесть не может.

Поэтому была сделана попытка применить авторегрессионный метод [Л. 5] к моделированию максимальной нагрузки. В этом случае нагрузка данного года рассматривалась не как непосредственная функция времени, а как функция значений нагрузок предыдущих лет.

Между значениями нагрузок различных лет имеется корреляционная связь (автокорреляция). Предварительные исследования показали, что автокорреляционная функция медленно затухает во времени. Поэтому была взята модель, содержащая значительное число переменных:

$$P_t = f(P_{t-1}, \dots, P_{t-5}) = a_0 + a_1 P_{t-1} + \dots + a_5 P_{t-5}. \quad (5)$$

Результаты построения авторегрессионных моделей (5) максимальной нагрузки объединенной энергосистемы и семи отдельных энергосистем показали, что точность аппроксимации нагрузки практически не снижается с увеличением временного сдвига (τ) между годами прогнозирования и последним годом исходного периода (в интервале $\tau = 1 \div 5$ лет). Максимальные погрешности описания роста нагрузок по авторегрессионной модели для рассматриваемых систем не превышали 5—6%, а средние погрешности составляли 1—2,5%. Таким образом, применение данной модели обеспечило более высокую точность аппроксимации по сравнению с простой регрессионной моделью.

О точности предсказания нагрузок по авторегрессионной модели можно судить по выборке результатов расчетов для отдельных лет, приведенной в табл. 3.

Полученные результаты, однако, справедливы только внутри описываемой статистической совокупности. Распространить их для прогнозирования за пределами этой совокупности можно, если только есть уверенность в сохранении выявленных закономерностей при дальнейшем развитии энергосистем. На рис. 1 показан длительный прогноз, полученный применением авторегрессионной модели к нагрузке ОЭС. Видны довольно четко выделенные 4—5-летние циклы изменения нагрузки, выявленные в результате анализа имеющихся наблюдений. Очевидно, однако, что в ходе развития энергосистем могут

Таблица 3

Сравнение расчетных (числитель) и фактических (знаменатель) значений максимальных нагрузок (в условных единицах)

Системы	Годы				
	1	4	6	7	8
ЭС I	$\frac{4,27}{4,34}$	$\frac{4,62}{4,64}$	$\frac{5,33}{5,22}$	$\frac{5,59}{5,63}$	$\frac{5,79}{5,81}$
ЭС II	$\frac{0,532}{0,497}$	$\frac{0,764}{0,783}$	$\frac{1,059}{1,058}$	$\frac{1,194}{1,184}$	$\frac{1,322}{1,280}$
ОЭС	$\frac{10,67}{10,25}$	$\frac{13,21}{14,11}$	$\frac{17,4}{17,46}$	$\frac{17,86}{18,37}$	$\frac{19,77}{19,57}$

появляться новые тенденции и закономерности, которые авторегрессионная модель не может учесть, так как она «абсолютизирует» изменения, имевшие место в предыстории процесса. Из рис. 2, например, видно, что прогноз на 1980 г. по авторегрессионной модели слишком оптимистичен. На это повлияло, по-видимому, увеличение темпа роста нагрузки, имевшее место в 1969—1970 гг.

При применении регрессионных и авторегрессионных моделей в системах с иерархической структурой возникает необходимость в увязке (согласовании) прогнозов на разных уровнях. Так, при прогнозировании электрической нагрузки требуется, чтобы сумма предсказываемых значений по отдельным энергосистемам совпадала с прогнозом по объединению. Несмотря на то, что это условие соблюдается для фактически реализованных значений нагрузок, применение отдельных моделей прогнозирования для ОЭС и входящих в него энергосистем будет приводить к несогласованным прогнозам. Поскольку изменение нагрузки ОЭС меньше подвержено влиянию случайных факторов по сравнению с нагрузкой отдельных энергосистем, целесообразно вначале выполнить прогноз по объединению, а затем перейти к предсказанию нагрузок отдельных энергосистем с учетом рассматриваемой увязки прогнозов. Все сказанное выше в равной мере относится и к прогнозу электропотребления.

Для решения поставленной задачи может быть построена модель прогнозирования на основе использования метода вспомогательных множителей Лагранжа.

Пусть имеются ряды эмпирических наблюдений значений нагрузки объединения ($P_{0t}^3, t=1, \dots, H$) и входящих в него энергосистем ($P_{it}^3, i=1, \dots, n; t=1, \dots, H$). Пусть также используется регрессионная модель в виде степенного полинома

$$P_i = a_{i0} + a_{i1}t + \dots + a_{ij}t^j + \dots, i=0, 1, \dots, n. \quad (6)$$

Аппроксимируя наблюдения по ОЭС методом наименьших квадратов, найдем коэффициенты $a_{00}, a_{01}, a_{02}, \dots$. Коэффициенты полиномов для энергосистем должны удовлетворять требованию

$$\min F = \min \sum_{i=1}^n \sum_t [P_{it}^3 - (a_{i0} + a_{i1}t + \dots + a_{ij}t^j + \dots)]^2 \quad (7)$$

при дополнительных условиях

$$a_{0j} = \sum_i a_{ij}, j=0, 1, 2, \dots \quad (8)$$

Для минимизации функции (7) при ограничениях (8) применим метод Лагранжа [Л. 6]. Образует вспомогательную функцию Лагранжа:

$$W = F + 2 \sum_j \lambda_j \left(\sum_i a_{ij} - a_{0j} \right). \quad (9)$$

Приравняв нулю частные производные функции (9) по искомым коэффициентам a_{ij} полиномов, получаем систему линейных алгебраических уравне-

ний для вычисления коэффициентов $a_{ij}, i=0, 1, \dots, n; j=0, 1, 2, \dots$:

$$a_{i0} \sum_t t^j + a_{i1} \sum_t t^{j+1} + \dots + a_{ij} \sum_t t^{2j} + \lambda_j = \sum_t P_{it}^3 t^j, \quad (10)$$

$$i=1, 2, \dots, n; j=0, 1, 2, \dots$$

Система (10) решается совместно с системой (8).

Согласование прогнозов в системах с иерархической структурой можно выполнить также для авторегрессионной модели. Если используется уравнение авторегрессии

$$P_{it} = a_{i1}P_{i,t-1} + \dots + a_{i\tau}P_{i,t-\tau} + \dots + a_{i\theta}P_{i,t-\theta}, \quad (11)$$

то, минимизируя функцию вида

$$\sum_{t=\theta+1}^H \left[P_{0t}^3 - \sum_{\tau=1}^{\theta} a_{0\tau} P_{0,t-\tau}^3 \right]^2, \quad (12)$$

можно определить коэффициенты для ОЭС $a_{0\tau}, \tau=1, \dots, \theta$. Для этого необходимо решить следующую систему линейных уравнений:

$$\sum_{x=1}^{\theta} a_{0x} \sum_{t=\theta+1}^H P_{0,t-x}^3 P_{0,t-\tau}^3 = \sum_{t=\theta+1}^H P_{0t}^3 P_{0,t-\tau}^3, \tau=1, 2, \dots, \theta. \quad (13)$$

Пусть прогноз выполняется на годы $t=H+1, \dots, T$. Тогда условия согласования моделей (11) можно представить так:

$$P_{0t} = \sum_i P_{it}, t=H+1, \dots, T. \quad (14)$$

Результаты наблюдений $P_{it}^3, i=0, 1, \dots, n; t=1, \dots, \theta$ не нуждаются в согласовании, так как для первых θ лет не вычисляются теоретические значения по уравнению авторегрессии; поэтому, чтобы модели удовлетворяли требованиям согласования, требуется минимизировать функцию

$$F = \sum_{i=1}^n \sum_{t=\theta+1}^H \left[P_{it}^3 - \sum_{\tau=1}^{\theta} a_{i\tau} P_{i,t-\tau}^3 \right]^2 \quad (15)$$

при наличии условий связи

$$a_{0\tau} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n a_{i\tau}, \tau=1, \dots, \theta. \quad (16)$$

Эквивалентной является задача минимизации вспомогательной функции Лагранжа без ограничений:

$$W = F + 2 \sum_{\tau=1}^{\theta} \lambda_{\tau} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n a_{i\tau} - a_{0\tau} \right). \quad (17)$$

Для определения коэффициентов $a_{i\tau}$ необходимо решить систему линейных уравнений:

$$\sum_{x=1}^{\theta} a_{ix} \sum_{t=\theta+1}^H P_{i,t-x}^3 P_{i,t-\tau}^3 + \frac{\lambda_{\tau}}{n} = \sum_{t=\theta+1}^H P_{it}^3 P_{i,t-\tau}^3, \quad (18)$$

$$\tau=1, \dots, \theta; i=1, \dots, n,$$

дополненную системой (16).

Таблица 4

Результаты оценки точности прогнозирования годового электропотребления
с согласованием (числитель) и без согласования (знаменатель)

Системы	Годы									Осреднен- ные данные
	1			2			3			
	фактическая величина	расчетная величина	погреш- ность, %	фактическая величина	расчетная величина	погреш- ность, %	фактическая величина	расчетная величина	погреш- ность, %	
ОЭС	105,17	$\frac{104,6}{107,4}$	$\frac{0,54}{2,7}$	112,43	$\frac{110}{112,6}$	$\frac{2,17}{0,36}$	120,51	$\frac{115,4}{118,66}$	$\frac{4,2}{2,88}$	$\frac{2,30}{1,98}$
ЭС I	34,99	$\frac{35,9}{36,55}$	$\frac{2,6}{4,46}$	37,31	$\frac{37,09}{37,8}$	$\frac{0,6}{1,3}$	40,02	$\frac{38,28}{39,05}$	$\frac{4,36}{2,44}$	$\frac{2,52}{2,73}$
ЭС II	27,3	$\frac{27,3}{28}$	$\frac{0}{2,56}$	29,06	$\frac{28,7}{29,45}$	$\frac{1,21}{1,35}$	31,21	$\frac{30,1}{30,9}$	$\frac{3,56}{0,98}$	$\frac{1,59}{1,63}$
ЭС III	15,13	$\frac{14,78}{15,2}$	$\frac{2,6}{0,46}$	15,96	$\frac{15,85}{16,4}$	$\frac{0,68}{2,78}$	17,22	$\frac{16,96}{17,6}$	$\frac{1,5}{2,24}$	$\frac{1,59}{1,83}$
ЭС IV	14,7	$\frac{14,64}{15,08}$	$\frac{0,41}{2,64}$	15,66	$\frac{15,42}{15,9}$	$\frac{1,53}{1,55}$	16,66	$\frac{16,19}{16,72}$	$\frac{2,81}{0,37}$	$\frac{1,85}{1,52}$
ЭС V	6,326	$\frac{5,952}{5,825}$	$\frac{6,04}{7,93}$	7,111	$\frac{6,41}{6,25}$	$\frac{9,85}{12,1}$	7,736	$\frac{6,869}{6,675}$	$\frac{11,2}{13,7}$	$\frac{7,9}{11,24}$
ЭС VI	4,08	$\frac{3,742}{4,06}$	$\frac{8,28}{0,5}$	4,34	$\frac{4,016}{4,35}$	$\frac{7,44}{0,3}$	4,42	$\frac{4,29}{4,65}$	$\frac{9,93}{5,23}$	$\frac{8,55}{2,01}$
ЭС VII	2,64	$\frac{2,319}{2,62}$	$\frac{12,3}{0,76}$	2,994	$\frac{2,515}{2,84}$	$\frac{16,3}{5,1}$	3,248	$\frac{2,711}{3,06}$	$\frac{11,5}{5,75}$	$\frac{13,35}{3,87}$

В табл. 4 приведен пример прогнозирования годового электропотребления ОЭС и семи входящих в нее энергосистем с согласованием суммарного потребления отдельных энергосистем. Пример показан для линейных уравнений регрессии. Для сравнения приведены также результаты расчетов без согласования. Значения электропотребления показаны в условных единицах. По данным табл. 4 построен график (рис. 2), позволяющий судить о зависимости погрешностей от уровня электропотребления в системах.

Как видно из табл. 4, введение дополнительных условий типа (8), (16) приводит в среднем к некоторому увеличению погрешности модели. Из табл. 4 можно заметить, что необходимость согласования

может приводить к наиболее значительному уменьшению точности описания для малых энергосистем, мощность которых значительно меньше остальных энергосистем, входящих в объединение. Вероятно, это говорит о том, что данные системы должны входить в следующие ступени иерархии. При прогнозировании с согласованием на данной ступени иерархии такие малые системы следует объединить в группы по мощности, равноценные остальным системам.

Выводы. 1. Предложена многофакторная модель прогнозирования протяженности электрических сетей энергосистем.

2. Для прогнозирования максимальных нагрузок энергосистем применимы однофакторные регрессионные и авторегрессионные модели. Последние позволяют учесть неравномерность изменения приростов нагрузок во времени.

3. Предложен прием согласования прогнозов в электроэнергетических системах с иерархической структурой для авторегрессионных моделей, на основе которого могут быть сделаны предложения об отнесении систем разной мощности к определенным ступеням иерархии.

Список литературы

1. Каратыгина Е. Н. Методические вопросы прогнозирования режима электропотребления и его влияния на эффективность развития энергосистем. Изд. Дальневосточного научного центра АН СССР. Владивосток, 1971.
2. Клюев Ю. Б. Алгоритм долгосрочного прогнозирования энергопотребления. — «Механизация и автоматизация управления», 1970, № 3.

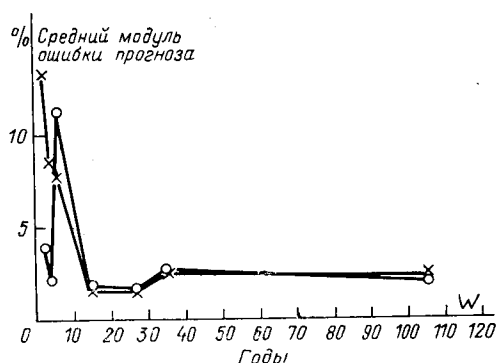


Рис. 2. Зависимость среднего модуля ошибок прогноза годового электропотребления энергосистем от уровня электропотребления.

... — без согласования; * * * — с согласованием.

Погрешности определения потерь энергии в электрических сетях

ЖЕЛЕЗКО Ю. С.

ВНИИЭ

Потери электроэнергии являются одним из важнейших показателей, характеризующих экономичность работы энергосистем. Определение значения потерь необходимо для решения многих задач, возникающих при проектировании и эксплуатации сетей, причем требования к точности определения потерь зависят от типа решаемой задачи.

При проектировании сетей наиболее экономичные решения выбираются путем комплексного анализа большого количества факторов, среди которых фактор потерь электроэнергии не является доминирующим. Кроме того, расчетные нагрузки, используемые при проектировании сетей, могут быть определены лишь приближенно и сами по себе вносят достаточно большую погрешность в результаты расчета. При проектировании сетей такое положение является вынужденным, поэтому к точности определения потерь не предъявляется повышенных требований. Расчет их производится с помощью эквивалентной величины — числа часов наибольших потерь τ :

$$\Delta \mathcal{E} = \Delta P_{\max} \tau.$$

Значение τ определяется либо по кривым $\tau = f(T_m, \cos \varphi)$ [Л. 1], либо рассчитывается по графикам нагрузок по продолжительности. Так как графики активных и реактивных нагрузок, как правило, имеют различные конфигурации, τ для каждого из них определяется отдельно:

$$\tau_P = \frac{\int_0^{8760} P^2(t) dt}{P_{\max}^2}; \quad \tau_Q = \frac{\int_0^{8760} Q^2(t) dt}{Q_{\max}^2}. \quad (1)$$

В общем случае потери активной мощности определяются выражением [Л. 2]

$$\Delta P = \dot{S}_i \dot{U}_\pi^{-1} \dot{R} \dot{U}_\pi^{-1} \dot{S}$$

и могут быть разделены на потери от потоков активной мощности ΔP_P и потери от потоков реактивной мощности ΔP_Q :

$$\Delta P = \Delta P_P + \Delta P_Q = P_i A_P + Q_i A_Q, \quad (2)$$

где

$$A = \operatorname{Re}(\dot{U}_\pi^{-1} \dot{R} \dot{U}_\pi^{-1}).$$

Тогда потери электроэнергии за год

$$\Delta \mathcal{E} = \Delta P_P \tau_P + \Delta P_Q \tau_Q. \quad (3)$$

Так как в условиях проектирования получить графики нагрузок с необходимой точностью прак-

тически невозможно, а определение τ по кривым [Л. 1] в ряде случаев дает существенную погрешность, то для нахождения τ в [Л. 3 и 4] предложены эмпирические формулы:

$$\tau = (0,124 + T_m/10^4)^2 \cdot 8760; \quad (4)$$

$$\tau = 2T_m - 8760 + \frac{8760 - T_m}{1 + T_m/8760 - 2P_{\min}/P_{\max}} \times \left(1 - \frac{P_{\min}}{P_{\max}}\right). \quad (5)$$

В условиях эксплуатации сетей значение потерь электроэнергии приобретает самостоятельное значение, так как оно является важным показателем технического состояния сетей и правильности их эксплуатации. В связи с этим к точности определения потерь здесь предъявляются более высокие требования, чем при проектировании. Однако, если оценка потерь холостого хода может быть сделана достаточно точно, то методы определения потерь в активных сопротивлениях при эксплуатации сетей разработаны недостаточно. Определение же потерь как разницы между отпущенной в сеть и оплаченной электроэнергией не позволяет сделать выводы о потерях, обусловленных техническим состоянием сетей, так как включает в себя все погрешности системы учета.

Для определения значения нагрузочных потерь на ряде основных линий системы устанавливаются так называемые счетчики потерь, а на остальных проводятся контрольные замеры токов. В любом случае информация об изменении потоков мощности и напряжений не может быть получена для всех линий сети за весь годовой период. Следовательно, и в условиях эксплуатации возникает необходимость в применении эквивалентных величин, позволяющих определять потери электроэнергии в течение года по результатам расчетов их за характерные периоды. Определение нагрузочных потерь в этих условиях возможно только с помощью соответствующих расчетов, которые должны выполняться с достаточно высокой точностью.

В основе всех расчетных способов определения нагрузочных потерь электроэнергии лежит определение потерь мощности для характерных режимов и суммирование их в течение года. Определение потерь мощности в современных сложных энергосистемах возможно практически только с помощью ЦВМ. Однако даже при использовании ЦВМ для точного определения значения потерь электроэнер-

3. Поляков В. Б. Методические вопросы прогнозирования потребления электроэнергии промышленностью. — В сб.: Применение экономико-математических методов и вычислительной техники в планировании промышленности. Изд. Госплана УССР, Киев, 1971.

4. Дрейпер Н., Смит Г. Прикладной регрессионный анализ. М., «Статистика», 1973.

5. Френкель А. А. Математические методы анализа дина-

мики и прогнозирования производительности труда. М., «Экономика», 1972.

6. Цвях В. М., Бебко В. Г., Стафийчук В. Г. Электропотребление в системе с иерархической структурой. — В сб.: Прогнозирование развития энергетики УССР, ч. 1. Изд. СОПС УССР, Киев, 1971.

гии необходимо провести большое количество расчетов рабочих режимов, что нецелесообразно ни с точки зрения затрат машинного времени, ни тем более в связи с большим объемом необходимой информации о нагрузках всех узлов системы. Поэтому значение τ используется для определения потерь и в условиях эксплуатации.

Наиболее жесткие требования к точности определения потерь электроэнергии предъявляются при решении задач, в которых оценивается эффективность капиталовложений, приводящих к снижению потерь. К таким задачам относится, в частности, задача оптимальной компенсации реактивных нагрузок. Причем, так как установка компенсирующих устройств (КУ) изменяет графики реактивных нагрузок, то основной задачей здесь является правильное определение изменения потерь электроэнергии при установке КУ.

Выбор КУ должен производиться вместе с остальным оборудованием сетей на стадии их проектирования. Однако в связи с неизбежными ошибками в определении расчетных нагрузок, проектированием сетей по нагрузкам расчетного года и со сравнительной легкостью введения дополнительной мощности КУ по мере возрастания нагрузки оптимальную мощность их целесообразно уточнять в условиях эксплуатации сети, когда становятся известными фактические нагрузки сети. В связи с этим исходная информация для определения оптимальной мощности КУ аналогична информации определения потерь электроэнергии в условиях эксплуатации сети.

Расчеты потерь с использованием значения τ содержат две составляющие погрешностей: при определении самого значения τ приближенными способами и при определении потерь по значениям τ , рассчитанным по (1) и, следовательно, точно соответствующим графикам. В условиях эксплуатации погрешность определения потерь обуславливается фактически только второй составляющей, так как графики нагрузок по продолжительности могут быть определены достаточно точно. Однако единственными графиками, которые в той или иной степени характеризуют потери во всей энергосистеме,

являются графики суммарных нагрузок системы по продолжительности.

С помощью τ можно с достаточной точностью определить потери электроэнергии в радиальной ветви при допущении постоянства напряжения в узле нагрузки, так как график мощности, передаваемой по ветви, полностью определяется графиком нагрузки узла. В сложной замкнутой сети графики нагрузки ветвей не совпадают ни с графиками нагрузки узлов, ни с суммарным графиком нагрузки системы. Следовательно, определение потерь электроэнергии по значениям τ , общим для всех ветвей системы, приводит к ошибке, количественное значение которой в конкретных условиях неизвестно.

Погрешности определения потерь электроэнергии с помощью значений τ , определенных по формулам (1), обуславливаются следующими причинами.

1. Определением τ по графикам суммарной нагрузки энергосистемы, содержащим как нагрузки узлов, так и потери в сетях:

$$P_{\text{сист}}(t) = \Sigma P_{\text{нагр}}(t) + \Delta P(t). \quad (6)$$

Так как потери являются квадратичной функцией нагрузки, то определение τ по графикам (6) дает отрицательную погрешность. При этом погрешность тем больше, чем выше уровень потерь мощности в режиме наибольших нагрузок и чем меньше число часов использования наибольших нагрузок.

2. Внутрисуточной неоднородностью графиков нагрузки различных узлов. Наличие в системе нагрузок с графиками различной конфигурации приводит к выравниванию суммарного графика и, следовательно, к увеличению τ . В этом случае вносится положительная погрешность.

3. Сезонной неоднородностью изменения нагрузок, обусловленной изменениями в структуре потребления каждого узла системы. Неучет сезонной неоднородности может приводить как к положительной, так и к отрицательной погрешности.

4. Неучетом изменения режима напряжения как в течение суток, так и в течение года. Так как режим наибольших нагрузок характеризуется, как правило, более низкими напряжениями в узлах, чем остальные режимы, то распространение режима напряжения при наибольших нагрузках на весь год вносит положительную погрешность.

Количественный анализ погрешностей определения потерь электроэнергии с помощью τ проводится по специально разработанной для этой цели программе. Кроме того, по этой же программе оцениваются погрешности определения потерь при использовании значений τ , рассчитанных по (4) и (5) (в этих случаях погрешности содержат обе составляющие), а также при расчете потерь по среднеквадратическим нагрузкам узлов, которые могут быть получены путем установки на подстанциях «счетчиков потерь».

На рис. 1 представлены зависимости погрешностей, обусловленных определением τ по суммарному графику нагрузки системы при полностью однородных графиках нагрузки узлов. Эти погрешности имеют резко выраженные зависимости от величины потерь и числа часов использования наибольших нагрузок.

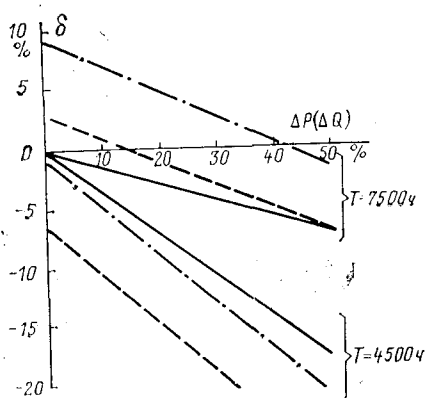


Рис. 1. Погрешности определения потерь энергии с помощью значения τ , рассчитанного по графику суммарной нагрузки системы.

— по формуле (1); ---- по (4); - · - · - по (5).

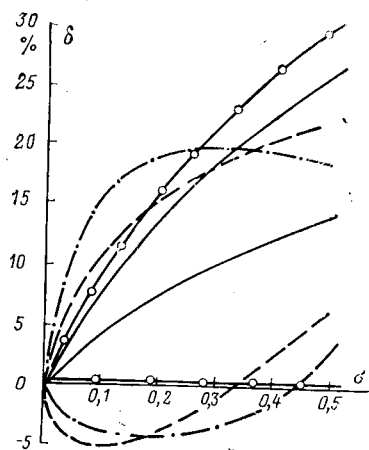


Рис. 2. Погрешности определения потерь энергии, обусловленные внутрисуточной неоднородностью графиков нагрузок.

— по формуле (1);
- - - по (4);
- · - · по (5);
× × × по среднеквадратическим нагрузкам.

На рис. 2 даны зависимости погрешностей от степени неоднородности графиков нагрузки. Неоднородность графиков оценивается среднеквадратическим разбросом значений числа часов использования наибольших нагрузок узлов системы, взвешенных по потребляемой энергии:

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^n (\dot{T}_i - \dot{T}_{\text{сист}})^2 \frac{\partial_i}{\partial_{\Sigma}}}, \quad (7)$$

где n — число типов графиков нагрузок с различными $\dot{T}_i = T_i/8760$.

В связи с тем, что погрешность, вызванная внутрисуточной неоднородностью, зависит не только от различия в значениях числа часов использования наибольших нагрузок разных узлов, но и от других факторов (степени совпадения максимумов нагрузок, особенностей построения схемы и т. д.), на рис. 2 приведены области погрешностей, полученные при расчете потерь для различных схем сетей с различными конфигурациями графиков.

Значение погрешности, вызываемой учетом изменения режима напряжений в течение года, зависит от протяженности сетей системы, наличия регулирующих и компенсирующих устройств и других факторов. Дать отдельную оценку ее в зависимости от какого-либо параметра, однозначно определяющего все эти факторы, не представляется возможным.

Наибольшие погрешности, полученные при расчетах различных схем при совместном действии всех описанных выше факторов, приведены ниже:

Метод определения потерь электроэнергии	Диапазон погрешностей, %
С использованием значения τ , определенного по:	
графику	+34 ÷ -14
формуле (4)	+42 ÷ -25
формуле (5)	+35 ÷ -16
По среднеквадратическим нагрузкам узлов	+26 ÷ 0

Проведенный анализ позволил выявить следующее. Применение τ допустимо лишь при определении потерь электроэнергии в распределительных сетях 6—10 кВ. В них, как правило, более 85% потерь приходится на магистральные участки, конфи-

гурация графиков которых практически совпадает с конфигурацией графика суммарной нагрузки сети, по которому определяется значение τ . Погрешность определения потерь с использованием τ в этих сетях не превышает 5%. Применять τ для расчета потерь электроэнергии в питающих сетях 35 кВ и выше не рекомендуется. Рассмотрение реальных режимов работы энергосистем, проведенное с целью определения минимального объема информации, который необходим для определения величины потерь с приемлемой погрешностью, показало следующее.

1. Годовой период, как правило, может быть разбит на отдельные периоды, внутри которых графики могут считаться практически неизменными (например, зимние, летние, рабочие и воскресные дни и т. д.).

2. Наибольшая доля погрешности при определении годовых потерь вызывается учетом неоднородности суточных графиков нагрузки, т. е. внутрисуточной неоднородностью. Сезонная неоднородность, определяемая изменением внутрисуточных неоднородностей в течение года, вызывает гораздо меньшие ошибки. Суммарная ошибка в определении потерь определяется суммой ошибок в отдельные периоды, взвешенных по относительной доле потерь:

$$\delta_{\Sigma} = \frac{\sum_{i=1}^k \delta_i \Delta \partial_i}{\Delta \partial_{\Sigma}}. \quad (8)$$

3. Изменения напряжений в узлах системы в течение суток имеют гораздо больший размах, чем для одних и тех же часов суток различных сезонов. (Ремонтные и послеаварийные режимы при этом не рассматриваются.)

4. Наиболее достоверной информацией о нагрузках, которая может быть получена в условиях эксплуатации, являются графики нагрузок узлов системы за контрольные сутки зимнего рабочего дня и графики суммарной нагрузки системы, которые могут быть получены практически с любой степенью детализации.

Так как во всех энергосистемах наибольшая часть потерь электроэнергии приходится на время работы по графику зимнего рабочего дня, то значительную часть ошибки можно скомпенсировать, правильно определив потери в течение зимнего рабочего дня и умножив их на число дней наибольших потерь, определяемых по формулам:

$$\left. \begin{aligned} D_P &= \frac{\sum_{j=1}^k d_j \sum_{i=1}^{24} P_{ji}^2}{\sum_{i=1}^{24} P_{1i}^2}; \\ D_Q &= \frac{\sum_{j=1}^k d_j \sum_{i=1}^{24} Q_{ji}^2}{\sum_{i=1}^{24} Q_{1i}^2}, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где k — число характерных графиков суммарной нагрузки P и Q системы; d_j — число дней работы по графику j .

Тогда потери электроэнергии в течение года

$$\Delta \mathcal{E}_{\text{год}} = \Delta \mathcal{E}_{\text{сут}} D_P + \Delta \mathcal{E}_{\text{сут}} D_Q, \quad (10)$$

где $\Delta \mathcal{E}_{\text{сут}}$ — потери энергии за расчетные сутки от потоков активной мощности; $\Delta \mathcal{E}_{\text{сут}}$ — то же, от реактивной.

Определение потерь электроэнергии по формуле (10) полностью устраняет погрешность, вызываемую внутрисуточной неоднородностью, и в значительной степени погрешность, вызванную изменением режима напряжений. Для всех рассмотренных схем погрешность метода не превышает $\pm 3\%$.

Предложенный метод позволяет значительно уточнить определение изменения потерь при установке КУ. На каждом шаге оптимизационного процесса значение D_Q корректируется по формуле (9) в соответствии с изменением конфигурации графиков при установке КУ различной мощности. Эта корректировка выполняется следующим образом.

Первоначально определяется измененный график суммарной нагрузки системы за зимний рабочий день при известных мощностях КУ в узлах системы, что достаточно просто, так как для этих суток имеются графики нагрузок во всех узлах. Для других периодов, в которых режимы работы сети не рассчитываются, суммарный график должен быть уменьшен на значение, большее, чем суммарная мощность КУ, так как нагрузка снижается также за счет снижения потерь реактивной мощности в сети. Зависимость потерь реактивной мощности от нагрузки системы $\Delta Q = f(S_{\text{сист}})$ определяется путем аппроксимации результатов расчета потерь за 24 режима зимнего рабочего дня. Тогда нагрузка i -й ступеньки графика нагрузок системы определяется следующим образом:

$$Q''_i = Q'_i - Q_{\text{КУ}} + \Delta Q''_i - \Delta Q'_i.$$

После определения измененных графиков нагрузок системы в рассматриваемые периоды производится расчет нового значения D_Q по формуле (9). Такая корректировка, являясь приближенной, несколько увеличивает погрешность метода при опре-

делении изменения потерь при установке КУ, однако погрешность не превышает 5—6%.

Отрицательной стороной метода является некоторое усложнение расчета. Однако, учитывая важность правильности определения истинного значения потерь и эффективность уточнения, это усложнение не является определяющим при выборе метода.

Для уменьшения времени расчетов рабочих режимов следует в качестве первого приближения значений напряжений в узлах для каждого последующего режима принимать результаты расчетов предыдущего режима.

Выводы. 1. Определение потерь электроэнергии с использованием числа часов наибольших потерь t в условиях эксплуатации допустимо лишь для распределительных сетей 6—10 кВ.

2. В эксплуатации питающих сетей системы потери электроэнергии с достаточной для практики точностью могут быть определены по значению потерь за расчетные сутки и эквивалентному числу дней наибольших потерь. В качестве расчетных суток целесообразно выбирать сутки, обладающие

$$\text{наибольшим значением } \frac{d_j P_{\text{max}j}^2}{\sum_{i=1}^k d_i P_{\text{max}i}^2}.$$

3. Для систем, обладающих большой сезонной неоднородностью нагрузок, необходимо проводить расчеты для характерных периодов однородности (зима, лето и т. д.).

4. Предложенный метод позволяет значительно уточнить изменения потерь электроэнергии при установке КУ.

Список литературы

1. Глазунов А. А., Глазунов А. А. Электрические сети и системы. М., Госэнергоиздат, 1960.
2. Мельников Н. А., Электрические сети и системы. М., «Энергия», 1969.
3. Кезевич В. В. Зависимость числа часов потерь от использования максимума. — «Электрические станции», 1948, № 9.
4. Справочник по проектированию электрических систем. Под ред. С. С. Рокотьяна и И. М. Шапиро, М., «Энергия», 1971.

[29.10.1974]



УДК 621.316.91

Способ ограничения перенапряжений при повторных включениях линий электропередачи

Кандидаты техн. наук БЕЛЯКОВ Н. Н., РАШКЕС В. С.

ВНИИЭ

В сетях сверхвысокого напряжения (500 кВ и выше) перенапряжения при трехфазном автоматическом повторном включении (ТАПВ) оказываются наиболее тяжелыми, поэтому именно они определяют требования к пропускной способности вентильного разрядника и влияют на построение системы защиты от перенапряжений.

Ограничение перенапряжений, вызванных ТАПВ линий сверхвысокого напряжения, осуществляется

с помощью вентильных разрядников и дополнительных устройств, устанавливаемых в схеме электропередачи — демпфирующих сопротивлений в цепи реакторов, предвключаемых сопротивлений в линейных выключателях и устройств синхронного включения выключателя.

Для ограничения перенапряжений, возникающих при ТАПВ линий с шунтирующим реактором, возможно использовать биекции напряжения на кон-

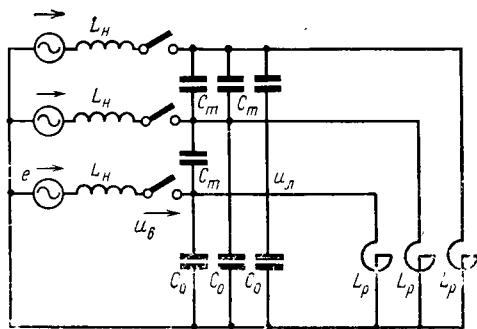


Рис. 1. Схема замещения линии СВН с шунтирующим реактором, отключенной выключателем от источника питания.

L_n , L_p — индуктивности источника и реактора; C_0 , C_m — емкость фазы на землю и междуфазная емкость.

тактах выключателя после отключения линии, осуществляя ТАПВ в момент минимума огибающей напряжения [Л. 1]. Однако в [Л. 1] отсутствует необходимый анализ переходных процессов и не исследована практическая осуществимость этого метода.

Решение указанных вопросов и составляет цель статьи.

Переходные процессы при отключении линии с шунтирующим реактором. Отключенная от питающей сети линия с реактором представляет собой высокодобротную систему, в которой в течение нескольких секунд продолжают медленно затухающие колебания с частотой, близкой к 50 гц.

Переходный процесс, возникающий при отключении линии, может быть рассмотрен на основе упрощенной схемы, приведенной на рис. 1. Индуктивность линии мала по сравнению с индуктивностью реактора, поэтому основную роль в процессе играет соотношение между емкостью линии и индуктивностью реактора.

Напряжение каждой фазы отключенной линии является суммой двух независимых собственных колебаний в схемах прямой и нулевой последовательности, а напряжение на контактах отключенного линейного выключателя — суммой трех колебаний — двух колебаний со стороны линии и синусоиды 50 гц со стороны источника питания.

При отключении неповрежденной линии собственные колебания по прямой и нулевой последовательности имеют частоты:

$$\beta_1 = \frac{1}{\sqrt{L_p(C_0 + 3C_m)}}; \beta_0 = \frac{1}{\sqrt{L_p C_0}}.$$

Для линий 750—1150 кВ $\beta_0 \approx 1,13 \beta_1$.

Начальные амплитуды колебаний по прямой и нулевой последовательности определяются мгновенными значениями в момент отключения напряжений на фазах (u_{A0} , u_{B0} , u_{C0}) и токов в реакторах фаз (i_{A0} , i_{B0} , i_{C0}):

$$A_0 = \sqrt{\left(\frac{u_{A0} + u_{B0} + u_{C0}}{3}\right)^2 + \left(\frac{i_{A0} + i_{B0} + i_{C0}}{3\beta_0 C_0}\right)^2};$$

$$A_1 = \sqrt{\left(\frac{2u_{A0} - u_{B0} - u_{C0}}{3}\right)^2 + \left[\frac{2i_{A0} - i_{B0} - i_{C0}}{3\beta_1(C_0 + 3C_m)}\right]^2}.$$

Приведенное выражение A_1 относится к фазе А; выражения для фаз В и С получаются круговой перестановкой индексов А, В, С.

Поскольку частоты β_1 и β_0 близки, напряжение фаз относительно земли имеет форму биений низкой частоты, максимумы и минимумы которых равны соответственно $(A_1 + A_0)$ и $(A_1 - A_0)$.

В зависимости от начальных условий напряжение на фазах в максимум биений может быть как больше, так и меньше амплитуды напряжения до отключения. Это объясняется «перекачкой» энергии из фазы в фазу, а также из индуктивности реакторов в емкость линии.

Амплитуда составляющей нулевой последовательности определяется длительностью продольной несимметрии, возникающей из-за разброса моментов отключения полюсов выключателя, и уменьшается с ростом степени компенсации емкости линии шунтирующими реакторами.

Срезы тока выключателем при малом разбросе моментов отключения полюсов выключателя способствуют уменьшению составляющей нулевой последовательности. Если обрыв тока происходит практически одновременно во всех фазах, начальные значения токов и напряжений оказываются почти равны мгновенным значениям предшествующего симметричного трехфазного режима, поэтому составляющая нулевой последовательности и биения в последующих колебаниях отсутствуют.

Современные выключатели СВН срезают весьма значительные токи при отключении линии с реактором (в опытах на линии 750 кВ до 175 а). Поэтому, как показали многочисленные опыты в сетях 500 и 750 кВ, при отключении неповрежденной линии составляющая нулевой последовательности отсутствует либо незначительна (не превышает 0,25 U_ϕ).

Возможные повышения напряжения на фазах отключенной линии с реактором, связанные со срезом тока и биениями, могут быть оценены с учетом результатов полевых испытаний в 1,2—1,4 от напряжения на линии до ее отключения.

Напряжение на контактах отключенного линейного выключателя u_b представляет собой разность напряжения 50 гц со стороны источника питания и напряжения собственных колебаний со стороны линии u_n . При отсутствии в напряжении u_n составляющей нулевой последовательности

$$u_b(t) = e - u_n = A \cos(\omega t + \theta) - A_1 \cos(\beta_1 t + \varphi_1),$$

где $e = A \cos(\omega t + \theta)$ — напряжение питающих шин; для сетей СВН $A \approx U_\phi$ — амплитуде наибольшего рабочего фазного напряжений сети; φ_1 — фазовый угол свободных колебаний, связанный с углом коммутации θ уравнением $\tan \varphi_1 = \frac{\beta_1}{\omega} \tan \theta$.

Огибающая биений напряжения на контактах определяется выражением:

$$V(t) = \sqrt{A^2 + A_1^2 - 2AA_1 \cos(\omega_p t + \theta - \varphi_1)},$$

где $\omega_p = \omega - \beta_1$ — разностная частота.

При равенстве амплитуд A и A_1 огибающая в максимуме биений равна удвоенной амплитуде питающего напряжения ($V_{\max} = 2A$); в минимуме биений огибающая равна нулю ($V_{\min} = 0$). При $A \neq A_1$ (что может быть, например, следствием увеличенного вынужденного напряжения при включенной линии или, наоборот, затухания колебаний ли-

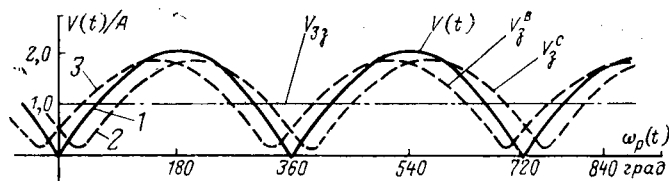


Рис. 2. Огибающие напряжения на контактах выключателя в различных случаях отключения линии с реактором.

$V(t)$ — для неповрежденной линии; $V_3^B(t)$, $V_3^C(t)$ — для фаз B и C линии с неустранившимся однофазным коротким замыканием на фазе A; V_3 — для линии с трехфазным коротким замыканием.

нии за бестоковую паузу, либо при срезе тока выключателем) $V_{\max} = A + A_1$, а $V_{\min} = |A - A_1|$.

Когда имеется составляющая нулевой последовательности, биения приобретают более сложный характер. Эту составляющую можно рассматривать, как наложенную на огибающую биений двух частот ω и β_1 . Это, не смещая минимума огибающей, увеличивает значение $V_{\min}$ на величину амплитуды нулевой составляющей A_0 . Поэтому напряжение в минимуме биений

$$V_{\min} \leq |A - A_1| + A_0.$$

Напряжение на контактах выключателя после отключения неповрежденной линии на всех фазах начинается с минимума биений, периодически повторяющегося далее через равные промежутки времени.

Срез тока в различные моменты, характеризующие углом θ , практически не сдвигает местоположения минимума огибающей (сдвиг не более 2% периода биений), так как при практически встречающихся степенях поперечной коммутации $\theta \approx \varphi_1$.

Период биений, а следовательно, и положение минимума огибающей определяется разностью частот $\omega - \beta_1$:

$$T_6 = \frac{2\pi}{|\omega - \beta_1|}.$$

При отключении линии с однофазным коротким замыканием частота β_1 остается той же, что и на неповрежденной линии, а частота колебаний в «нулевой» последовательности (для двухпроводной системы неповрежденных фаз) $\beta_{03} = \frac{1}{V L_p (C_0 + C_m)}$.

Для линий 750—1150 кВ $\beta_{03} \approx 1,09 \beta_1$.

При отключении линии с однофазным коротким замыканием напряжение поврежденной фазы (например, фазы A) остается равным нулю. Напряжение неповрежденных фаз линии содержит значительную нулевую составляющую, определяемую в основном наличием замыкания. Продольная несимметрия, связанная с неодновременностью отключения фаз, играет второстепенную роль, если разброс моментов отключения лежит в пределах паспортного допуска выключателя СВН. С учетом этого обстоятельства напряжение на контактах выключателя для неповрежденной фазы (например, B) линии с однофазным коротким замыканием

$$u_B^B(t) = e_B - u_A^B = A \cos(\omega t + \theta_B) - \frac{\sqrt{3}}{2} A \cos(\beta_1 t + \theta_B + 30^\circ) - \frac{1}{2} A \cos(\beta_{03} t + \theta_B - 60^\circ).$$

Последние два слагаемых отвечают прямой и нулевой составляющим в колебаниях напряжения на стороне линии. Выражение для $u_B^B(t)$ является упрощенным (с учетом близости β_1 и ω и условия, что у питающей сети $x_0 \approx x_1$).

Биения двух частот ω и β_1 приводят к огибающим напряжения на контактах выключателя неповрежденных фаз B и C, равным

$$V_3^{B,C}(t) = A \sqrt{1,75 - \sqrt{3} \cos(\omega_p t \mp 30^\circ)}.$$

Период этих биений T_6 такой же, как при отключении неповрежденной линии. На одной из неповрежденных фаз минимум огибающей сдвигается влево, а на другой — вправо по сравнению со случаем отключения линии без короткого замыкания (рис. 2). Сдвиг этот незначителен и составляет примерно 8% от периода биений.

Составляющую нулевой последовательности в этом случае также можно рассматривать как наложенную на огибающую биений частот ω и β_1 . Этот подход дает оценку $V_{\min} \leq 0,64A$.

На рис. 3 представлена типичная осциллограмма отключения линии 750 кВ с металлическим замыканием на землю одной фазы.

В процессе горения дуги однофазного короткого замыкания напряжение на поврежденной фазе мало. После погасания дуги напряжение на поврежденной фазе восстанавливается также в виде биений частот β_1 и β_0 , но местоположения минимума этих биений не связаны с минимумами на неповрежденных фазах и определяются только моментом гашения дуги.

Расчеты и полевые испытания показывают, что восстанавливающееся напряжение невелико, так как возрастающее с растяжением дугового столба сопротивление дуги эффективно демпфирует колебания нулевой последовательности.

При отключении линии с двухфазным коротким замыканием свободные колебания линии имеют только одну частоту $\beta_{3,3} = \frac{1}{V L_p (C_0 + 2C_m)}$.

Для линий 750—1150 кВ $\beta_{3,3} \approx 1,04 \beta_1$.

Напряжение на контактах линейного выключателя имеет в этом случае вид двухчастотных биений, период которых

$$T'_6 = \frac{2\pi}{|\omega - \beta_{3,3}|} = \frac{\omega - \beta_1}{\omega - \beta_{3,3}} T_6.$$

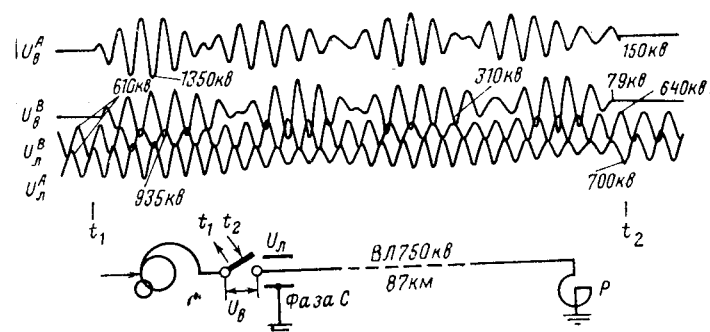


Рис. 3. Характерная осциллограмма отключения и повторного включения линии 750 кВ Конаково—Москва с шунтирующим реактором с металлическим однофазным коротким замыканием. (Повторное включение в области минимумов огибающих напряжения на контактах выключателя.)

Таблица 1

Режим линий перед АПВ	A_1/A	A_0/A	Огибающая напряжения на выключателе в момент АПВ*			Максимальное ожидаемое значение $k_{уд}$ *			Примечание
			I	II	III	I	II	III	
Неповрежденная линия	0,8	0,14	1,94	0,34	0,34	2,8	1,3	1,3	
Линия с однофазным коротким замыканием									
а) на здоровых фазах	0,63	0,27	1,90	0,64	0,83	2,75	1,57	1,75	$X_0/X_1 = 1$
	0,63	0,41	2,04	0,78	0,97	2,85	1,70	1,87	$X_0/X_1 = 2$
б) на поврежденной фазе после гашения дуги	—	—	—	—	1,2	—	—	2,07	
Линия с двухфазным коротким замыканием	0,73	—	1,73	0,27	—	2,65	1,24	—	$X_0/X_1 = 1$
Линия с трехфазным коротким замыканием после гашения дуги и простое включение неповрежденной линии	0	0	1,0	1,0	1,0	1,9	1,9	1,9	

* I — неуправляемое ТАПВ, приходящееся на максимум огибающей $V_{\max}$; II—ТАПВ, осуществляемое точно в минимум огибающей $V_{\min}$; III — упрощенный способ ТАПВ.

Таким образом, при двухфазном коротком замыкании минимумы биений напряжения на контактах выключателя сдвинуты относительно минимумов, соответствующих случаям неповрежденной линии и линии с однофазным коротким замыканием, причем этот сдвиг нарастает со временем.

При отключении линии с трехфазным коротким замыканием напряжение на стороне линии отсутствует, а напряжение на контактах линейного выключателя равно напряжению питающей сети. Это эквивалентно условию, когда максимум и минимум огибающей напряжения на контактах выключателя одинаковы, т. е.

$$V_{\min} = V_{\max} = A.$$

Оценка перенапряжений, возникающих при ТАПВ линии с шунтирующим реактором. Амплитуда свободной составляющей в напряжении, обуславливающая возникновение перенапряжений при ТАПВ линии, определяется в основном мгновенным значением напряжения на контактах выключателя в момент его повторного включения. Часть свободной составляющей, связанная с потреблением линейной тока, имеет меньшее значение. Поэтому повторное включение в минимум значения u_v дает наименьшие перенапряжения. На этом основан как метод синхронного включения, так и метод включения в минимум огибающей напряжения на контактах выключателя.

Наибольшие перенапряжения возникают при повторном включении в максимум огибающей напряжения. Выше было отмечено, что напряжение на отключенной линии с реактором может увеличиваться в сравнении с амплитудой напряжения до ее отключения. Поэтому ТАПВ линии с реактором, если оно осуществлено в произвольный момент времени и совпало с максимумом огибающей, может привести к более высоким перенапряжениям, чем ТАПВ линии без реактора. Максимальный (с вероятностью 2—3%) ударный коэффициент перенапряжения на разомкнутом конце линии $k_{уд}$ при ТАПВ линии без реактора оценивается по данным многочисленных опытов в электропередачах 330 и 750 кВ в 2,5—2,7; для линии с реактором он по данным испытаний на передаче 750 кВ Конаково — Москва возрастает до 2,8—2,9 [Л. 2—3].

Следует отметить, что статистическое распределение $k_{уд}$, измеренных на линии без реактора, не может быть перенесено на линии с шунтирующим реактором. Если параметры передачи и выбранная пауза ТАПВ таковы, что повторные включения приходятся на область минимума огибающей, $k_{уд}$ распределены в области только малых значений. Если же повторные включения приходятся на область максимума огибающей, то $k_{уд}$ распределяются в области 1,0—2,9, причем вероятность высоких перенапряжений резко возрастает.

Расчетная оценка возможного ограничения перенапряжений при осуществлении ТАПВ в минимум огибающей напряжения на контактах отключенного линейного выключателя дана в табл. 1. Затухание прямой и нулевой составляющих напряжения отключенной линии за бестоковую паузу быстрействующего автоматического повторного включения (БАПВ) и затухание свободной составляющей перенапряжения принято по данным опытов на передаче 750 кВ Конаково — Москва.

Как следует из табл. 1, осуществление ТАПВ в минимум огибающей напряжения резко ограничивает величину перенапряжений. По сравнению с применяемыми ныне способами ограничения перенапряжений, ТАПВ в минимум огибающей обладает несомненным достоинством — оно позволяет отказаться от установки дополнительных устройств и удешевляет электропередачу (заметим, что применение демпфирующих сопротивлений в цепи реактора при этом способе является даже вредным, так как увеличивает $V_{\min}$).

Способы реализации метода ограничения перенапряжений, основанного на ТАПВ в минимум огибающей напряжения на контактах выключателя. Основываясь на приведенном выше анализе, ТАПВ в минимум огибающей напряжения возможно осуществить двумя способами.

По первому из них, в наибольшей степени отвечающему идее [Л. 1], повторное включение каждой из фаз линии осуществляется в минимум огибающей напряжения на выключателе этой фазы («точное» включение в минимум огибающих). Поскольку местоположение минимумов зависит от вида повреждения и различно для разных фаз, осуществле-

ние этого способа требует слежения за видом повреждения, выбора поврежденной фазы и пофазной выдачи сигнала на включение выключателя.

При осуществлении ТАПВ по этому способу достигается наибольшее ограничение коммутационных перенапряжений — до уровня, много меньшего, чем при простом включении (табл. 1). Однако при таком способе сильно усложняется схема устройства ТАПВ.

Рассмотрение огибающих напряжения показывает, что их минимумы достаточно малы, а нарастание огибающих вблизи минимума является медленным, так как разностные частоты низки. Поэтому нужный эффект ограничения перенапряжений достигается при повторном включении и в моменты, умеренно удаленные от минимума. Это позволило предложить второй, упрощенный способ ограничения перенапряжений при ТАПВ, по которому ТАПВ производят независимо от вида повреждения линии с одной и той же бестоковой паузой, от импульса, общего для всех трех фаз выключателя, без слежения за видом повреждения линии и выбора поврежденной фазы. Согласно этому способу ТАПВ производят в момент времени, который, не совпадая с минимумами огибающей напряжения на выключателе при наличии на линии повреждения, соответствует минимуму огибающей для неповрежденной линии. Повторное включение линии в указанный момент является точным включением в минимум огибающей для неповрежденной линии и линии с трехфазным коротким замыканием и близко к включениям в минимумы огибающей для неповрежденных фаз при однофазном коротком замыкании.

Как видно из рис. 2, этот момент оптимален для линии с однофазными короткими замыканиями, на которые, как известно, приходится 90—95% повреждений на линиях СВН.

Бестоковая пауза ТАПВ по этому способу выбирается заранее по параметрам прямой последовательности передачи:

$$t_{\text{ТАПВ}} = K \frac{0,02}{1 - \frac{1}{V X_p b_1 l}},$$

где l — длина линии, км; X_p — индуктивное сопротивление реакторов, подключенных между фазой линии и землей, ом; b_1 — погонная емкостная проводимость прямой последовательности линии, ом⁻¹/км; K — наименьшее число в ряду натуральных чисел, при котором получаемая по формуле бестоковая пауза $t_{\text{ТАПВ}}$ больше минимального времени деионизации.

Вопросы определения времени деионизации и влияющих на него факторов, а также требования к бестоковой паузе по условию устойчивости здесь не рассматриваются.

Выбранную уставку выставляют на реле времени обычных цепей ТАПВ. Последнее возможно, так как биения являются низкочастотным процессом, и их использование для ограничения перенапряжений не предъявляет чрезмерно жестких требований к стабильности временных характеристик выключателя и устройств ТАПВ.

Если по условиям режима сети от линии отключают часть реакторов, уставка ТАПВ должна соответственно изменяться.

Следует отметить, что при весьма точной поперечной компенсации емкости линии (в диапазоне 98—102%) период биений резко возрастает. В этом случае ожидание даже первого минимума биений приведет к большим бестоковым паузам. Однако в рассматриваемом случае огибающая напряжения на контактах выключателя возрастает весьма медленно, а его максимум вследствие затухания свободных составляющих значительно снижается. Поэтому осуществление повторного включения в таких случаях допустимо выполнять даже на возрастающей ветви огибающей $V(t)$.

При оценке возможных величин перенапряжений при осуществлении ТАПВ по предлагаемому упрощенному способу были приняты во внимание возможные значения $V_{\min} = |A - A_1| + A_0$ (по табл. 1), а также возможное увеличение напряжения на контактах выключателя по сравнению с $V_{\min}$, вызванное разноминимумом биений на здоровых фазах при однофазном коротком замыкании относительно минимума при отключении неповрежденной линии — в соответствии с рис. 2.

Соответствующие этим условиям оценки огибающей напряжения на контактах выключателя в момент ТАПВ и максимально возможного ударного коэффициента перенапряжения указаны в табл. 1. Как следует из этой таблицы, при осуществлении ТАПВ по предлагаемому способу перенапряжения снижаются до уровня наблюдаемых при простом включении линии.

Предлагаемый упрощенный способ ТАПВ сочетает достоинства метода точного включения в минимум огибающей (исключение дополнительных устройств на передаче) с простотой исполнения обычных устройств БАПВ, широко применяемых ныне на линиях электропередачи (трехфазное управление выключателем, отсутствие слежения за видом повреждения и выбора поврежденной фазы, отсутствие жестких требований в стабильности временных характеристик выключателя и устройств БАПВ).

Простота практического осуществления позволяет применить этот способ не только на вновь сооружаемых, но и на существующих электропередачах СВН без установки дополнительной аппаратуры или изменения схем.

Определение минимума огибающей из выражения $V_{\min} = |A - A_1| + A_0$ является приближенным. Более детальный анализ биений с учетом всех трех составляющих напряжения на выключателе показал, что огибающая образует сложную, в общем случае неперiodическую кривую с минимумами, некоторые из которых опускаются заметно ниже значения $|A - A_1| + A_0$. Использование этих, особенно глубоких минимумов, позволяет дополнительно ограничить перенапряжения при ТАПВ.

Ввиду затруднительности общего решения местоположение таких минимумов рекомендуется определять индивидуальным расчетом для каждой передачи. На рис. 4 приведен результат такого расчета для промышленной электропередачи 750 кВ [Л. 4] со степенью поперечной компенсации 75%. Как сле-

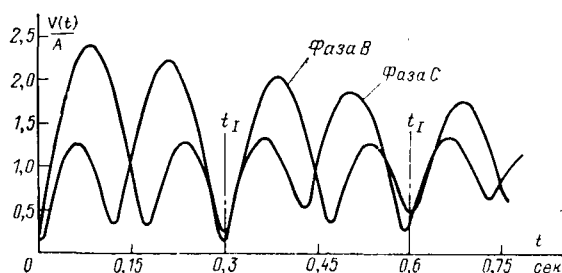


Рис. 4. Огибающие напряжения на контактах выключателя после отключения линии 750 кВ с однофазным коротким замыканием при одновременном отключении неповрежденных фаз, рассчитанные с учетом биений трех частот.
 t_1 — оптимальные моменты повторного включения.

дует из рис. 4, в случае однофазного короткого замыкания на этой передаче и одновременного отключения неповрежденных фаз оптимальные условия повторного включения возникают после второго, четвертого и шестого периодов биений, когда в минимуме огибающая имеет значения $V_{\min} = (0,25—0,6)A$ и ударный коэффициент перенапряжения при ТАПВ не превысит 1,2—1,5.

Неодновременность в отключении неповрежденных фаз может изменить положение оптимальных минимумов и значение $V_{\min}$, поэтому такой расчет должен быть произведен для возможных значений этой неодновременности, оцениваемых для выключателей 500—750 кВ в 0—0,02 сек. За оптимальный интервал моментов повторного включения целесообразно принять такой диапазон времен, внутри которого по выполненным расчетам значения огибающей $V(t)$ окажутся меньше A , что соответствует ограничению перенапряжений при ТАПВ ниже уровня наблюдаемых при простом включении линии. Например, для упомянутой линии 750 кВ по результатам таких расчетов рекомендуются следующие, оптимальные с точки зрения ограничения перенапряжений бестоковые паузы ТАПВ: 0,43—0,45 сек, 0,59—0,61 сек, 0,74—0,76 сек и т. д.

Отметим, что на этой передаче паузы 0,43—0,45 сек и 0,74—0,76 сек являются оптимальными

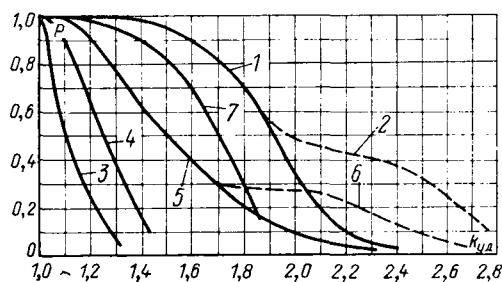


Рис. 5. Кривые распределения ударных коэффициентов перенапряжений, измеренных на разомкнутом конце линии 750 кВ Конаково—Москва при ее коммутациях выключателем ВВБ-750.

1 — ТАПВ линии с реактором, приходящееся на область максимума огибающей напряжения на контактах выключателя (25 фазовключений ненагруженной линии, в 15 из которых перенапряжения ограничены срабатываниями вентильного разрядника); 2 — то же без разрядника; 3 — ТАПВ линии с реактором при «точном» включении в минимум огибающей напряжения на контактах выключателя (25 фазовключений ненагруженной линии и линии с однофазным металлическим коротким замыканием); 4 — ТАПВ линии с реактором, приходящееся на область минимумов огибающей напряжения на контактах выключателя — «упрощенный способ ТАПВ» (49 фазовключений линии с однофазным металлическим коротким замыканием); 5 — ТАПВ линии без реактора (84 фазовключения, в 25 из которых перенапряжения ограничены срабатываниями вентильного разрядника); 6 — то же, без разрядника; 7 — включение ненагруженной линии (51 фазовключение).

Таблица 2

Перенапряжения, зарегистрированные при включении и ТАПВ линии 750 кВ Конаково — Москва

Условия измерения перенапряжений	Количество фазовключений	Ударный коэффициент перенапряжения на разомкнутом конце линии, $k_{уд}$		
		среднее значение	среднеквадратическое отклонение	максимальное значение
Включение неповрежденной линии	51	1,6	0,2	1,85
ТАПВ неповрежденной линии без реактора	81	1,6	0,35	2,45* (2,6—2,7)**
ТАПВ линии с реактором (неповрежденной и с однофазным металлическим коротким замыканием), приходящееся на область максимума огибающей напряжения	25	1,9	0,26	2,25* (2,8—2,9)**
ТАПВ неповрежденной линии с реактором с «точным» включением в минимум огибающей	25	1,12	0,1	1,3
ТАПВ линии с реактором с однофазным металлическим коротким замыканием, приходящееся на область минимумов огибающих напряжения (по упрощенному способу ТАПВ)	49	1,21	0,15	1,49

* Ограничено срабатываниями разрядника.

** Пересчет на случай отсутствия разрядника.

для ограничения перенапряжений при ТАПВ и после отключения двухфазного короткого замыкания на землю.

Экспериментальная проверка ограничения перенапряжений при осуществлении ТАПВ в минимум огибающей напряжения на контактах выключателя. Опытная проверка обоих способов ограничения перенапряжений, основанных на осуществлении ТАПВ в минимум огибающей, выполнена на электропередаче 750 кВ Конаково — Москва [Л. 2—4].

Для повторного включения в области минимумов огибающей была принята установка ТАПВ $t_{ТАПВ} = 4T_0 = 0,4$ сек (минимально необходимая бестоковая пауза ТАПВ по условию деионизации дуги для передачи Конаково — Москва равна 0,35 сек).

Результаты измерения перенапряжений на разомкнутом конце линии с реактором при ее включении и ТАПВ суммированы в табл. 2 и на рис. 5.

Как видно из табл. 2, ТАПВ линии с реактором, приходящееся на область максимума огибающей напряжения дает более высокие перенапряжения, чем ТАПВ той же линии без реактора, что согласуется с выполненным выше анализом. Средняя величина ударного коэффициента при ТАПВ возросла после подключения реактора с 1,6 до 1,9, а максимальная (2%-ная) его величина — с 2,6—2,7 до 2,8—2,9.

При осуществлении ТАПВ с «точным» включением в область минимума огибающей средний ударный коэффициент перенапряжения снизился до 1,12, а максимальный — до 1,3. При осуществлении

ТАПВ по упрощенному способу эти величины составили соответственно 1,21 и 1,49, что заметно меньше ударных коэффициентов, зарегистрированных при простом включении линии.

Вывод. Выполненный анализ и проведенные эксперименты подтвердили возможность, эффективность и практическую целесообразность ограничения перенапряжений при ТАПВ линий с шунтирующим реактором на основе использования биений напряжения на контактах отключенного линейного выключателя. Наряду со способом «точного» повторного включения в минимум огибающей, предложен упрощенный способ, который может быть широко применен на электропередачах СВН без изменения существующих устройств ТАПВ. При использовании этого способа становится излишней установка

на электропередачах демпфирующих сопротивлений в цепи реактора.

Список литературы

1. Clerici A., Ruckstuhl G., Vian A. Influence of shunt reactors on switching surges.—«IEEE Trans. on Power App. and Syst.», 1970, v. PAS-89, № 8, pp. 1727—1736.
2. Beliaikov N. N. e. a. Protection of EHV transmission systems against internal overvoltages in the USSR. Report on Joint Soviet-Canadian working group, Electrical Seminar Montreal, March, 19—21, 1973.
3. Исследование внутренних перенапряжений при работе электрооборудования опытно-промышленной электропередачи 750 кв.—«Электричество», 1970, № 1, с. 8—15. Авт.: Беляков Н. Н., Волкова О. В., Рашкев В. С., Фотин В. П.
4. Akopyan A. A. e. a. Switching overvoltages and the system of protection against them in 750 kV networks of the USSR. CIGRE, 1972, rep. 33—07.

[6.6.1974]



УДК 631.371:621.311.4:621.316.995

Оценка уровня электробезопасности и новые нормы на характеристики заземляющих устройств электроустановок с большими токами замыкания на землю

Доктор техн. наук ЯКОБС А. И., инж. КОРОЛЕВ С. Г.,
канд. техн. наук КОСТРУБА С. И.

Москва

В СССР длительное время ведется подготовка к усовершенствованию системы норм на электрические и конструктивные параметры заземляющих устройств электроустановок. Большинство задач, возникших в связи с усовершенствованием системы норм и относящихся в первую очередь к области расчета и эксплуатационного контроля заземляющих устройств, успешно решены. Однако возникли и новые достаточно сложные вопросы, связанные с обеспечением электробезопасности на территориях электроустановок с большими токами замыкания на землю. Оставалось, в частности, неясным, можно ли оценить количественно уровень опасности электропоражения (или сопряженную величину уровня электробезопасности) на территориях трансформаторных подстанций (ТП), заземляющие устройства которых спроектированы по нормам на допустимое напряжение прикосновения, и как обосновано подходить к выбору в качестве расчетной величины времени действия основной либо резервной защиты. Между тем, от правильного ответа на указанные выше вопросы в сильной степени зависят технико-экономические показатели крупных и наиболее дорогих заземляющих устройств.

Количественная оценка показателей, характеризующих возможную опасность электропоражения на территории ТП с большими токами замыкания на землю. Электропоражения являются типичными случайными явлениями (событиями). Поэтому показатели, характеризующие возможную опасность электропоражения, следует давать в рамках теории вероятностей. В частности, условимся уровень опасности электропоражения принимать численно равным вероятности электропоражения.

Найдем и проанализируем показатели, характеризующие применительно к условиям нашей страны

возможную опасность электропоражения ремонтного и эксплуатационного персонала на ТП с большими токами замыкания на землю при введении нормы на предельное напряжение прикосновения, т. е. на напряжение, приложенное к телу человека, стоящего на земле и касающегося металлической заземленной части оборудования или конструкции, оказавшейся под напряжением. В связи с трудностью точного количественного учета влияния на показатели опасности электропоражения многих второстепенных факторов упрощенный расчет проведем применительно к получению оценки «сверху» уровня опасности электропоражения, что соответствует оценке «снизу» уровня электробезопасности.

Принимаем следующие допущения.

1. Конструктивные параметры заземлителя рассчитаны исходя из нормы на допустимое (предельное) напряжение прикосновения $U_{\text{пр.доп.}}$.

2. Заземлитель выполнен так, что коэффициенты прикосновения¹ на всей территории ТП (во всех ячейках заземляющей сетки) одинаковы.

3. Моменты однофазных замыканий на землю в расчетной зоне системы электроснабжения распределены во времени с одинаковой средней плотностью.

4. В качестве расчетного напряжения до прикосновения принимается наибольшая в течение года величина (при токе замыкания в расчетном диапазоне). Величина расчетного напряжения до прикосновения во времени постоянна и не зависит от

¹ Коэффициент прикосновения численно равен отношению напряжения до прикосновения к напряжению на заземлителе в месте «ввода тока». Напряжением до прикосновения называется напряжение между данной точкой на поверхности земли и заземленной металлической частью оборудования (или конструкции), к которым одновременно может прикоснуться человек.

сезонных изменений параметров электрической структуры земли.

5. Если значение $U_{\text{пр.доп}}$, по которому производился расчет конструктивных параметров заземлителя, было найдено по времени действия основной защиты, то при отказе основной и действии резервной защиты с выдержкой времени большей, чем у основной, расчетное напряжение прикосновения (при замыканиях на землю в расчетной зоне) считается равным поражающему.

6. Если значение $U_{\text{пр.доп}}$, по которому производился расчет конструктивных параметров заземлителя, определено по времени действия резервной защиты, то при действии основной защиты с выдержкой времени меньшей, чем у резервной, расчетное напряжение прикосновения считается практически равным безопасному.

7. При прочих равных условиях вероятность поражения человека током принимается постоянной и равной расчетной, если значение тока, стекающего с заземлителя в землю, находится в пределах его расчетного диапазона (обусловленного замыканием на землю в пределах расчетной зоны). Если же значение тока замыкания на землю находится слева от границы расчетного диапазона, то вероятность поражения человека принимается равной нулю.

8. Контакт человека с металлической частью оборудования или конструкции, оказавшейся под напряжением, принимается полным, т. е. переходное сопротивление в месте контакта считается равным нулю.

Величина напряжения прикосновения, как известно, зависит от электрических параметров заземлителя (коэффициента прикосновения $\alpha_{\text{пр}}$ и сопротивления растеканию R), сопротивления тела человека $R_{\text{т}}$, сопротивления растеканию тока с ног человека при прикосновении $R_{\text{нр}}$, эквивалентного сопротивления обуви человека $R_{\text{об}}$ и от тока замыкания $I_{\text{з}}$, стекающего с заземлителя в землю. Обозначим символом $U'_{\text{пр}}$ напряжение прикосновения с учетом влияния сопротивления обуви

$$U'_{\text{пр}} = \alpha_{\text{пр}} R I_{\text{з}} \frac{R_{\text{т}}}{R_{\text{т}} + R_{\text{нр}} + R_{\text{об}}} . \quad (1)$$

Расчет электрических параметров заземлителя производится исходя из величины $U_{\text{пр.доп}}$ при пренебрежении сопротивлением обуви. При этом напряжение прикосновения

$$U_{\text{пр}} = \alpha_{\text{пр}} R I_{\text{з}} \frac{R_{\text{т}}}{R_{\text{т}} + R_{\text{нр}}} . \quad (1a)$$

Влияние сопротивления обуви при прочих равных условиях может быть наглядно охарактеризовано коэффициентом $K_{\text{об}}$

$$K_{\text{об}} = \frac{U'_{\text{пр}}}{U_{\text{пр}}} = \frac{R_{\text{т}} + R_{\text{нр}}}{R_{\text{т}} + R_{\text{нр}} + R_{\text{об}}} . \quad (2)$$

Принимая $R_{\text{т}} = 1000 \text{ ом}$ и $R_{\text{нр}} = 1,5 \rho_{\text{s}}$, где ρ_{s} — удельное сопротивление поверхностного слоя почвы толщиной около 0,5 м, имеем:

$$K_{\text{об}} = \frac{1000 + 1,5 \rho_{\text{s}}}{1000 + 1,5 \rho_{\text{s}} + R_{\text{об}}} . \quad (2a)$$

При увеличении $R_{\text{об}}$ величина $K_{\text{об}}$ сравнительно быстро убывает. Так, при $R_{\text{об}}$, равном 2500 ом, ве-

личина $U'_{\text{пр}}$ составляет лишь 0,615 $U_{\text{пр}}$, т. е. уменьшается почти на 40% (при $\rho_{\text{s}} = 2000 \text{ ом} \cdot \text{м}$). При наиболее распространенных в природе меньших значениях ρ_{s} величина $K_{\text{об}}$ также меньше. Отметим, что уменьшение напряжения прикосновения на 40% по отношению к $U_{\text{пр.доп}}$ приводит к значительному (почти на порядок) уменьшению вероятности поражения человека.

С учетом изложенного выше дополнительно принимаем следующее допущение. При эквивалентном сопротивлении обуви, равном или меньшем 2500 ом и при прочих равных условиях, можно пренебречь влиянием сопротивления обуви на $U_{\text{пр}}$, а следовательно, и на вероятность поражения человека; при $R_{\text{об}}$, большем 2500 ом и при прочих равных условиях, вероятность поражения человека принимается равной нулю. (Последнее не принимается во внимание при ситуации, соответствующей пятому допущению).

Поражение человека напряжением прикосновения U может произойти при совместном выполнении двух независимых событий: попадания человека под напряжение прикосновения ($U_{\text{пр}}$), равное расчетному с продолжительностью, соответствующей времени действия основной или резервной защиты, и такого физического состояния человека ($\Phi_{\text{п}}$), при котором это напряжение (с учетом длительности его приложения) является поражающим. Вероятность поражения человека $P(U)$ определяется при этом в соответствии с теоремой умножения вероятностей

$$P(U) = P(U_{\text{пр}}) P(\Phi_{\text{п}}) . \quad (3)$$

Результат воздействия электрического тока промышленной частоты, протекающего по телу человека, как известно, зависит от величины тока, его длительности и физического состояния человека. При длительно протекающем токе, не превышающем 0,8 ма, не зарегистрировано ни одного случая смертельного поражения людей (при больших значениях тока смертельные поражения имелись). Следовательно, можно принять, что это значение тока (соответствующее напряжению прикосновения равно 4 в) является верхней границей абсолютно безопасных значений. По мере роста величины тока (напряжения прикосновения) и при одной и той же его длительности вероятность смертельного поражения человека непрерывно возрастает. Поэтому при любой норме на допустимые наибольшие значения тока через тело человека и напряжения прикосновения, превышающей верхнюю границу практически абсолютно безопасных значений, всегда имеется некоторая вероятность смертельного поражения. Так, при норме на $U_{\text{пр.доп}}$, принятый в ФРГ и ГДР [Л. 1], вероятность смертельного поражения людей, связанная с особенностями их физического состояния, т. е. $P(\Phi_{\text{п}})$ составляла 0,045. В решении комиссии ЦЕНТОЭП по установлению критериев безопасности электрического тока были рекомендованы значения допустимого тока в диапазоне от 65 ма при длительности в 1 сек до 250 ма при 0,2 сек [Л. 2]. При этих значениях $P(\Phi_{\text{п}})$ не превышает 10^{-3} [Л. 3]. С учетом [Л. 2] секция электробезопасности Научного Совета по проблеме «Охрана труда» Госкомитета Совета Министров СССР по науке и тех-

нике и ВЦСПС подготовила и согласовала с заинтересованными ведомствами и организациями проект временных норм допустимых наибольших напряжений прикосновения и токов, проходящих через человека. В этом проекте применительно к электроустановкам с большими токами замыкания на землю $U_{\text{пр.доп}}$ принято равным 100 в при длительности 1 сек и 400 в при 0,2 сек. По данным авторов вероятность поражения людей при этом с некоторым запасом составит $5 \cdot 10^{-3}$.

С учетом изложенного выше в расчетах по формуле (3) будем принимать:

$$P(\Phi_{\text{п}}) = 5 \cdot 10^{-3}. \quad (4)$$

Вероятность попадания человека под напряжение прикосновения, равное расчетному, с продолжительностью, соответствующей времени действия основной ($\tau_{\text{осн}}$) или резервной защиты ($\tau_{\text{рез}}$), определяется по теореме умножения вероятностей

$$P(U_{\text{пр}}) = P(I_{\text{р}}) P(\tau_{\text{з}}/I_{\text{р}}) P(\Pi_{\text{р}}) P(R_{\text{об}} \leq \leq 2,5 \text{ ком}), \quad (5)$$

где $P(I_{\text{р}})$ — вероятность появления стекающего с заземлителя в землю тока, величина которого лежит в расчетном диапазоне; $P(\tau_{\text{з}}/I_{\text{р}})$ — условная вероятность действия защиты (при появлении тока $I_{\text{р}}$): основной $P(\tau_{\text{осн}}/I_{\text{р}})$ или резервной $P(\tau_{\text{рез}}/I_{\text{р}})$; $P(\Pi_{\text{р}})$ — вероятность прикосновения человека к заземленным металлическим частям оборудования или конструкций, находящихся на территории ТП в момент однофазного короткого замыкания (ОКЗ); $P(R_{\text{об}} \leq 2,5 \text{ ком})$ — вероятность того, что эквивалентное сопротивление обычной (не специальной) обуви человека не превышает 2,5 ком. Если расчет $U_{\text{пр.доп}}$ выполнен по времени действия основной защиты, то при действии резервной защиты $P(R_{\text{об}} \leq 2,5 \text{ ком})$ принимается равным 1.

Значение $P(I_{\text{р}})$ можно найти как произведение $P(\text{ОКЗ})$ — вероятности возникновения в системе «подстанция-линии электропередачи» ОКЗ на землю и $P(I_{\text{р}}/\text{ОКЗ})$ — условной вероятности события $I_{\text{р}}$, заключающегося в протекании через заземлитель в землю тока, величина которого лежит в расчетном диапазоне при выполнении события ОКЗ.

По статистическим данным установлено, что интенсивность потока аварийных отключений на одну линию в год $\lambda_{\text{л}}$ равняется 1,5, причем лишь 75% отключений происходит из-за ОКЗ. Принимая в среднем продолжительность ОКЗ τ , равной 1 сек ($\approx 3,2 \cdot 10^{-8}$ года) и число линий на одну ТП $n_{\text{л}}$, равным 4, находим вероятность возникновения ОКЗ в течение данной секунды в системе «подстанция-линии электропередачи»

$$P(\text{ОКЗ}) = 0,75 n_{\text{л}} \lambda_{\text{л}} \tau = 0,75 \cdot 4 \cdot 1,5 \cdot 3,2 \cdot 10^{-8} = 1,44 \cdot 10^{-7}. \quad (6)$$

При расчете условной вероятности $P(I_{\text{р}}/\text{ОКЗ})$ в соответствии с [Л. 4] считаем, что ток, протекающий через заземлитель, находится в расчетном диапазоне в том случае, если ОКЗ произошло на участке линии, непосредственно примыкающем к ТП и составляющем примерно 10% от ее полной длины. Принимая, что ОКЗ распределены по длине линии равномерно, находим:

$$P(I_{\text{р}}/\text{ОКЗ}) = 0,1. \quad (7)$$

С учетом (6) и (7) получаем:

$$P(I_{\text{р}}) = P(\text{ОКЗ}) P(I_{\text{р}}/\text{ОКЗ}) = 1,44 \cdot 10^{-7} \cdot 0,1 = 1,44 \cdot 10^{-8}. \quad (8)$$

Величину $P(\tau_{\text{з}}/I_{\text{р}})$ находим исходя из следующих соображений. Отказ в системе основной защиты и соответственно работа резервной защиты могут произойти из-за двух причин: возникновения отказа в схеме основной защиты ($\text{ОСХ}_{\text{осн}}$) или из-за отказа выключателя (ОВ). Рассматривая оба эти события как несовместные и учитывая, что нормальная работа основной защиты и работа резервной защиты являются противоположными событиями, имеем

$$P(\tau_{\text{осн}}/I_{\text{р}}) = 1 - P(\tau_{\text{рез}}/I_{\text{р}}); \quad (9)$$

$$P(\tau_{\text{рез}}/I_{\text{р}}) = P(\text{ОСХ}_{\text{осн}}) + P(\text{ОВ}). \quad (10)$$

На основании статистических данных установлено, что $P(\text{ОСХ}_{\text{осн}}) = P(\text{ОВ}) = 5 \cdot 10^{-3}$. Поэтому

$$P(\tau_{\text{осн}}/I_{\text{р}}) = 1 - 10^{-2} = 0,99; \quad (9a)$$

$$P(\tau_{\text{рез}}/I_{\text{р}}) = 5 \cdot 10^{-3} + 5 \cdot 10^{-3} = 10^{-2}. \quad (10a)$$

Числовая оценка вероятности того, что эквивалентное сопротивление обычной обуви человека не превышает 2,5 ком, составляет 0,0419. Со значительным запасом принимаем:

$$P(R_{\text{об}} \leq 2,5 \text{ ком}) = 0,1. \quad (11)$$

(При ситуации, соответствующей пятому допущению, $P(R_{\text{об}} \leq 2,5 \text{ ком})$ принимается равной 1.)

Вероятность прикосновения находящегося на территории ТП человека к заземленным металлическим частям оборудования или конструкций в момент ОКЗ $P(\Pi_{\text{р}})$, математическое ожидание случаев попадания людей на территории ТП под расчетное напряжение прикосновения $M(U_{\text{пр}})$, а следовательно, вероятность поражения $P(\Pi)$ и математическое ожидание случаев поражения $M(\Pi)$ существенно различны для ремонтного и оперативного персонала. Поэтому рассмотрим отдельно показатели, относящиеся к ремонтному и оперативному персоналу.

Оценка опасности электропоражения ремонтного персонала. Принимаем, что бригада в составе $n_{\text{рем}}$ ремонтников находится на территории ТП (событие $A_{\text{рем}}$) и работает без снятия напряжения. Общая максимальная продолжительность работы на территории ТП — один месяц в году (круглосуточно). Следовательно, вероятность пребывания ремонтников в данный момент на территории ТП составляет:

$$P(A_{\text{рем}}) = 1 : 12 = 0,083. \quad (12)$$

Величину условной вероятности прикосновения ремонтника к заземленным металлическим частям на территории ТП с большим запасом принимаем равной 0,5, т. е.

$$P(\Pi_{\text{рем}}/A_{\text{рем}}) = 0,5. \quad (13)$$

С учетом (12) и (13) находим вероятность того, что данный ремонтник в данный момент находится на территории ТП и касается оборудования

$$P(\Pi_{\text{рем}}) = P(A_{\text{рем}}) P(\Pi_{\text{рем}}/A_{\text{рем}}) = 0,083 \cdot 0,5 = 4,15 \cdot 10^{-2}. \quad (14)$$

При действии основной защиты вероятность попадания под напряжение в данный момент (на интервале длительностью в 1 сек) данного ремонтни-

ка определяется по формуле (5) с учетом (8), (9а), (11) и (14).

Находим $P(U_{\text{пр.рем.осн}})$ при $U_{\text{пр.доп}}$, выбранному по времени действия основной защиты,

$$P(U_{\text{пр.рем.осн}}) = 1,44 \cdot 10^{-8} \cdot 0,99 \cdot 4,15 \cdot 10^{-2} \cdot 0,1 = 5,9 \cdot 10^{-11}. \quad (15)$$

Вероятность поражения данного ремонтника в данный момент рассчитывается по формуле (3) с учетом (4)

$$P(P_{\text{рем.осн}}) = 5,9 \cdot 10^{-11} \cdot 5 \cdot 10^{-3} = 2,95 \cdot 10^{-13}. \quad (16)$$

Математическое ожидание случаев попадания ремонтников под расчетное напряжение прикосновения в течение года на одной ТП с учетом того, что интервал τ , применительно к которому определялось $P(U_{\text{пр.рем.осн}})$, равен $3,2 \cdot 10^{-8}$ года (1 сек) и что $n_{\text{рем}} = 5$, находится по формуле:

$$M(U_{\text{пр.рем.осн}}) = \frac{n_{\text{рем}} P(U_{\text{пр.рем.осн}})}{\tau} = \frac{5 \cdot 5,9 \cdot 10^{-11}}{3,2 \cdot 10^{-8}} = 0,925 \cdot 10^{-2} \text{ случаев в год}. \quad (17)$$

Математическое ожидание случаев поражения ремонтников в течение года на одной ТП определяется аналогично

$$M(P_{\text{рем.осн}}) = \frac{n_{\text{рем}} P(P_{\text{рем.осн}})}{\tau} = \frac{5 \cdot 2,95 \cdot 10^{-13}}{3,2 \cdot 10^{-8}} = 4,6 \cdot 10^{-5} \text{ поражений в год}. \quad (18)$$

При выборе $U_{\text{пр.доп}}$ по времени действия резервной защиты в соответствии с шестым допущением $P(U_{\text{пр.рем.осн}}) = P(P_{\text{рем.осн}}) = 0$;

$$M(U_{\text{пр.рем.осн}}) = M(P_{\text{рем.осн}}) = 0.$$

При действии резервной защиты вероятность попадания ремонтников под напряжение в данный момент определяется по формуле (5) с учетом (8), (10а), (14) и (11), а вероятность поражения по формуле (3) с учетом (4).

При выборе $U_{\text{пр.доп}}$ по времени действия основной защиты имеем:

$$P(U_{\text{пр.рем.рез}}) = 1,44 \cdot 10^{-8} \cdot 10^{-2} \cdot 4,15 \cdot 10^{-2} = 6,0 \cdot 10^{-12}; \quad (19)$$

$$P(P_{\text{рем.рез}}) = 6,0 \cdot 10^{-12}. \quad (20)$$

Значение $M(U_{\text{пр.рем.рез}})$ и $M(P_{\text{рем.рез}})$ находится по формулам, аналогичным (17) и (18):

$$M(U_{\text{пр.рем.рез}}) = \frac{5 \cdot 6,0 \cdot 10^{-12}}{3,2 \cdot 10^{-8}} = 9,4 \cdot 10^{-4} \text{ случаев в год}. \quad (21)$$

$$M(P_{\text{рем.рез}}) = \frac{5 \cdot 6,0 \cdot 10^{-12}}{3,2 \cdot 10^{-8}} = 9,4 \cdot 10^{-4} \text{ поражений в год}. \quad (22)$$

При выборе $U_{\text{пр.доп}}$ по времени действия резервной защиты находим:

$$P(U_{\text{пр.рем.рез}}) = 1,44 \cdot 10^{-8} \cdot 10^{-2} \cdot 4,15 \cdot 10^{-2} \cdot 0,1 = 6,0 \cdot 10^{-13}; \quad (19а)$$

$$P(P_{\text{рем.рез}}) = 6,0 \cdot 10^{-13} \cdot 5 \cdot 10^{-3} = 3,0 \cdot 10^{-15}; \quad (20а)$$

$$M(U_{\text{пр.рем.рез}}) = \frac{5 \cdot 6,0 \cdot 10^{-13}}{3,2 \cdot 10^{-8}} = 9,4 \cdot 10^{-5} \text{ случаев в год}; \quad (21а)$$

$$M(P_{\text{рем.рез}}) = \frac{5 \cdot 3 \cdot 10^{-15}}{3,2 \cdot 10^{-8}} = 4,7 \cdot 10^{-7} \text{ поражений в год}. \quad (22а)$$

Оценка опасности электропоражения оперативно-го персонала. Анализ статистических данных показывает, что сравнительно часто (около 0,5 случая в год) аварийные режимы, связанные с ОКЗ, возникают на ТП непосредственно в момент производства переключений вручную, т. е. тогда, когда человек заведомо прикасается к заземленному оборудованию (обозначим подобное событие символом ОКЗ'). При этом наибольший ток, стекающий с заземлителя в землю, будет на ТП с разземленной нейтралью. Применительно к этому случаю и выполним расчет.

При действии основной защиты. Математические ожидания случаев попадания оперативного персонала под $U_{\text{пр}}$ (в момент переключений) и поражения на одну ТП соответственно составляют:

при выборе $U_{\text{пр.доп}}$ по времени действия основной защиты

$$M(U_{\text{пр.оп.осн}}) = M(ОКЗ') P(\tau_{\text{осн}}/ОКЗ') P(R_{\text{об}} \leq 2,5 \text{ ком}) = 0,5 \cdot 0,99 \cdot 0,1 = 0,0495 \text{ случаев в год}; \quad (23)$$

$$M(P_{\text{оп.осн}}) = M(U_{\text{пр.оп.осн}}) P(\Phi_{\text{п}}) = 0,0495 \cdot 5 \cdot 10^{-3} = 0,248 \cdot 10^{-3} \text{ поражений в год}; \quad (24)$$

при выборе $U_{\text{пр.доп}}$ по времени действия резервной защиты

$$M(U_{\text{пр.оп.осн}}) = M(P_{\text{оп.осн}}) = 0.$$

Аналогично находим показатели при действии резервной защиты.

Если $U_{\text{пр.доп}}$ выбрано по времени действия основной защиты, то

$$M(U_{\text{пр.оп.рез}}) = M(ОКЗ') P(\tau_{\text{рез}}/ОКЗ') P(R_{\text{об}} \leq 2,5 \text{ ком}) = 0,5 \cdot 0,01 \cdot 1 = 5 \cdot 10^{-3} \text{ случаев в год} \quad (\text{при этом } U_{\text{пр}} \gg U_{\text{пр.доп}}). \quad (25)$$

$$M(P_{\text{оп.рез}}) = M(U_{\text{пр.оп.рез}}) P(\Phi_{\text{п}}) = 5 \cdot 10^{-3} \cdot 1 = 5 \cdot 10^{-3} \text{ поражений в год}. \quad (26)$$

Если $U_{\text{пр.доп}}$ выбрано по времени действия резервной защиты, то

$$M(U_{\text{пр.оп.рез}}) = 0,5 \cdot 0,01 \cdot 0,1 = 5 \cdot 10^{-4} \text{ случаев в год}; \quad (25а)$$

$$M(P_{\text{оп.рез}}) = 5 \cdot 10^{-4} \cdot 5 \cdot 10^{-3} = 0,25 \cdot 10^{-5} \text{ поражений в год}. \quad (26а)$$

Анализ показателей, характеризующих возможную опасность электропоражения на территории ТП, и обоснование выбора в качестве расчетной величины времени действия основной либо резервной защиты. В табл. 1 и 2 приведены показатели, характеризующие уровень электробезопасности ремонтного (бригада из пяти человек) и оперативного (эксплуатационного) персонала при расчете заземлителя по времени действия основной или резервной защиты. Анализ полученной оценки «сверху» вероятности попадания под напряжение и вероятности поражения, а также математического ожидания количества попавших под напряжение и пораженных показывает следующее.

Таблица 1

Показатели, характеризующие уровень электробезопасности ремонтного персонала на ТП с большими токами замыкания на землю при расчете заземлителя по времени действия (основной защиты/резервной защиты)

Показатели	Основная защита	Резервная защита
$P(U_{пр})$ — вероятность попадания одного (данного) человека под расчетное напряжение прикосновения в данный момент (в течение 1 сек) на одной ТП	$\frac{5,9 \cdot 10^{-11}}{0}$	$\frac{(6,0 \cdot 10^{-12})^*}{6,0 \cdot 10^{-13}}$
$M(U_{пр})$ — математическое ожидание случаев попадания людей под $U_{пр}$ в течение года на одной ТП	$\frac{0,925 \cdot 10^{-2}}{0}$	$\frac{(9,4 \cdot 10^{-4})^*}{9,4 \cdot 10^{-5}}$
$P(P)$ — вероятность поражения данного человека на одной ТП в данный момент (в течение 1 сек)	$\frac{2,95 \cdot 10^{-13}}{0}$	$\frac{6,0 \cdot 10^{-12}}{3,0 \cdot 10^{-15}}$
$M(P)$ — математическое ожидание случаев поражения расчетным напряжением прикосновения людей на ТП в год	$\frac{4,6 \cdot 10^{-5}}{0}$	$\frac{9,4 \cdot 10^{-4}}{4,7 \cdot 10^{-7}}$

* $U_{пр} \gg U_{пр. доп.}$

Применительно к ремонтному персоналу при действии основной защиты и при расчете заземлителя по $U_{пр. доп.}$, выбранному по времени действия основной защиты, вероятность попадания под напряжение прикосновения на порядок выше, чем при действии резервной защиты. Вместе с тем, в соответствии с пятым допущением при действии резервной защиты человек попадает под $U_{пр}$ значительно превосходящее $U_{пр. доп.}$

Вероятность поражения людей и математическое ожидание числа поражений, естественно, зависит от того, по времени действия какой из защит (основной или резервной) выбрано $U_{пр. доп.}$. Если оно выбрано по времени действия основной защиты, то $M(P_{рем. осн})$ равняется $4,6 \cdot 10^{-5}$ поражений на ТП в год и соответственно $M(P_{рем. рез}) = 9,4 \cdot 10^{-4}$. (Значительно большее число случаев поражения при действии резервной защиты объясняется в соответствии с пятым допущением тем, что расчетное $U_{пр. доп.}$ применительно к резервной защите становится поражающим). Так как поражения при действии основной и резервной защит события несовместные, то вероятность поражения при действии или основной, или резервной защиты, а также математическое ожидание общего числа поражений на ТП равно сумме соответствующих характеристик при действии каждой из защит. Поэтому вероятность поражения данного ремонтника на ТП в данный момент (в течение 1 сек) составляет около $6,3 \cdot 10^{-12}$. Математическое ожидание числа поражений составляет при этом $9,86 \cdot 10^{-4}$ случаев на ТП в год.

Если $U_{пр. доп.}$ выбрано по времени действия резервной защиты, то $M(P_{рем. осн})$ в соответствии с шестым допущением принимается равным нулю, а $M(P_{рем. рез})$ становится равным $4,7 \cdot 10^{-7}$ случаев на ТП в год. Вероятность поражения данного ре-

монтника в данный момент с учетом действия как основной, так и резервной защиты составляет $3 \cdot 10^{-15}$. Математическое ожидание числа поражений на ТП в год (с учетом действия как основной, так и резервной защит) составляет $4,7 \cdot 10^{-7}$.

Таким образом, опасность поражения ремонтного персонала оказывается сравнительно невысокой при определении конструктивных параметров заземлителя, исходя из $U_{пр. доп.}$, выбранного по времени действия как основной, так и резервной защиты.

Представляет значительный интерес сопоставить полученную нами оценку «сверху» вероятности поражения людей на ТП с данными, относящимися к обеспечению безопасности в других отраслях, где стремятся иметь весьма высокий уровень безопасности, например в условиях шахт. Известно, что вследствие неисправности электрооборудования возможно воспламенение метано-воздушной смеси, которое с весьма высокой вероятностью приводит к тяжелым авариям, сопровождающимся поражениями людей. По данным [Л. 5] в настоящее время вероятность воспламенения оценивается значением $2,8 \cdot 10^{-11}$. Поставлена задача путем применения специальной аппаратуры в перспективе снизить эту вероятность до значения $2,3 \cdot 10^{-14}$. Следовательно, наша оценка «сверху», т. е. $6,3 \cdot 10^{-12}$ лежит внутри интервала современного и перспективного уровня безопасности в шахтах. Учитывая же, что оценка «сверху» опасности электропоражения ремонтного персонала на территории ТП вследствие ОКЗ по меньшей мере в десятки раз превышает действительный уровень опасности, можно обоснованно утверждать, что реальный уровень электробезопасности ремонтного персонала на территории ТП при ОКЗ будет приближаться к перспективному уровню безопасности в шахтах.

Опасность попадания под $U_{пр}$, а следовательно, и опасность поражения оперативного персонала, как показывают данные табл. 2, значительно выше, чем ремонтного персонала. Величина математического ожидания случаев попадания под $U_{пр}$ оперативного работника (выполняющего ручную оперативные переключения) в течение года на одну ТП составляет 0,0545 при действии основной защиты и $0,05 \cdot 10^{-2}$ при действии резервной защиты, что на

Таблица 2

Показатели, характеризующие уровень электробезопасности персонала на ТП с большими токами замыкания на землю (нейтраль разземлена) при расчете заземлителя по времени действия (основной защиты/резервной защиты)

Показатели	Основная защита	Резервная защита
$M(U_{пр})$ — математическое ожидание случаев попадания людей под $U_{пр}$ в течение года на одной ТП	$\frac{0,0495}{0}$	$\frac{5 \cdot 10^{-3}^*}{0,5 \cdot 10^{-3}}$
$M(P)$ — математическое ожидание случаев поражения расчетным напряжением прикосновения людей на ТП в год	$\frac{0,248 \cdot 10^{-3}}{0}$	$\frac{5 \cdot 10^{-3}}{0,25 \cdot 10^{-5}}$

* $U_{пр} \gg U_{пр. доп.}$

порядок выше, чем для ремонтного персонала. Соответственно выше и математическое ожидание случаев поражения. При $U_{\text{пр.доп}}$, выбранному по времени действия основной защиты, математическое ожидание общего числа поражений составляет $5,248 \times 10^{-3}$ на $ТП$ в год и $0,25 \cdot 10^{-5}$ на $ТП$ в год при $U_{\text{пр.доп}}$, выбранному по времени действия резервной защиты.

Рассмотрение вероятностных показателей, приведенных в табл. 1 и 2, позволяет оценить целесообразность выбора времени действия основной либо резервной защиты в качестве расчетной длительности допустимого напряжения прикосновения (при этом следует иметь в виду, что время действия резервной защиты в 5—10 раз больше, чем основной защиты).

Выбор времени действия основной защиты приводит к достаточному уровню электробезопасности ремонтного персонала ($M(P_{\text{рем}}) = 9,86 \cdot 10^{-4}$ случаев поражения на $ТП$ в год) и к недостаточному уровню электробезопасности оперативного персонала ($M(P_{\text{оп}}) = 5,248 \cdot 10^{-3}$ случаев поражения на $ТП$ в год).

Выбор времени действия резервной защиты обеспечивает высокий уровень электробезопасности оперативного персонала ($M(P_{\text{оп}}) = 2,5 \cdot 10^{-6}$ случаев поражения на $ТП$ в год) и резко повышает (сверх необходимых и целесообразных пределов) уровень электробезопасности ремонтников ($M(P_{\text{рем}}) = 4,7 \times 10^{-7}$ случаев поражения на $ТП$ в год). При этом, естественно, значительно увеличивается стоимость заземлителей (по нашим расчетам более чем на 100%).

В соответствии с изложенным и с учетом необходимого социального эффекта (уменьшения вероятности поражения людей) рациональным решением задачи о выборе ступени защиты для определения расчетной длительности $U_{\text{пр.доп}}$ следует считать принятие времени действия резервной защиты применительно к расчету конструкции заземлителя на участках территории $ТП$, где может находиться оперативный персонал, выполняющий вручную оперативные переключения, и времени действия основной защиты для расчета заземлителя на всех остальных участках $ТП$. При этом оценка «сверху» уровня электропоражения составит $9,89 \times 10^{-4}$ случаев на $ТП$ в год или 0,989 случаев в год на тысячу «разземленных» $ТП$ (в действительности математическое ожидание, как было указано выше, будет по меньшей мере на порядок меньше).

Выводы. 1. Количественно уровень опасности электропоражения на $ТП$ может быть с достаточной полнотой охарактеризован вероятностью электропо-

ражения и математическим ожиданием случаев электропоражения на $ТП$ в год.

2. Известный вероятностно-статистический аппарат и собранная статистика аварийных режимов в системе электроснабжения на $ТП$ с большими токами замыкания на землю позволяют уверенно находить оценку «сверху» уровня опасности электропоражения (и сопряженную оценку «снизу» уровня электробезопасности) на территории $ТП$ при нормировании применительно к заземляющим устройствам допустимого предельного напряжения прикосновения.

3. Для обеспечения достаточно высокого уровня электробезопасности на территории $ТП$ с большими токами замыкания на землю конструкция заземляющего устройства должна рассчитываться в местах, где может находиться оперативный персонал, выполняющий вручную оперативные переключения, исходя из $U_{\text{пр.доп}}$, найденного по времени действия резервной защиты, и на всей остальной территории $ТП$, исходя из $U_{\text{пр.доп}}$, соответствующего времени действия основной защиты.

4. При заземляющих устройствах, параметры которых рассчитываются исходя из значений $U_{\text{пр.доп}}$, рекомендованных в качестве проекта временных норм комиссий Научного Совета по проблеме «Охрана труда», на территории $ТП$ с большими токами замыкания на землю уровень опасности электропоражения будет примерно соответствовать перспективному уровню на шахтах, где обеспечению безопасности труда придается особенно большое значение.

Авторы выражают глубокую признательность Беляеву А. С., готовившему вместе с ними исходные данные, принимавшему активное участие в обсуждении основных положений, содержащихся в статье, и высказавшему ряд полезных соображений.

Список литературы

1. Нормы ФРГ VDE 0141/2.64. Erdungen in Wechselstromanlagen von 1 kV und darüber.
2. Решение комиссии ЦЕНТОЭП по установлению критериев безопасности электрического тока.— «Электричество», 1967, № 10, с. 85.
3. Бочаров В. И. По поводу статьи Киселева А. П. и Власова С. П. К вопросу о критериях электробезопасности.— «Промышленная энергетика», 1968, № 2, с. 17—18.
4. Руководящие указания по релейной защите. Ступенчатая токовая защита нулевой последовательности от замыканий на землю линий 110—220 кв. М., Госэнергоиздат, 1961, вып. 2, 64 с.
5. Каймаков А. А. и др. Уровень безопасности при эксплуатации шахтных участков электрических сетей.— «Безопасность труда в промышленности», 1969, № 7, с. 37—40.

[22.10.1974]



Изоляция элегазовых комплектных распределительных устройств

Канд. техн. наук БОРИН В. Н.

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Все более широкое применение элегаза в высоковольтном электрооборудовании и возросшая потребность в глубоких вводах линий электропередач напряжением 110 кВ и выше в крупные промышленные центры в последние годы привели к созданию элегазовых комплектных распределительных устройств (КРУЭ). КРУЭ представляет собой компоновку всех необходимых элементов распределительного устройства подстанции, каждый из которых заключен в металлический герметичный заземленный кожух. Внутри кожухов элегаз находится под избыточным давлением.

Такой принцип конструирования КРУЭ приводит к необходимости разработки изоляционных расporок — вводов, разделяющих две камеры, в каждой из которых в общем случае давление газа может быть различным. Поэтому такая расporка условно названа вводом «элегаз — элегаз».

Необходимость связи элегазовых КРУ с отходящими линиями, выполненными кабелями или воздушными линиями, требует разработки специальных вводов для перехода от масляной или воздушной изоляции к элегазовой, т. е. вводов «масла — элегаз», «воздух — элегаз».

Что касается таких элементов КРУЭ, как сборные шины, выключатель, разъединитель, то их конструктивное выполнение во многом определяется изоляцией токоведущих частей этих аппаратов от заземленного кожуха, а также изоляцией между отдельными деталями, находящимися под различным потенциалом.

Все многообразие изоляционных промежутков элементов КРУЭ можно свести в три основные группы: газовые изоляционные промежутки; промежутки с комбинированной изоляцией, в которых разряд может происходить по поверхности твердого диэлектрика; промежутки с твердой изоляцией. Эти группы промежутков КРУЭ должны быть выполнены таким образом, чтобы их изоляционные характеристики удовлетворяли следующим основным требованиям:

1. Испытательным напряжениям при рабочем давлении элегаза (напряжение промышленной частоты и импульсные напряжения).

2. При наибольшем рабочем напряжении должны быть исключены ионизационные процессы, приводящие к разложению элегаза и появлению химически активных компонентов в составе газа.

3. При потере избыточного давления элегаза желательно длительное выдерживание наибольшего рабочего напряжения.

Опыт исследований элегазовой изоляции и разработки первых образ-

цов элегазовых КРУ позволяет сделать вывод о возможности инженерного расчета таких изоляционных промежутков уже на стадии эскизного проектирования. Основными исходными данными для этого являются определение напряженности электрического поля у поверхности электродов и определение разрядной напряженности в заданных условиях конкретного изоляционного промежутка.

Разрядная напряженность в сжатом элегазе зависит в основном от давления газа и площади электродной системы [Л. 1]. Характер зависимостей разрядной напряженности от этих факторов существенно различен для разных видов воздействующего напряжения. Поскольку испытания высоковольтного электрооборудования проводятся обычно напряжением промышленной частоты и грозowymi импульсами, то необходимо учитывать прежде всего электрическую прочность элегазовой изоляции при воздействии этих видов напряжений. Из рис. 1 видно, что в однородных полях при повышенных давлениях газа зависимость разрядной напряженности от давления элегаза при импульсном напряжении и напряжении промышленной частоты различна. С увеличением давления коэффициент импульса (отношение разрядной напряженности при импульсном напряжении к разрядной напряженности при напряжении промышленной частоты) становится больше единицы. Из приведенного рисунка также видно, что повышение давления элегаза более 5 ата* малоэффективно для увеличения разрядной напряженности при 50 Гц. Подобный экспериментальный факт для относительно длинных промежутков однородного поля (несколько сантиметров) отмечен в [Л. 2].

Учет зависимости разрядной напряженности от площади электродов [Л. 1] весьма важен при проектировании изоляции элегазовых КРУ, поскольку суммарная площадь электродной системы КРУЭ может быть весьма значительной (до 1000 см²), в то время как для конкретных изоляционных узлов отдельных аппаратов она составляет 10—100 см². При этом имеется в виду так называемая эффективная площадь электродов. Поскольку разряд в сжатом элегазе формируется при напряженности на поверхности электродов, равной разрядной напряженности в заданных условиях [Л. 5], то из всей поверхности электродов наибольший интерес представляют те ее участки, в пределах которых напряженность близка к максимальному значению. Расчеты показывают, что наиболее эффективны в формировании разряда в электродной системе однородного и относительно однородного поля участки поверхности, в которых напряженность составляет 0,95—1,0 от максимального значения.

Для зависимости разрядной напряженности от площади электродов характерно увеличение коэффициента импульса и снижение абсолютного значения разрядной напряженности при увеличении

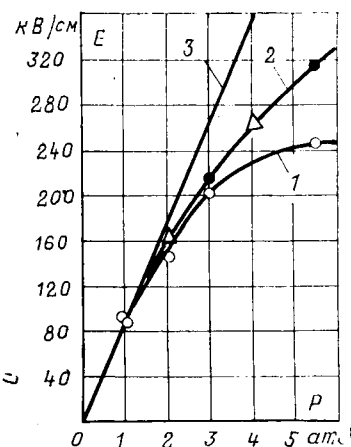


Рис. 1.

* Абсолютное давление 1 ата примерно равно 0,1 МПа.

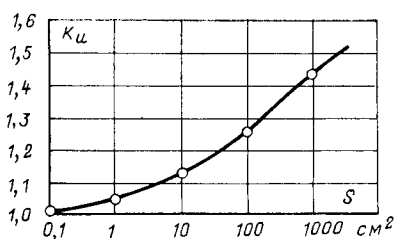


Рис. 2.

площади электродов [Л. 1]. На рис. 2 приведена зависимость коэффициента импульса от площади электродов, которая показывает, что он может быть весьма значительным.

При выборе расчетной напряженности элегазовых КРУ необходимо также учет следующих факторов — состояния поверхности и материала электродов.

Анализируя имеющиеся экспериментальные данные, можно сделать вывод, что при давлениях элегаза 3—4 *ата* нет существенного различия (более 10%) разрядной напряженности для электродов, выполненных из материалов, широко используемых в элегазовых аппаратах (медь, латунь, алюминий).

Результаты экспериментальных исследований, а также данные [Л. 3 и 4] говорят о том, что в элегазе может допускаться шероховатость поверхности электродов порядка 30—50 *мкм*. Достижение такой чистоты поверхности электродов не вызывает особых затруднений. При этом снижение разрядной напряженности по сравнению с полированными электродами составляет не более 10—15%.

Рассматривая роль загрязняющих частиц в снижении разрядной напряженности, можно отметить, что она существенно меньше, чем это следует из непосредственного увеличения этими частицами напряженности электрического поля. Так, для частицы в виде полусферы диаметром 1 *мм* на плоскости (усиление поля по сравнению с основным трехкратное) при давлении элегаза 3 *ата* разрядная напряженность с учетом только усиления поля этой частицей должна быть равна 89 *кв/см*. Однако, поскольку для развития разряда нужна определенная плотность объемного заряда в головке лавины, условие развития разряда с такой неоднородности, как показывает расчет, выполняется при напряженности поля 132 *кв/см*. Экспериментальное исследование электродов с такими искажениями показывает, что при воздействии напряжения промышленной частоты разрядная напряженность практически совпадает с расчетной. При импульсных воздействиях, когда неоднородности находятся на катоде, разрядная напряженность равна 170 *кв/см*. Если неоднородности находятся на аноде, разрядная напряженность при воздействии коротких импульсов длительностью несколько микросекунд совпадает с разрядной напряженностью для чистых полированных электродов (220 *кв/см*).

Рассмотренный пример относится к достаточно крупным загрязняющим частицам, попадание которых в электродную систему можно практически исключить при сборке аппарата. В реальных усло-

виях гораздо более вероятны загрязняющие частицы меньших размеров, например, диаметром 0,1—0,2 *мм*.

Электроотрицательность элегаза, использование сравнительно небольших давлений газа (например, 3—5 *ата*) и, как следствие этого, относительно небольшое количество молекул газа в эффективном объеме поля у искажающей частицы, по-видимому, приводят к тому, что элегазовая изоляция оказывается сравнительно мало чувствительной к мелким загрязняющим частицам. Это свойство элегазовой изоляции важно с точки зрения ее надежности. Показательно в этом отношении сравнение со сжатым воздухом. Разрядная напряженность в сжатом воздухе [Л. 5 и 6] в очень сильной степени зависит от наличия на электродах и в аппарате в целом загрязняющих частиц. Так, для шлифованных электродов в сжатом воздухе, очищенном фильтрами, разрядная напряженность 200—250 *кв/см* достигается при давлении воздуха порядка 25 *ати* ** [Л. 6], что составляет 0,3—0,35 от значений разрядной напряженности, соответствующей закону подобия разряда. В элегазе эти величины разрядной напряженности имеют место при прочих равных условиях при давлении элегаза всего лишь 2,5 *ати*. Разрядная напряженность при этом составляет 0,7—0,8 от величины, соответствующей закону подобия при этом давлении, а среднее квадратическое отклонение невелико и равно 3—5%.

С учетом отмеченных выше основных закономерностей разрядной напряженности в элегазе рассмотрим наиболее характерные изоляционные промежутки с газовой изоляцией. К таким промежуткам следует отнести ввод «элегаз — элегаз» (рис. 3). Изоляционная распорка ввода оказывает существенное влияние на характер распределения электростатического поля в коаксиальной системе электродов. Кроме того, имеются конструктивные элементы, обеспечивающие герметичность распорки, контакты для сочленения элементов КРУЭ, которые должны быть экранированы. Ввод «элегаз — элегаз» является самым распространенным элементом в ячейке КРУЭ.

Другим характерным промежутком можно назвать чисто газовый промежуток, образованный коаксиальными цилиндрическими электродами (ввод «воздух — элегаз», перемычки между элементами КРУЭ, необходимые по условиям компоновки ячейки). Такой промежуток конструктивно весьма прост, однако он интересен тем, что может иметь значительные аксиальные размеры. Площадь электродной системы в этом промежутке существенно больше, чем в других промежутках КРУЭ и, следовательно, разрядная напряженность будет меньше.

Газовый промежуток ввода «элегаз — элегаз» экранирован (диаметром 100 *мм*) — заземленный ко-

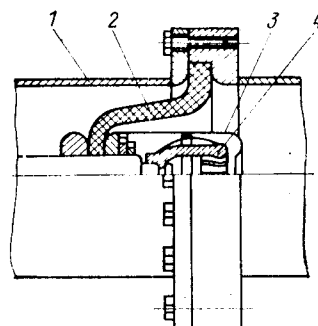


Рис. 3.

** Избыточное давление 1 *ати* примерно равно 0,1 *МПа*.

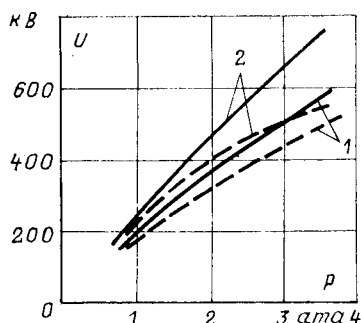


Рис. 4.

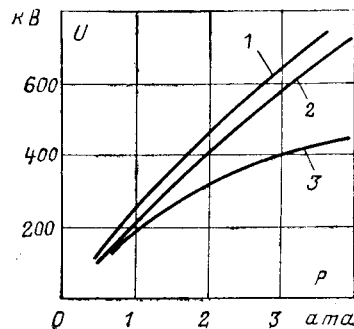


Рис. 5.

жух (диаметром 200 мм) может быть условно подразделен на электродное устройство между радиусом закругления экрана и заземленным кожухом с эффективной площадью поверхности закругления экрана около 30 см^2 и электродное устройство в виде коаксиальных цилиндров экран — кожух. Площадь поверхности цилиндрической части экрана составляет 500 см^2 .

Моделирование ввода «элегаз — элегаз» показало, что максимальная напряженность на поверхности радиуса закругления экрана равна на 100 кВ приложенного напряжения 45 кВ/см, напряженность поля в цилиндрической части экрана равна 29 кВ/см. Таким образом, усиление поля за счет применения распорки составляет по сравнению с чисто газовым промежутком коаксиальных цилиндров 1,55. Однако с учетом различия в эффективных площадях разрядная напряженность в первом случае выше и поэтому разрядные напряжения различаются в меньшей степени. На рис. 4 приведены экспериментальные значения разрядных напряжений рассматриваемого узла. С увеличением давления газа разница разрядных напряжений этих промежутков уменьшается (особенно для напряжения промышленной частоты); это связано с усилением по мере роста давления корреляционной связи разрядной напряженности с площадью электродов [Л. 1]. При давлении элегаза 3,5 ата рассмотренное выше соотношение разрядных характеристик двух частей ввода «элегаз — элегаз» составляет 1,3 для импульсного напряжения и 1,1 для напряжения промышленной частоты. Следовательно, электрическая прочность этого узла КРУЭ будет определяться разрядным напряжением промежутка между радиусом закругления экрана и заземленным кожухом, причем коэффициент импульса для этого промежутка равен всего 1,15.

Аналогичный анализ может быть сделан для электродного устройства коаксиальных цилиндров ввода «воздух — элегаз». Основной изоляционный промежуток ввода составляют коаксиальные электроды: токоведущая труба (диаметром 65 мм) — заземленный кожух (диаметром 155 мм). Площадь электродной системы в этом элементе КРУ равна 1000 см^2 . На рис. 5 приведена экспериментально определенная зависимость разрядного напряжения этого промежутка от давления элегаза. Как видно, уже при давлении 3,5 ата коэффициент импульса весьма значителен и равен 1,5.

Приведенные примеры показывают, что изоляционные характеристики отдельных элементов КРУЭ

могут быть весьма различными и, следовательно, при проектировании изоляции КРУЭ необходима координация изоляционных характеристик его отдельных элементов.

Применение в конструкции элементов КРУ относительно однородных полей и элегазовой изоляции под давлением с расчетными градиентами около 200—250 кВ/см (для импульсных воздействий) ставит в принципиально новые условия работы твердые диэлектрики, используемые в элегазовых аппаратах.

Согласно методам испытаний на электрическую прочность твердый диэлектрик испытывается в стандартных пробойниках, характеризующихся довольно неоднородным полем. При этих испытаниях объем диэлектрика, на который воздействует максимальная напряженность, оказывается чрезвычайно мал (10^{-4} см^3). Кроме того, нормы на электрическую прочность твердых диэлектриков недостаточно высоки, особенно для слоистых пластиков вдоль слоев. Например, для стеклотекстолита марки СТЭФ нормируется электрическая прочность вдоль слоев 30 кВ. Это соответствует максимальной напряженности 55 кВ/см, а эффективный объем диэлектрика, испытываемый этой напряженностью, не превышает $0,1\text{--}0,15 \text{ см}^3$.

В элегазовых аппаратах напряжением 110 кВ и выше эффективный объем твердого диэлектрика, нагруженный напряженностью электрического поля, близкой к максимальной (0,9—1,0), составляет 100 см^3 и более. Напряженность электрического поля в этом объеме может достигать значений 100 кВ/см. Это является следствием применения электрических полей, максимально приближенных к однородному. На рис. 6 приведено полученное моделированием в электрической ванне распределение напряженности электрического поля вдоль изоляционной тяги разъединителя (один из вариантов). Характер распределения напряженности поля и ее максимальная величина показывают, что к твердому диэлектрику изоляционной тяги предъявляются высокие требования по электрической прочности как при кратковременных воздействиях, так и при длительной работе. Причем основное изоляционное расстояние вдоль тяги — 180 мм с точки зрения обеспечения необходимой прочности по поверхности и в чисто газовом промежутке может быть уменьшено по крайней мере в 2—2,5 раза. Следовательно, условием рациональной и оптимальной конструкции элегазовых аппаратов высших классов напряжения является повышение электрической прочности изоляционных материалов в однородном поле. При этом весьма важны исследования зависимости электрической прочности твердых диэлектриков от объема диэлектрика, находящегося в элек-

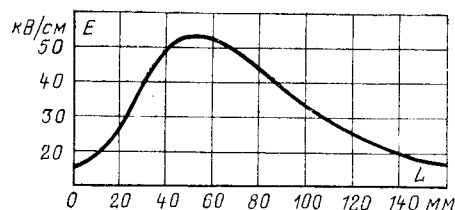


Рис. 6.

трическом поле. Такая зависимость необходима для обоснованного проектирования самых различных изоляционных узлов элегазовых аппаратов, содержащих твердый диэлектрик.

Рассмотрим вопросы выбора рабочего давления элегаза и координации изоляции элементов КРУЭ 110 кВ. Испытательные напряжения для КРУ приняты следующими: пятиминутное испытательное напряжение — 230 кВ (действующее значение), импульсное испытательное напряжение по отношению к земле — 550 кВ.

Соотношение между пятиминутным испытательным напряжением и наибольшим рабочим напряжением равно 3,15. Соотношение между нормированным импульсным и пятиминутным испытательными напряжениями равно 1,7. При давлении элегаза 3,5 ата примерно такой коэффициент импульса можно ожидать для аппаратов с эффективной площадью электродов около 10 000 см² или несколько более (рис. 2). Для меньших площадей при этом давлении определяющим при расчете изоляции КРУЭ будет импульсное испытательное напряжение. При увеличении давления газа более 3,5 ата коэффициент импульса для некоторых элементов КРУ увеличится (рис. 5) и определяющим будет уже пятиминутное испытательное напряжение. В этом случае повышение давления газа будет малоэффективно, так как разрядная напряженность при напряжении промышленной частоты слабо зависит от давления элегаза при давлениях свыше 5 ата.

Увеличение рабочего давления элегаза более 5 ата нежелательно также и потому, что габариты ряда элементов КРУ будут определяться необходимостью обеспечения выдерживания наибольшего рабочего напряжения уже при давлении элегаза 1 ата; повышается также нижний предел отрицательных температур, при которых элементы КРУ работают без конденсации газа. Необходимо также учитывать вопросы механической прочности корпусов, изоляторов, а также стоимость газа, идущего на заполнение КРУ. Поэтому можно считать, что верхней границей рабочего давления элегаза для КРУЭ является давление 4—5 ата. Такая граница рабочих давлений позволяет применять элегазовые КРУ при температурах окружающей среды до -25°C ÷ -40°C без подогрева и в то же время получить решающий выигрыш в размерах. Например, для КРУЭ 110 кВ для большинства элементов ячейки (кроме выключателя и трансформатора напряжения) рабочее давление газа было принято равным 3,5 ата.

При рассмотрении вопроса координации изоляции отдельных элементов КРУЭ следует учитывать, что в ячейке КРУ некоторые элементы многократно повторяются. Наиболее характерен пример ввода «элегаз — элегаз». В одной ячейке по схеме с двумя системами сборных шин КРУ 110 кВ используется десять таких вводов. Очевидно, что вероятность пробоя десяти вводов «элегаз — элегаз» при заданном напряжении будет выше, чем одного ввода. Однако точный расчет этого снижения электрической прочности осложнен тем, что статистическое распределение значений пробивных напряжений в подобных конструкциях еще мало изучено. Тем не менее рассмотрение этого вопроса может быть

выполнено на основании учета экспериментально определенной зависимости разрядной напряженности от площади электродов [Л. 1]. Наличие десяти вводов «элегаз — элегаз» в одной ячейке фактически означает увеличение площади электродной системы этого элемента КРУ в 10 раз.

Рассмотрим два упоминавшихся выше изоляционных узла ввода «элегаз — элегаз» (рис. 3). Эффективная площадь радиуса закругления одного ввода равна 30 см². При увеличении этой площади в 10 раз разрядная напряженность при импульсных воздействиях уменьшится на 9%, а при воздействии напряжения промышленной частоты на 23% [Л. 1]. Это означает, что электрическая прочность этого узла ввода должна быть выше расчетной для всей ячейки КРУ на 9 и 23% соответственно. При этом коэффициент импульса будет равен $1,7 \cdot 1,09/1,23 = 1,50$, что меньше соотношения между импульсным испытательным напряжением и испытательным напряжением промышленной частоты. Полученное значение коэффициента импульса подтверждает, что определяющим при выборе геометрических размеров экранов ввода остается импульсное напряжение.

Эффективная площадь цилиндрической части экрана ввода «элегаз — элегаз» равна 500 см². В области таких площадей электродов зависимость разрядной напряженности от площади слабее и соответствующее уменьшение разрядной напряженности будет равно для импульсных воздействующих напряжений 7% и для напряжения промышленной частоты 19%. Превышение над расчетной прочностью ячейки для этого узла ввода меньше, чем в предыдущем случае. Это означает, что изоляция цилиндрической части экранов ввода с запасом обеспечивается в реальной конструкции ввода «элегаз — элегаз», как это видно из рис. 4. Минимальная электрическая прочность по сравнению с расчетным уровнем будет по-прежнему при импульсных воздействующих напряжениях, хотя при давлении 3,5 ата коэффициенты импульса, расчетный и определенный из рис. 4, близки и равны 1,52 и 1,40 соответственно.

Таким образом, по сравнению с расчетной прочностью одной ячейки расчетная прочность одного ввода «элегаз — элегаз» должна быть на 9% выше. Если рассматривать подстанцию, в целом состоящую, например, из десяти ячеек, то эта величина возрастает до 15%. Кроме того, при выборе расчетной электрической прочности этого элемента следует также вводить некоторый коэффициент запаса на технологические отклонения в производстве и, если это необходимо, коэффициент, учитывающий вероятность разряда, определяемую при испытаниях элементов КРУ.

Подобный анализ должен проводиться применительно к другим характерным изоляционным узлам аппаратов КРУ с тем, чтобы определить необходимый уровень электрической прочности отдельных аппаратов КРУЭ по сравнению с ячейкой или подстанцией в целом.

С точки зрения изложенного выше вопроса интересны результаты испытания ячейки КРУЭ 110 кВ. Аппараты ячейки (выключатель, разъединители, сборные шины, участки шинопроводов и т. д.) име-

ли уровень импульсной электрической прочности от 475 до 515 кВ, который определялся разрядными характеристиками вводов «элегаз — элегаз» этих аппаратов. Ячейка была собрана в условиях, практически идентичных тем, которые были при сборке этих аппаратов. При испытании ячейки уровень электрической прочности оказался равным 430 кВ, что составляет 90% от минимального уровня импульсной электрической прочности отдельных аппаратов ячейки.

Как уже отмечалось выше, импульсное испытательное напряжение является определяющим при выборе основных геометрических размеров изоляционных узлов КРУЭ 110 кВ. Поэтому основным критерием соответствия геометрических параметров изоляционных узлов, принятым при их проектировании, является определение импульсной электрической прочности. Учитывая это, при рассмотрении вопроса о приемо-сдаточных испытаниях каждого элемента КРУЭ следует признать, что таковыми могут быть испытания импульсным напряжением (при наличии двух видов импульсных испытаний должны быть приняты те, которым соответствует большая амплитуда испытательного напряжения). Например, в случае ввода «элегаз — элегаз» (рис. 4) снижение электрической прочности ввода за счет отклонения от геометрических размеров, чистоты поверхности электродов вплоть до 0,65 от исходной величины не будет выявлено при испытании напряжением промышленной частоты, так как по отношению к испытательному напряжению промышленной частоты ввод имеет соответствующий запас электрической прочности (давление газа 3,5 ата).

Поскольку проведение импульсных испытаний сопряжено с большими трудностями, чем испытания напряжением промышленной частоты, возможна замена приемо-сдаточных испытаний импульсным напряжением плавным подъемом напряжения промышленной частоты. Однако возможность такой замены и эквивалентная величина испытательного напряжения должна быть специально рассчитана для каждого элемента КРУЭ на основании учета коэффициентов импульса изоляционных узлов этого элемента. При уменьшении интервала между импульсным испытательным напряжением и испытательным напряжением промышленной частоты определяющим при расчете изоляции может стать напряжение промышленной частоты. Тогда приемо-сдаточные испытания должны будут проводиться напряжением промышленной частоты, при котором, как это отмечалось ранее, более четко выявляется наличие неоднородностей в электродной системе.

При монтаже элементов КРУЭ на месте установки по схеме ячейки возникает необходимость испытания изоляции тех элементов или участков ячейки, которые вскрывались на месте их монтажа. Принцип построения элементов КРУЭ, заключающийся в том, что каждый элемент является герметичным, в известной мере облегчает эту задачу. В этом слу-

чае после монтажа на месте установки КРУЭ подлежат испытанию однотипные изоляционные промежутки ввода «элегаз — элегаз» (рис. 3 — внутренняя часть конического изолятора), разрядные характеристики которых всегда известны. Это позволяет вместо приложения испытательного напряжения, что является желательным, в целях упрощения проведения таких испытаний на месте установки рассматривать вопрос об испытаниях при несколько сниженном давлении элегаза в стыковочных камерах. Известная зависимость разрядного напряжения от давления газа для этих узлов изоляции дает возможность выбирать величину давления элегаза в соответствии с имеющимся испытательным оборудованием на месте установки КРУЭ.

Выводы. 1. Оптимальной верхней границей рабочего давления элегазовых КРУЭ может быть принято давление газа 4,0—5,0 ата.

2. Изоляционные характеристики отдельных элементов КРУЭ должны быть скоординированы с изоляционными характеристиками всего КРУЭ. Электрическая прочность отдельных элементов должна превышать нормированную электрическую прочность КРУЭ.

3. Приемо-сдаточные испытания изоляции элементов КРУЭ должны выполняться тем видом напряжения, который является определяющим при расчете изоляции этих элементов.

Приложение. Пояснения к рисункам.

Рис. 1. 1 — напряжение промышленной частоты; 2 — импульсное напряжение 1,5/40 мксек; 3 — по закону подобия. **Рис. 2.** Однородное поле. Давление элегаза 3,5 ата. **Рис. 3.** 1 — заземленный кожух; 2 — изолятор; 3 — экран; 4 — розеточный контакт. **Рис. 4.** 1 — изоляционный промежуток: радиус закругления экрана — заземленный кожух; 2 — изоляционный промежуток в цилиндрической части экрана; — — — импульсное напряжение 1,5/40 мксек; — — — напряжение промышленной частоты. **Рис. 5.** 1 — импульсное напряжение +1,5/40 мксек; 2 — импульсное напряжение —1,5/40 мксек; 3 — напряжение промышленной частоты. **Рис. 6.** Напряжение между электродами 550 кВ.

Список литературы

1. Борин В. Н. Разрядные напряженности в элегазе при повышенных давлениях. — «Электричество», 1972, № 11, с. 62—72.
2. Kawaguchi Y., Sakata K., Menju S. Dielectric breakdown of sulphur hexafluoride in nearly uniform fields. — «IEEE Trans. on Power Appl. and Syst.», 1971, v. 90, № 3, pp. 1072—1079.
3. Hogg P., Schmidt W., Strasser H. Dimensioning of SF₆ Metalclad Switchgear to Ensure High Reliability. CIGRE, 1972, rep. 23—10.
4. Виленчук А. Л. Влияние материала и чистоты поверхности коаксиальных электродов на электрическую прочность элегаза. — «Электричество», 1970, № 11, с. 70—72.
5. Сысоев М. И. Статистический метод определения электрической прочности изоляции воздухонаполненных аппаратов. — «Электричество», 1962, № 8, с. 52—56.
6. Борин В. Н., Сысоев М. И., Яковлев В. В. Расчет изоляционных конструкций в сжатых газах. — «Электротехническая промышленность. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы», 1971, вып. 9, с. 41—43.

[30.7.1974]



Расчет эффективной электропроводности (проницаемости) двухфазных сред с цилиндрическими включениями

Канд. техн. наук ТОЛМАЧЕВ С. Т.

Криворожский горнорудный институт

Постановка задачи. Задача определения эффективной электропроводности (проницаемости) двухфазной среды, содержащей периодические включения в виде круговых или эллиптических цилиндров, имеет ряд технических приложений. Например, она возникает при расчете магнитной системы так называемого полиградиентного сепаратора, рабочее пространство которого выполняется в виде системы стержней, помещенных во внешнее магнитное поле. В той или иной мере эти вопросы затрагиваются также при определении влияния сплюснутости волокон на диэлектрическую проницаемость волокнистой структуры, при исследовании восприимчивости искусственных магнитодиэлектриков, при вычислении гидравлического сопротивления системы обтекаемых тел.

Исследованию характеристик двухфазных сред посвящены многочисленные работы [Л. 1—4].

Целью настоящей статьи является обобщение известных результатов на некоторые важные практические случаи. Ниже получены выражения для определения эффективной электропроводности двухфазной среды с периодическими включениями в виде круговых или эллиптических цилиндров при прямоугольном или шахматном расположении дискретных элементов.

Рассмотрим бесконечнопротяженную систему дискретных элементов, центры которых образуют правильную систему точек с основными периодами ω и $\tilde{\omega}$. Для характеристики параллелограмма периодов введем комплексный параметр τ , причем $\text{Im } \tau > 0$ [Л. 5]. Будем считать, что внешнее однородное поле E направлено вдоль оси x , с которой также совместим период ω^* (рис. 1). В случае эллиптических цилиндров предполагаем также, что с осью x совпадает одна из полуосей эллипса. Электропроводности непрерывной и дискретной фаз обозначим через γ_e и γ_i соответственно.

Два рассматриваемых случая расположения дискретных элементов характерны в том отношении, что существует прямоугольная область, ограниченная силовыми и эквипотенциальными линиями (линиями симметрии), определения решения в которой достаточно для решения задачи в целом (рис. 1, а, б). Будем характеризовать два типа расположения дискретных элементов комплексными коэффициентами $\tau_1 = j\beta$ и $\tau_2 = 1/2 + j\beta$, где β — отношение высоты параллелограмма периодов к его ширине (из рис. 1 видно, что в первом случае $\beta = h/g$, а во втором — $\beta = h/2g$).

Таким образом, рассмотрим четыре варианта задачи, два из которых характеризуются формой сечения цилиндров (круговые или эллиптические),

* В общем случае вектор E можно разложить на составляющие, совпадающие с периодами ω и $\tilde{\omega}$, и применить принцип наложения.

а два других — типом расположения элементов (прямоугольная или шахматная структура).

Решение уравнения Лапласа. Математической основой для решения поставленной задачи является уравнение Лапласа. Рассмотрим вначале круговые цилиндрические элементы. Выделим некоторый центральный цилиндр P , в центре которого поместим начало координат. В силу периодичности достаточно определить решение в окрестности цилиндра P . Для внешней по отношению к цилиндру области решение уравнения Лапласа с учетом условий симметрии можно представить в следующем виде:

$$U_e = \sum_n (A_n H_n + B_n K_n), \quad n = 1, 3, 5, \dots, \quad (1)$$

где $H_n = r^n \cos n\varphi = \text{Re } z^n$, $K_n = r^{-n} \cos n\varphi = \text{Re } z^{-n}$, $z = x + jy$ — соответственно внутренняя и внешняя гармоника кругового цилиндра.

Коэффициенты A_n и B_n связаны простым соотношением, вытекающим из граничных условий на поверхности $r = a$

$$A_n = v' a^{-2n} B_n, \quad (2)$$

где $v' = \frac{1+v}{1-v}$, $v = \frac{\gamma_i}{\gamma_e}$.

Потенциал U_e можно рассматривать как наложение потенциала внешнего поля ($-Ex$) и потенциалов мультиполей, помещенных в центрах дискретных элементов [Л. 2], т. е. в точках с координатами $T = m\omega + n\tilde{\omega}$, где m и n — произвольные целые числа. Заметим, что внешняя гармоника K_n пропорциональна потенциалу мультиполя порядка n центрального элемента P , а в силу периодичности соответствующие моменты мультиполей всех дискретных элементов одинаковы. Если рассмотреть в области цилиндра P произвольную точку z , то выражение $z_s = z + T$ характеризует положение этой же точки относительно некоторого элемента S , а вы-

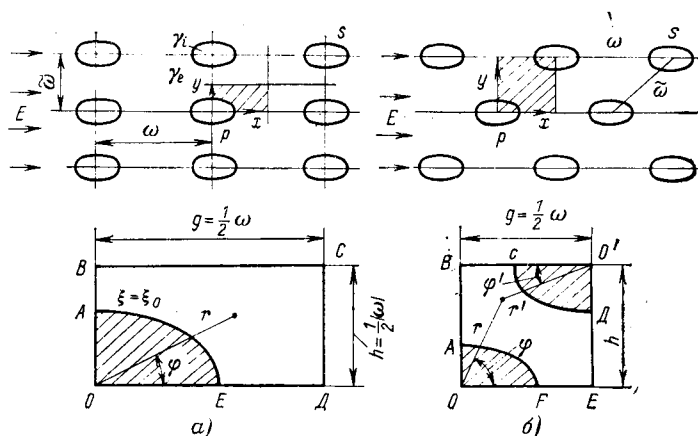


Рис. 1.

ражение $B_n Re z_s^{-n}$ — потенциал мультиполя этого элемента относительно точки z .

Таким образом, с учетом (1) можно записать:

$$Ez + \sum_n A_n z^n = \sum_n B_n \sum_s z_s^{-n}. \quad (3)$$

В выражении (3) суммирование в правой части производится по всем элементам S , исключая центральный элемент P .

Разлагая $z_s^{-n} = (z + T)^{-n}$ в ряд по степеням z^{**} и группируя соответствующие слагаемые, получаем после сравнения коэффициентов при одинаковых степенях в (3) систему линейных алгебраических уравнений относительно коэффициентов A_n, B_n :

$$E_k - k! A_k = \sum \frac{(k+n-1)!}{(n-1)!} B_n \Sigma_{k+n}, \quad (4)$$

$$(k, n=1, 3, 5, \dots; E_k=0 \text{ при } k \neq 1, E_1=E),$$

где через $\Sigma_{k+n} = \Sigma_{2l}$ ($l=1, 2, 3$) обозначены бесконечные числовые ряды, зависящие от типа расположения элементов и определяемые выражением:

$$\Sigma_{2l} = \omega^{-2l} \sum_{\substack{m, n \\ m^2+n^2 \neq 0}} (m+n\tau)^{-2l} = \omega^{-2l} \Sigma_{2l}(\tau). \quad (5)$$

Систему (4) следует дополнить соотношением (2) между коэффициентами A_n и B_n . Заметим, что эта система справедлива для любого параметра τ . Но для двух рассматриваемых случаев ряды Σ_{2l} являются вещественными. В частности, при $\tau = \tau_1 = j\beta$ система уравнений (4) совпадает с полученной [Л. 2].

Для случая эллиптических цилиндров также введем внутренние $G_n = \text{ch } n\xi \cos n\varphi$ и внешние $L_n = (\text{ch } n\xi - \text{sh } n\xi) \cos n\varphi$ гармоники, где ξ и φ — плоские эллиптические координаты. По аналогии с (1) запишем:

$$U_e = \sum_n (\bar{A}_n G_n + \bar{B}_n L_n), \quad (n=1, 3, 5, \dots), \quad \xi \geq \xi_0, \quad (6)$$

где $\xi_0 = \text{Arth } b/a$ — параметр основного эллипса с полуосями a и b ($a > b$).

Коэффициенты $\bar{A}_n$ и $\bar{B}_n$ связаны соотношением, вытекающим из граничных условий на поверхности $\xi = \xi_0$:

$$A_n = \frac{(k_n-1)(1+\nu k_n)}{k_n(\nu-1)} \bar{B}_n = f_n \bar{B}_n, \quad (7)$$

где $k_n = \text{Arth } n\xi_0$.

Можно показать, что и в случае эллиптических цилиндров решение задачи сводится к бесконечной системе уравнений, если по аналогии с известными выражениями [Л. 6], представляющими общие эллипсоидальные гармоники через сферические, выразить функции G_n и L_n соответственно в виде ли-

нейных комбинаций функций H_n и K_n^{***} :

$$G_n = \sum_{m=0}^{\lfloor \frac{n-m}{2} \rfloor} \delta_n^m H_{n-m}; \quad m=0, 2, 4, \dots; \quad n=1, 3, 5, \dots; m < n; \quad (8)$$

$$L_n = \sum_{m=0}^{\infty} \gamma_n^m H_{n+m}; \quad m=0, 2, 4, \dots; \quad n=1, 3, 5, \dots; m \leq n, \quad (9)$$

где

$$\delta_n^{2j} = \frac{(-1)^j 2^{n-1} c^{-n} n(n-1) \dots (n-2j+1)}{4^j j! (n-1)(n-2) \dots (n-j)}, \quad (10)$$

$$\gamma_n^{2j} = \frac{2^{-n} c^n n(n+1) \dots (n+2j-1)}{4^j j! (n+1)(n+2) \dots (n+j)}. \quad (11)$$

Осуществляя подстановку выражений (8) и (9) в (6) и сравнивая после группировки полученное выражение с (1), получаем:

$$E_k - k! \sum_k \bar{A}_{k+m} \delta_{k+m}^m = \sum_n \bar{B}_n \sum \frac{(k+n+p-1)!}{(n+p-1)!} \times \times \gamma_n^p \Sigma_{k+n+p} \quad (k, n=1, 3, 5, \dots; m, p=0, 2, 4, \dots). \quad (12)$$

Таким образом, строгое решение задачи для всех рассматриваемых вариантов получается из исследования системы уравнений (4) или (12). Естественно, при этом значения рядов Σ_{2l} предполагаются известными (о вычислении этих рядов см. приложение 1).

Точные выражения для проводимости. Расчет эффективной электропроводности двухфазной среды проведем на примере эллиптических цилиндров. Применим к области со средой γ_e (рис. 1, а) теорему Грина (S — граница этой области):

$$\int_S \left(U \frac{\partial U_e}{\partial n} - U_e \frac{\partial U}{\partial n} \right) ds = 0,$$

где U — произвольная гармоническая функция.

Следуя [Л. 2], положим $U = x = c \text{ ch } \xi \cos \varphi$, где $c = \sqrt{a^2 - b^2}$ — половина фокусного расстояния. На участках границы BC и DE $\frac{\partial U_e}{\partial n} = \frac{\partial U}{\partial n} = 0$, на участке AB $U = U_e = 0$ и, наконец, на участке CD $U = g$, $U_e = -gE$, а $\int_{CD} \frac{\partial U_e}{\partial n} ds$ пропорционален полному току I рассматриваемой области. Таким образом, неучтенной осталась только часть границы эллипса AE

$$-\frac{I}{\gamma_e} g + Egh + \int_{AE} = 0. \quad (13)$$

Применяя формулу Грина к границе $\xi = \xi_0$, учтем, что функции $\cos m\varphi$ и $\cos n\varphi$ ортогональны при $m \neq n$, а $ds = \Delta d\varphi$, $dn = \Delta d\xi$, где $\Delta = c \sqrt{\text{sh}^2 \xi_0 + \sin^2 \varphi}$. После соответствующих вычислений в (13) получаем:

$$-\frac{I}{\gamma_e} g + Egh - \frac{\pi \bar{B}_1 c}{4} = 0. \quad (14)$$

*** Вывод выражений (8)–(11) опущен ввиду громоздкости.

** Можно легко показать, что разложение z_s^{-n} по степеням z сходится в круге $|z| < \max |\omega, \tilde{\omega}|$ при любых S и n .

Абсолютная проводимость рассматриваемой области *ОВСД*

$$G = \frac{I}{Eg} = \gamma_e \frac{h}{g} \left(1 - \frac{\pi \bar{B}_1 c}{4ghE} \right).$$

Таким образом, искомая относительная эффективная электропроводность среды при прямоугольном расположении цилиндров и направлении поля вдоль осей *a* и *x*

$$\gamma_x = 1 - \frac{\pi \bar{B}_1 c}{4ghE}. \quad (15)$$

Аналогичное выражение для круговых цилиндров получено в [Л. 2]:

$$\gamma_x = 1 - \frac{\pi B_1}{2ghE}. \quad (16)$$

Из выражений (15) и (16) следует, что эффективная электропроводность среды полностью определяется коэффициентом внешней гармоникой кругового или эллиптического цилиндра 1-го порядка (заметим, что B_1 пропорционален моменту диполей круговых цилиндров, а $\bar{B}_1$ выражается линейно через моменты всех мультиполей).

Рассмотрим теперь второй тип расположения цилиндрических элементов (рис. 1,б). Применяя формулу Грина к области со средой γ_e , получаем по аналогии с предыдущим:

$$-\frac{I_e}{\gamma_e} g + Eg(h-b) - \frac{\pi c \bar{B}_1}{4} + \int_{CD} = 0, \quad (17)$$

где I_e — ток, соответствующий участку границы *ДЕ*.

В силу периодичности расположения цилиндров справедливы выражения:

$$U = x = g - x' = g - c \operatorname{ch} \xi' \cos \varphi';$$

$$U_e(\xi, \varphi) = gE - U_e(\xi', \varphi'),$$

где ξ' , φ' — эллиптические координаты точки относительно центра цилиндра O' и, следовательно,

$$\int_{CD} U \frac{\partial U_e}{\partial n} ds = -g \frac{I_e}{\gamma_e} + bgE - \frac{\pi \bar{B}_1 c}{4},$$

где I_f — часть общего тока $I = I_i + I_e$, соответствующая участку $O'D$.

С учетом этого получаем следующее выражение для эффективной относительной электропроводности среды:

$$\gamma_x = 1 - \frac{\pi c \bar{B}_1}{2ghE}. \quad (18)$$

Аналогичные выкладки для кругового цилиндра дают следующий результат:

$$\gamma_x = 1 - \frac{\pi B_1}{2ghE}. \quad (19)$$

Таким образом, эффективная электропроводность для рассматриваемых случаев определяется выражениями (15), (16) и (18), (19). Важно подчеркнуть, что эти выражения являются точными. Однако следует иметь в виду, что определение коэффициентов B_1 или $\bar{B}_1$ связано с погрешностью, обусловленной необходимостью усечения систем (4) или (12) при их решении.

Практические формулы для вычисления проводимости. В большинстве практических случаев удов-

летворительная точность обеспечивается при учете рядов Σ_{2l} низких порядков. Если ограничиться учетом рядов Σ_2 , Σ_4 и Σ_6 , то выражения для электропроводности системы круговых цилиндров можно получить в замкнутой форме. Решая (4) относительно B_1 , находим:

$$\frac{E}{B_1} = \Sigma_2 + a^{-2} v' - \frac{3\Sigma_4^2}{10\Sigma_6 + v' a^{-6}} - \frac{5\Sigma_6^2}{v' a^{-10}}. \quad (20)$$

Заметим, что несмотря на общность выражения для вычисления отношения E/B_1 при $\tau = \tau_1$ и $\tau = \tau_2$, сами отношения различны, поскольку входящие в (20) ряды Σ_{2l} зависят от геометрических параметров τ .

В частности, для квадратного ($\tau_1 = j$) или гексагонального ($\tau_2 = e^{j60^\circ} = \frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2}$) расположения круговых цилиндров относительную электропроводность можно выразить через концентрацию включений p .

Для $\tau_1 = j$

$$p = \frac{\pi a^2}{4g^2}, \quad S_2 = \pi, \quad S_4 = 3,1512, \quad S_6 = 0 \text{ и}$$

$$\gamma_x = 1 - \frac{2p}{p + v' - \frac{0,0305 p^4}{v'}}. \quad (21)$$

Для $\tau_2 = e^{j60^\circ}$

$$p = \frac{\pi a^2}{2\sqrt{3}g^2}, \quad S_2 = \frac{2\pi}{\sqrt{3}}, \quad S_4 = 0, \quad S_6 = 5,862 \text{ и}$$

$$\gamma_x = 1 - \frac{2p}{p + v' - 0,0754 p^6 / v'}. \quad (22)$$

Выражение (22) обеспечивает высокую точность определения электропроводности, поскольку при $\tau = e^{j60^\circ}$ $S_4 = S_8 = S_{10} = \dots = 0$ и, следовательно, мультипольное взаимодействие учтено достаточно полно. Интересно, что при плотной упаковке проводящих цилиндров ($v' = -1$) выражения (21) и (22) дают соответственно значения 7,738 и 35,47, а при учете только дипольного взаимодействия 7,32 и 19,49.

В более общем случае ($\tau_1 \neq j$, $\tau_2 \neq e^{j60^\circ}$) свойства среды не могут быть выражены однозначно через концентрацию включений p , и для определения отношения E/B_1 следует пользоваться выражением (20). Это выражение пригодно также для определения γ_y , при этом следует иметь в виду, что значения Σ_{2l} ($l \neq 1$) инвариантны по отношению к системе периодов, т. е. остаются неизменными при любом направлении поля. Что же касается ряда Σ_2 , то, поскольку он не сходится абсолютно [Л. 2 и 4], его значение зависит от направления суммирования, т. е. в конечном счете от направления внешнего поля.

При вычислении эффективной электропроводности среды с эллиптическими цилиндрами отношение $E/\bar{B}_1$ следует определять из системы (12). Если ограничиться, как и в случае круговых цилиндров, вы-

числением рядов Σ_2 , Σ_4 и Σ_6 , система (12) примет вид:

$$E = \bar{B}_1 (\gamma_1^0 \Sigma_2 + 3\gamma_1^2 \Sigma_4 + f_1 \delta_1^0) + \bar{B}_3 (3\gamma_3^0 \Sigma_4 + f_3 \delta_3^0);$$

$$0 = \bar{B}_1 (\gamma_1^0 \Sigma_4 + 10\gamma_1^2 \Sigma_6) + \bar{B}_3 (10\gamma_3^0 \Sigma_6 + f_3 \delta_3^0). \quad (23)$$

Таким образом, в рамках указанного приближения

$$\frac{E}{\bar{B}_1} = \frac{(\gamma_1^0 \Sigma_2 + 3\gamma_1^2 \Sigma_4 + f_1 \delta_1^0) (10\gamma_3^0 \Sigma_6 + f_3 \delta_3^0) - (\gamma_1^0 \Sigma_4 + 10\gamma_1^2 \Sigma_6) (3\gamma_3^0 \Sigma_4 + f_3 \delta_3^0)}{10\Sigma_6 \gamma_3^0 + f_3 \delta_3^0}. \quad (24)$$

Выражение (24) можно использовать и для определения эффективной электропроводности в направлении оси y , если последняя совпадает с полуюсь a . При этом в (24) изменится только значение Σ_2 . Если же поле направлено вдоль малой полуюсь эллипса b , то, во-первых, изменится знак правой части систем (4) и (12), и, во-вторых, поскольку в данном случае $G_n = \text{sh } n\xi \sin n\varphi$, $L_n = (\text{ch } n\xi - \sin n\xi) \sin n\varphi$, изменится соотношение (7) между коэффициентами $\bar{A}_n$ и $\bar{B}_n$:

$$\bar{A}_n = \frac{k_n^2 - \nu + k_n \nu - k_n}{k_n (\nu - 1)} \bar{B} = f_n \bar{B}_n. \quad (25)$$

Выражения для электропроводности при учете дипольного взаимодействия. Во многих случаях (например, при малой концентрации включений или при небольшом различии электропроводностей непрерывной и дискретной фаз) можно ограничиться учетом только дипольного взаимодействия (т. е. считать $\Sigma_4 = \Sigma_6 = \dots = 0$). Для практического использования здесь целесообразно ввести характеристики

$$A_1 = \frac{\beta}{2\pi} S_2(j\beta) \quad \text{и} \quad A_2 = \frac{\beta}{2\pi} S_2\left(\frac{1}{2} + j\beta\right),$$

которые соответствуют двум рассматриваемым случаям расположения цилиндров и полностью определяются параметром β (напомним, что $\beta = h/g$ для прямоугольного расположения и $\beta = h/2g$ для шахматного). Зависимости $A_1(\beta)$ и $A_2(\beta)$, построенные в полулогарифмическом масштабе, приведены на рис. 2.

Если обозначить через $p_1 = \frac{\pi ab}{4gh}$ и $p_2 = \frac{\pi ab}{2gh}$ концентрацию включений для двух рассматриваемых структур, то с учетом полученных ранее выражений можно записать:

для $\tau = \tau_1$

$$\gamma_x = 1 + \frac{p_1 (a+b) (\nu-1)^2}{a+b\nu - A_1(\beta) p_1 (a+b) (\nu-1)}; \quad (26)$$

для $\tau = \tau_2$

$$\gamma_x = 1 + \frac{p_2 (a+b) (\nu-1)}{a+b\nu - A_2(\beta) p_2 (a+b) (\nu-1)}. \quad (27)$$

Если цилиндры идеально проводящие ($\nu = \infty$), то выражения (26) и (27) упрощаются:

$$\gamma_x = 1 + \frac{p_1}{N_a - A_1(\beta) p_1} \quad (28)$$

$$\gamma_x = 1 + \frac{p_2}{N_a - A_2(\beta) p_2}, \quad (29)$$

где $N_a = \frac{b}{a+b}$ — размагничивающий фактор эллиптического цилиндра вдоль оси a .

При $a=b$ и $\tau_1 = j$ $N_a = 0,5$, $A_1 = 0,5$ (рис. 2) и выражение (28) сводится к формуле Релея для квадратной структуры с учетом дипольного взаимодействия. Выражение (27) дает аналогичную зависимость для второго симметричного случая, когда $\tau_2 = e^{j60^\circ}$, $N_a = 0,5$, $A_2 = 0,5$. В заключение заметим, что перестановка в выражениях (26) и (27) значений полуюсь a и b соответствует ориентации вдоль полуюсь малой полуюсь эллипсов b .

Приложение 1. Входящие в системы уравнений (4) и (12) ряды S_{2l} и пропорциональные им ряды S_{2l} находят применение в теории эллиптических функций [Л. 5]. Ряды $S_{2l}(\tau)$ ($l=2, 3, \dots$) известны под названием рядов Эйзенштейна. Вычисление значений рядов S_{2l} можно осуществить с помощью быстро сходящихся выражений [Л. 2 и 5]:

$$S_2(\tau) = \frac{\pi^2}{3} - 2\pi^2 \sum_{m=1}^{\infty} \text{sh}^{-2} jm\pi\tau;$$

$$S_4(\tau) = \frac{\pi^4}{45} + 2\pi^4 \sum_{m=1}^{\infty} \left(\frac{2}{3} \text{sh}^{-2} jm\pi\tau + \text{sh}^{-4} jm\pi\tau \right);$$

$$S_6(\tau) = \frac{2\pi^6}{27 \cdot 35} - 2\pi^6 \sum_{m=1}^{\infty} \times$$

$$\times \left(\frac{2}{15} \text{sh}^{-2} jm\pi\tau + \text{sh}^{-4} jm\pi\tau + \text{sh}^{-6} jm\pi\tau \right).$$

Отметим также важное свойство рядов Эйзенштейна: значения рядов S_{2l} высших порядков всегда можно выразить через значения рядов S_4 и S_6 с помощью рекуррентного соотношения [Л. 7]:

$$a_l = (2l-1) S_{2l} = \frac{3}{(l-3)(2l+1)} (a_2 a_{l-2} + a_4 a_{l-4} + \dots + a_{l-2} a_2)$$

$$(l=4, 5, 6, \dots; a_2 = 3S_4; a_3 = 5S_6).$$

Приложение 2. Полученные выражения для эффективной электропроводности (проницаемости) двухфазной среды имеют не только самостоятельное значение, но могут быть также использованы для вычисления проводимости или емкости некоторых

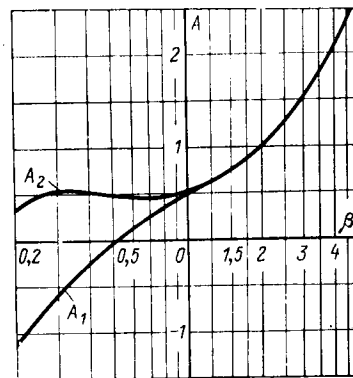


Рис. 2.

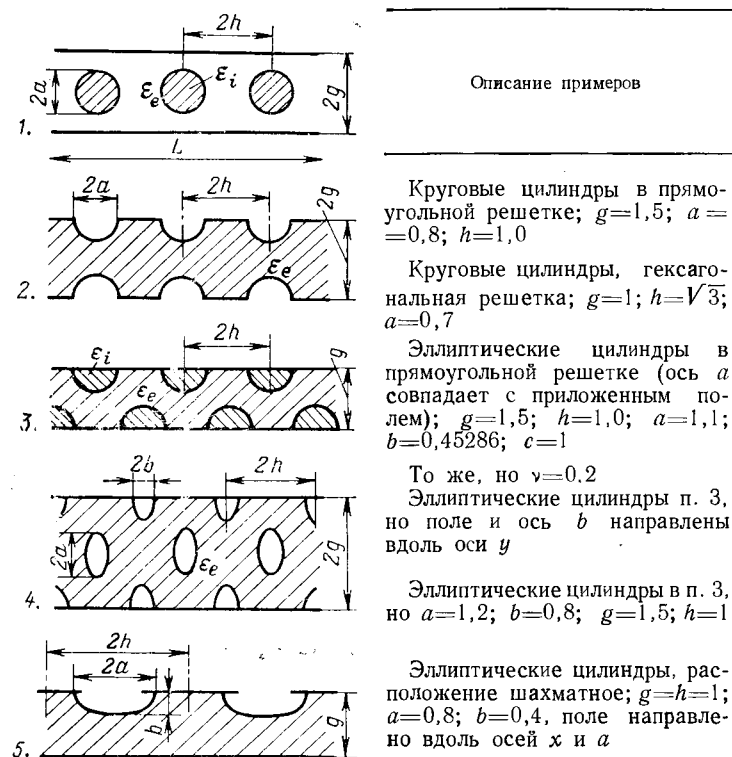


Рис. 3.

устройств со сложной формой электродов или с межэлектродной двухфазной средой, содержащей однородные включения в виде круговых или эллиптических цилиндров. Соответствующие выражения для емкости (рис. 3) некоторых конденсаторов следующие¹:

$$\begin{aligned}
 1. \quad C &= \frac{\epsilon_e}{2g} \left[1 - \frac{\pi a^2}{v' 2gh + \pi a^2 A_1(\beta)} \right] \quad (\beta = h/g); \\
 2. \quad C &= \frac{\epsilon_e}{2g} \left[1 + \frac{\pi a^2}{2gh - \pi a^2 A_1(\beta)} \right] \quad (\beta = h/g); \\
 3. \quad C &= \frac{\epsilon_e}{g} \left[1 - \frac{\pi a^2}{ghv' + \pi a^2 A_2(\beta)} \right] \quad (\beta = h/g); \\
 4. \quad C &= \frac{\epsilon_e}{2g} \left[1 + \frac{\pi ab(a+b) \times}{2gh(\epsilon_e a + \epsilon_i b) - \pi ab(a+b) \times} \rightarrow \right. \\
 &\quad \left. \frac{\times (\epsilon_i - \epsilon_e)}{\times (\epsilon_i - \epsilon_e) A_2(\beta)} \right] \quad (\beta = h/2g); \\
 5. \quad C &= \frac{\epsilon_e}{g} \left[1 + \frac{\pi ab}{\frac{4agh}{a+b} - \pi ab A_1(\beta)} \right] \quad (\beta = h/g).
 \end{aligned}$$

Эти выражения учитывают только дипольное взаимодействие элементов. При необходимости точность вычисления емкости может быть увеличена путем применения более строгих соотношений, полученных выше.

Примеры. Точные выражения для эффективной электропроводности (проницаемости) требуют пол-

¹ На единицу длины в осевом направлении и направлении L .

Описание примеров	Основные константы	Относительная электропроводность		
		Расчет		Эксперимент
		$(\Sigma_2, \Sigma_4, \Sigma_6) \neq 0$	$\Sigma_4 = \Sigma_6 = 0$	
Круговые цилиндры в прямоугольной решетке; $g=1,5$; $a=0,8$; $h=1,0$	$v'=-1, \beta=\frac{2}{3}, \Sigma_2=0,22631$; $\Sigma_4=0,13793$; $\Sigma_6=-0,030501$;	1,7933	1,79	1,79
Круговые цилиндры, гексагональная решетка; $g=1$; $h=\sqrt{3}$; $a=0,7$	$v'=-1, \beta=\frac{\sqrt{3}}{2}, \Sigma_2=0,9069$, $\Sigma_4=0, \Sigma_6=0,091594$	2,5997	2,59	2,6
Эллиптические цилиндры в прямоугольной решетке (ось a совпадает с приложенным полем); $g=1,5$; $h=1,0$; $a=1,1$; $b=0,45286$; $c=1$	$v'=-1, \beta=-\frac{2}{3}, \Sigma_2=0,22631$; $\Sigma_4=0,13793$; $\Sigma_6=-0,030501$; $N_a=0,29162$; $p=0,26084$; $A_1=0,21611$	2,13	2,1109	2,18
То же, но $v=0,2$ Эллиптические цилиндры п. 3, но поле и ось b направлены вдоль оси y	$v'=-1$; $\beta=1,5$; $N_6=0,70836$; $p=0,26084$; $A_1=0,775$; $\Sigma_2=0,8209$; $\Sigma_4=0,13793$, $\Sigma_6=-0,0305$	0,74295 1,281	— 1,514	— 1,29
Эллиптические цилиндры в п. 3, но $a=1,2$; $b=0,8$; $g=1,5$; $h=1$	$v'=-1, \beta=\frac{2}{3}, N_a=0,4$; $p=0,50266$; $A_1=0,21611$; $\Sigma_2=1,6386$; $\Sigma_4=-0,9$, $\Sigma_6=0,0579$; $p=0,50266$, $A_2=0,52158$; $\beta=0,5$, $N_a=\frac{1}{3}$	3,241	2,7252	3,28
Эллиптические цилиндры, расположение шахматное; $g=h=1$; $a=0,8$; $b=0,4$, поле направлено вдоль осей x и a		4,26	8	4,37

ного учета взаимодействия мультиполей. В качестве примеров, иллюстрирующих точность полученных выражений, выбраны преимущественно идеальные проводящие цилиндры с высокой плотностью упаковки. При менее жестких условиях погрешность полученных выражений снижается.

Экспериментальные значения относительной электропроводности получены путем моделирования поля на ЭГДА. Результаты сравнительного анализа приведены в таблице. Во всех примерах указаны относительные значения эффективной электропроводности по отношению к электропроводности непрерывной среды γ_e .

Список литературы

1. Поливанов К. М. Ферромагнетики. М., Госэнергоиздат, 1957.
2. Rayleigh J. W. On the influence obstacles arranged in rectangular order upon the properties of a medium.—«Philosophical magazine», 1892, v. 34, pp. 481—503.
3. Quivy P. D. Sur la permittivite at la permeabilite magnetique des melanges. — «Bull. Soc. Franc. Electriciens», 1958, № 87, t. VIII, pp. 214—221.
4. Kharadly M., Jackson W. The properties of artificial dielectrics comprising arrays of conducting elements.—«Proc. IEE», 1953, v. 100, Part III, № 65, pp. 199—211.
5. Ахизер Н. И. Элементы теории эллиптических функций. М., «Наука», 1970, 304 с.
6. Гобсон Е. В. Теория сферических и эллипсоидальных функций. М., Изд-во иностр. лит., 1952, 476 с.
7. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М., «Наука», 1970, 720 с.

[13.9.1974]



Зарядка проводящих несферических частиц в поле коронного разряда

ВЕРЕЩАГИН И. П., МОРОЗОВ В. С., ПАШИН М. М.

Московский энергетический институт

Твердые частицы, которые улавливаются в электрофильтрах, электросепараторах или применяются при напылении порошковых покрытий в электрическом поле, в большинстве случаев имеют неправильную форму. Однако при описании и расчетах этих и подобных им процессов в качестве одного из основных допущений принимается, что частицы имеют форму шара. Замену реальной частицы на эквивалентную сферическую производят по равенству объемов.

Неучет истинной формы частиц вносит погрешность в расчет названных технологических процессов. Влияние формы проявляется в первую очередь в количественных изменениях действующих на частицу сил. Меняется как заряд [Л. 1], так и сила сопротивления среды движению частиц [Л. 2 и 3].

При движении несферических частиц в электрическом поле возникают также качественно новые явления, не свойственные сферам, такие как ориентация и распрямление частиц [Л. 2 и 4], отклонение траектории их движения от направлений действующей силы (например, при седиментации) [Л. 2].

Для оценки зарядов несферических частиц используется замена их на эквивалентный трехосный эллипсоид [Л. 1, 4 и 5]. Возможность такой замены должна быть подтверждена соответствием зарядов несферических частиц и эквивалентных им эллипсоидов.

Теория зарядки трехосного эллипсоида в поле коронного разряда наиболее полно с учетом ориентации и проводимости рассмотрена в [Л. 1 и 5]. В случае произвольной ориентации проводящего эллипсоида относительно силовых линий внешнего поля кинетика зарядки, так же как и для шара, описывается выражением

$$\frac{\rho k t}{4\epsilon_0 + \rho k t},$$

где ρ — плотность объемного заряда; k — подвижность ионов; t — время нахождения частицы в поле короны; ϵ_0 — диэлектрическая проницаемость вакуума.

Предельный заряд эллипсоида равен:

$$Q = 4\pi\epsilon_0 E_K a^2 \gamma \times \sqrt{\left(\frac{\cos \alpha_0}{d_a}\right)^2 + \left(\frac{\cos \beta_0}{d_b}\right)^2 + \left(\frac{\cos \gamma_0}{d_c}\right)^2}, \quad (1)$$

где E_K — напряженность внешнего поля; a, b, c — полуоси эллипсоида, связанные соотношением $a \geq b \geq c$; $\beta = b/a$; $\gamma = c/a$; $\alpha_0, \beta_0, \gamma_0$ — направляющие углы вектора напряженности поля E_K ; d_a, d_b, d_c — коэффициенты деполяризации, характеризующие степень искажения внешнего электрического поля эллипсоидом, связанные соотношениями $d_a + d_b + d_c = 1$ и $d_a \leq d_b \leq d_c$.

Расчеты, выполненные в [Л. 4], и исследования с цилиндрическими частицами [Л. 5] позволяют предполагать, что среди различных способов замены частицы эллипсоидом: вписанным, равновели-

ким по поверхности или объему (во всех случаях обладающими тем же соотношением осей) наиболее удачной представляется замена эллипсоидом, эквивалентным по объему.

Вместе с тем известных экспериментальных данных совершенно недостаточно для доказательства возможности такой замены несферических частиц при встречающемся на практике разнообразии форм. Для надежной оценки зарядов требуется проведение дополнительных исследований.

Исследуемые частицы. Основные характеристики частиц даны в табл. 1. Первые три частицы, имеющие небольшое отличие друг от друга по форме — сферонд, цилиндр и прямоугольный параллелепипед — имеют одинаковое соотношение осей, равное двум, и одинаковые объемы. Ту же форму имеют частицы 4—7 (номера даются по табл. 1), соотношение их осей равно 10.

Соотношение осей определялось как отношение максимального размера частицы к наибольшему размеру в направлении, перпендикулярном к первому.

Точность изготовления эллипсоидов проверялась по шаблону при увеличении в 50 раз. Отклонение по профилю от истинного эллипсоида составляло не более 3—5%.

При одинаковых объемах и соотношениях осей наибольшее отличие по форме от эллипсоида имеют конус и двойной конус (частицы 8 и 9). Близкую к ним форму имеют частицы 10 и 11. Для этих частиц численным путем было рассчитано поле поляризации и поле избыточного заряда и определен

Таблица 1

Частица	Размеры, мм	Объем, мм ³	Соотношение осей
1. Эллипсоид вращения	Ø3,96×7,80	63,6	1,97
2. Цилиндр	Ø3,46×6,80	63,8	1,97
3. Параллелепипед прямоугольный	3,06×3,09×6,29	59,5	2,04
4. Эллипсоид вращения	0,9×0,9×11,2	—	11,5
5. Цилиндр	Ø1×10	7,85	10,0
6. Прямоугольный параллелепипед	1×1×10	10,00	10,0
7. Треугольный параллелепипед	1×10×1	5,0	10,0
8. Конус	Ø4,0×8,0	33,5	2,0
9. Двойной конус	Ø4,0×8,0	33,5	2,0
10. Сглаженный конус	Ø3,2×10,6	32,1	3,32
11. То же	Ø2,4×7,6	14,1	2,9
12. Куб	4,0×4,0×4,0	64,5	1,0
13. Полукуб	4,0×4,0	32,0	1,41
14. Частица в виде параллелера	Ø4×8	63,0	2,0
15. Частица в виде гантели	4×8	53,5	2,0
16. Частица с полостями	4×8	83,8	2,0
17. Комкообразная частица	4×8	79,2	2,0
18. Цилиндр	4×8	100,0	2,0
19. Произвольное тело	2,6×2,6×6,0	20,3	2,3

предельный заряд частиц без замены на эквивалентный эллипсоид.

Из частиц, близких к сфере, были исследованы куб (частица 12) и частица 13, равная половине куба при сечении его плоскостью, проходящей через диагональ перпендикулярно одной из граней (полукуб).

Размеры всех частиц при изготовлении контролировались микрометром. Точность измерения линейных размеров составляла ± 5 мкм. Углы частиц специально не скруглялись.

Частицы 14—17 и 19 по форме не могут быть отнесены к какому-либо классу геометрических тел. Вместе с тем они представляют интерес для исследования, поскольку такими же свойствами часто обладают частицы реальных порошков. Частицы 14—17 имеют одно и то же соотношение осей и размеры.

Экспериментальная установка. Исследования проводились на экспериментальной установке, представляющей собой систему коаксиальных цилиндров. Частица подвешивалась в промежутке между электродами на изоляционных нитях. На внутренний электрод, представляющий собой провод диаметром 2 мм подавалось постоянное напряжение положительной полярности. Внешний цилиндр диаметром 256 мм имел открывающуюся дверку.

Частица ориентировалась в необходимом направлении с помощью системы из четырех нитей-подвесок толщиной около 20—30 мкм каждая. Утечки заряда по нитям за время измерения не наблюдалось.

Измерения производились при трех ориентациях наибольшей оси частицы относительно вектора напряженности электрического поля: $\alpha = 0, 45$ и 90° . Частица подвешивалась на расстояниях 5 и 7 см от коронирующего провода. Условия в этих точках отличаются друг от друга только значениями напряженности электрического поля.

Устройство для измерения заряда частиц показано на рис. 1. Щуп выполнен в виде клетки Фарадея. Постоянная времени измерительной цепи (по экспериментальным данным около 200 мин) значительно превышала время измерения (около 10—20 сек), поэтому заряд за время измерения практически не изменялся и его можно было рассчитать по формуле

$$Q = CU,$$

где C — емкость измерительной системы вместе с соединительным кабелем; U — напряжение на емкости, измеряемое с помощью электростатического вольтметра.

Точность измерения заряда, определяемая точностью измерения емкости и ценой деления вольтметра, составляла $\pm 5\%$.

Точность расчетных значений заряда определя-

ется точностью, с которой заданы исходные условия — напряженность электрического поля, координаты частицы, ее форма и т. д. Все эти оценки приводят к тому, что сравнение измеренного и расчетного зарядов производится с точностью $\pm 10\%$.

Результаты измерений и их обсуждение. Измерения зарядов частиц проводились при напряжении 32—65 кВ. Начальное напряжение составляло 28,5 кВ. Результаты измерений сравнивались с расчетом по выражению (1). Выбор геометрических размеров эллипсоида производился исходя из равенства объемов и соотношений осей эквивалентной и реальной частиц.

На рис. 2 сопоставлены расчетные и измеренные заряды для сфероидов, цилиндров и параллелепипедов (частицы 1—7). Так же как и для теоретических значений, имеет место прямолинейный характер зависимости экспериментальных значений заряда от напряженности электрического поля. Отклонение экспериментальных значений заряда от расчетных не превышает $\pm 10\%$, что лежит в пределах точности эксперимента.

Такие результаты получаются при всех исследованных ориентациях: $\alpha = 0, 45$ и 90° . На рис. 2 данные для $\alpha = 45^\circ$ не нанесены, чтобы не затемнять рисунок.

Аналогичные результаты получены для частиц, имеющих форму куба и полукуба (табл. 2). При расчете куб заменялся эквивалентной по объему сферой, полукуб заменялся трехосным эллипсоидом, имеющим одинаковые с ним соотношение осей и объем. Отклонения измеренных зарядов от расчетных для данных частиц также лежат в пределах точности эксперимента.

Измерения производились при произвольной ориентации куба и при ориентации полукуба наибольшей гранью параллельно вектору напряженности электрического поля.

В табл. 2 приведены экспериментальные значения зарядов для частиц, имеющих форму конуса и двойного конуса (частицы 8 и 9). Эти частицы интересны тем, что обладают острыми углами. Поскольку обе исследуемые частицы имеют равные объемы и соотношения осей, то при расчете заряда их можно заменить одним и тем же эквивалентным сфероидом.

Как видно из табл. 2, для конуса, расположенного вершиной к проводу, экспериментальные значения зарядов на 15—25% выше расчетных при хоро-

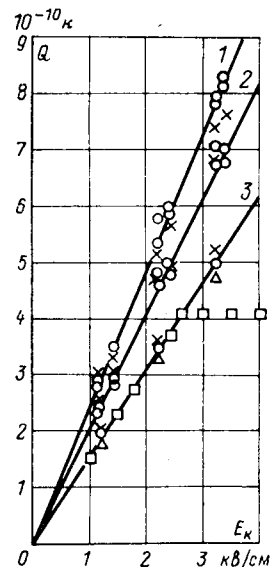


Рис. 2. Зависимость заряда частиц от напряженности электрического поля коронного разряда. — расчет при $\alpha = 0$ (1, 3) и $\alpha = 90^\circ$ (2); эксперимент: $\circ$, $\square$ — сфероиды; $\bullet$ — цилиндры; $\times$ — прямоугольные параллелепипеды; $\triangle$ — треугольные параллелепипеды; соотношение осей: 1, 2 — $L/D=2$; 3 — $L/D=11,5$.

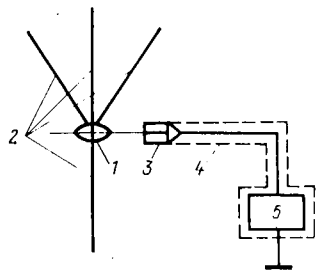


Рис. 1. Схема измерения заряда частицы.

1 — частица; 2 — нити-подвески; 3 — щуп; 4 — кабель соединительный; 5 — вольтметр электростатический.

Таблица 2

Заряд	Напряженность E , кВ/см							
	1,13	1,43	2,15	2,4	3,2	3,3	4,2	4,34
Куб № 12								
$Q_{расч.}, \kappa \times 10^{-10}$	2,24	3,00	4,40	4,90	6,54	6,80	8,6	8,9
$Q_{изм.}, \kappa \times 10^{-10}$	2,21	2,88	4,60	4,85	6,40	6,82	8,3	8,62
$\delta = \frac{Q_{расч.} - Q_{изм.}}{Q_{изм.}}, \%$	+1,4	+4,2	-4,3	+1,0	+2,2	-0,3	+3,6	+3,3
Полукуб № 13								
$Q_{расч.}, \kappa \times 10^{-10}$	1,6	2,05	3,1	3,44	4,6	4,8	6	6,2
$Q_{изм.}, \kappa \times 10^{-10}$	1,46	1,95	3,1	3,34	4,28	4,8	5,6	5,83
$\delta, \%$	+9,8	+5,1	0	+3	+7,5	0	+7,2	+8
Конус № 8								
$Q_{расч.}, \kappa \times 10^{-10}$	1,84	2,32	3,52	3,92	5,22	5,38	6,85	7,07
$Q_{изм.}, \kappa \times 10^{-10}$	2,21	2,72	4,63	5	6,87	6,99	8,6	8,7
$\delta, \%$	-16,7	-14,8	-25,0	-21,6	-23	-23	-15,7	-18,3
Двойной конус № 9								
$Q_{расч.}, \kappa \times 10^{-10}$	1,84	2,32	3,52	3,92	5,22	5,38	6,85	7,07
$Q_{изм.}, \kappa \times 10^{-10}$	1,81	2,41	3,88	3,89	5,82	5,51	6,20	6,55
$\delta, \%$	+1,7	-3,3	-9,3	+0,8	-10	-2,4	+10	+8

шем совпадении их для двойного конуса. Такое расхождение выходит за пределы точности эксперимента.

Согласно [Л. 1] предельный заряд частицы определяется равенством значений кулоновского поля избыточного заряда частицы и поля поляризации в точке на конце частицы, расположенном навстречу потоку ионов.

На рис. 3 изображены конус, двойной конус и эквивалентный им эллипсоид. Из рисунка видно, что конус, не обладая симметрией относительно оси x , наименее удовлетворительно аппроксимируется эллипсоидом. Замена его на эллипсоид приводит к существенному искажению поля частицы и соответственно к ошибкам в расчете заряда.

Это подтверждается расчетами заряда частиц 10 и 11, имеющих форму сглаженных конусов. Они также не обладают симметрией относительно оси x (рис. 3,б). Расчет по эквивалентному эллипсоиду дает отклонение от экспериментальных данных на 35% (табл. 3).

Другой возможный путь приближенного определения заряда заключается в расчете поля избыточного заряда и поля поляризации частицы, поскольку предельная величина заряда определяется

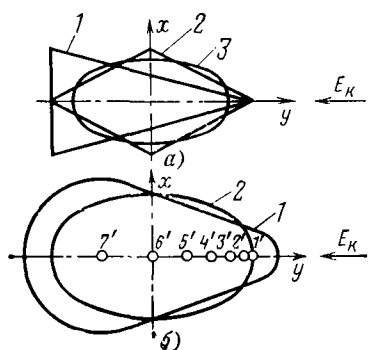


Рис. 3. К выбору эквивалентной замены частицы.

а — конус (1), двойной конус (2) и эквивалентный им эллипсоид (3); б — сглаженный конус (1), эквивалентный эллипсоид (2); 1', 2', ... 7' — эквивалентные заряды; E_k — направление внешнего электрического поля; x, y — оси симметрии частиц.

Таблица 3

Частица и ее номер по табл. 1	Заряд, $\kappa \times 10^{-10}$								
	Расчет			Расчет			Расчет		
	Измеренный	по эквивалентным зарядам	по (1)	Измеренный	по эквивалентным зарядам	по (1)	Измеренный	по эквивалентным зарядам	по (1)
	$E = 1,2$ кВ/см			$E = 2,2$ кВ/см			$E = 3,2$ кВ/см		
Сглаженный конус, 10	3,3	2,5	3,2	6,12	4,6	6,16	8,8	6,72	9,1
Сглаженный конус, 11	1,56	1,30	1,54	2,86	2,44	2,80	3,92	3,6	4,12

из равенства нулю суммарного значения напряженности поля у поверхности частицы.

Поле избыточного заряда и поле поляризации рассчитывались методом эквивалентных зарядов, которые подбирались таким образом, чтобы удовлетворялось условие постоянства потенциала на поверхности частицы.

Указанные вычисления были выполнены для частиц 10 и 11 при ориентации их острым углом навстречу потоку ионов, как это показано на рис. 3,б.

На оси вращения частицы на некотором расстоянии друг от друга размещались семь эквивалентных зарядов. Соответствующая система алгебраических уравнений решалась на ЦВМ «Проминь». Рассчитанный таким образом заряд частиц оказался близким к экспериментальным значениям (табл. 3).

Таким образом, замена частицы на эквивалентный по объему и соотношению осей эллипсоид не во всех случаях является правомерной. Это же подтверждается экспериментальными результатами для частиц неправильной формы (14—19).

Таблица 4

Номер частицы по табл. 1	Объем, мм ³	Заряд, $\kappa \times 10^{-10}$					
		$E = 1,2 \text{ кВ/см}$		$E = 2,2 \text{ кВ/см}$		$E = 3,21 \text{ кВ/см}$	
		измеренный	расчетный	измеренный	расчетный	измеренный	расчетный
14	63,0	3,95	2,72	7,3	4,94	10,5	7,20
15	53,5	3,6	2,98	6,3	5,44	9	8,04
16	79,2	4,2	3,5	7,5	6,4	10,7	9,36
17	83,8	4,4	3,6	7,65	6,6	10,8	9,64
18	100	4,44	4,1	8,06	7,44	11,1	11
19	20,3	$E=1,8 \text{ кВ/см}$		$E=3 \text{ кВ/см}$		$E=4 \text{ кВ/см}$	
		2,0	2,08	3,52	3,42	4,5	4,56

Имея одно и то же соотношение осей и одинаковые линейные размеры, частицы 14—18 имеют разную форму. Из данных табл. 4 видно, что с приближением объема частицы к объему исходного цилиндра (частица 18) отклонение от расчетной величины заряда уменьшается.

Для частицы 19, форма которой близка к эллипсоиду, совпадение результатов эксперимента с расчетом получается практически полное.

Для частиц 14—18 лучшее совпадение экспериментальных и расчетных данных получается, если при выборе эквивалентного эллипсоида считать, что полости частицы как бы заполнены веществом. В этом случае расхождение измеренных и расчетных зарядов не выходит за пределы точности эксперимента.

Исключение составляют данные для частицы 14, имеющей форму пропеллера. Однако следует отметить, что частицы подобной формы встречаются очень редко.

На практике широкое распространение имеют частицы с острыми углами (например, частицы графита). Удовлетворительное совпадение экспериментальных и расчетных данных позволяет считать, что влияние острых углов на величину заряда частиц незначительно. Это имеет место как для прямоугольного и треугольного параллелепипедов, так и для куба и полукуба. Даже для частиц с весьма острыми углами, какими являются конус и двойной конус, значительно большую роль играет общая форма частицы.

Острые углы способствуют усилению поля у поверхности частицы, но это в одинаковой мере проявляется как в отношении поля избыточного заряда, так и поля поляризации. В результате получается, что влияние острых углов на величину предельного заряда мало.

Возможность коронирования частиц аэрозоля. Для частиц с сильнозаостренными концами, как, например, для конуса, или сильновытянутых частиц при анализе зарядки в поле коронного разряда необходимо принимать во внимание возможность возникновения коронного разряда у поверхности частиц.

Так, если расположить конус основанием на встречу коронирующему проводу, то с ростом напряженности электрического поля имеет место стабилизация заряда. Для частиц, имеющих форму двойного конуса, стабилизация заряда не наблюдается при любой ориентации.

Отмеченная стабилизация заряда объясняется возникновением коронного разряда вблизи частицы. Если зарядка частицы определяется потоком ионов на часть поверхности, обращенную к внешнему полю, то коронный разряд возникнет с противоположной стороны, там где внешнее поле, поле поляризации и поле избыточного заряда совпадают по направлению.

Значение напряженности внешнего электрического поля, при котором заряженная частица начинает коронировать, можно найти из условия самостоятельности разряда, используя квадратичную аппроксимацию зависимости коэффициента ударной ионизации α от напряженности электрического поля E вблизи частицы [Л. 6]:

$$\alpha = 0,2(E - 24)^2. \quad (2)$$

Подобные расчеты были выполнены для проводящих вытянутых сфероидов (рис. 4). Принималось что большая полуось направлена параллельно вектору напряженности внешнего электрического поля.

Из расчетов следует, что в большинстве случаев значения начальной напряженности существенно превосходят 120 кВ/см — то максимальное значение напряженности поля, при котором еще справедлива квадратичная аппроксимация (2).

Поэтому была сделана попытка уточнить расчет, используя экспериментальные данные по начальным напряженностям для тонких цилиндрических проводов. На рис. 5 приведены их значения в зависимости от радиуса провода. Для построения использованы формула Пика [Л. 7] (кривая 2) и экспериментальные данные [Л. 8] (кривые 3 и 4). Там же для сравнения приведена расчетная кривая 1, полученная для цилиндрических проводов по квадратичной аппроксимации (2).

Из сравнения кривых следует, что формула Пика дает значения начальной напряженности, удовлетворительно согласующиеся с экспериментальными данными для отрицательной полярности напряжения. Расчеты по квадратичной аппроксимации (2) приводят к значительно большим расхождениям.

В [Л. 9] была предложена методика определения начальной напряженности для электродов сложной формы, по которой для данного электрода определяется эквивалентный по условию возникновения ко-

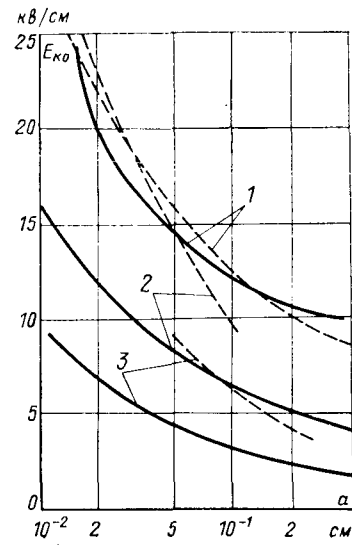


Рис. 4. Зависимость напряженности внешнего электрического поля, при которой возможно коронирование частиц, от размера большой полуоси эллипсоида при различных соотношениях осей: 1 — $\gamma=1$; 2 — $\gamma=3$; 3 — $\gamma=10$; — — — расчет по квадратичной аппроксимации; — — — расчет по экспериментальным данным [Л. 8].

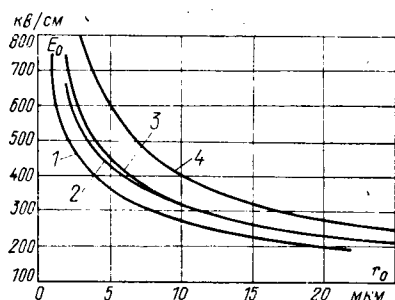


Рис. 5. Зависимость начальной напряженности от радиуса цилиндрического провода.

1 — расчет по квадратичной аппроксимации; 2 — расчет по формуле Пика; 3 — экспериментальные данные [Л. 8] для отрицательной полярности напряжения; 4 — то же для положительного напряжения.

ронного разряда радиус цилиндрического провода:

$$r_{\text{экв}} = \frac{R_1}{\left(1 + \frac{R_1}{R_2}\right) \left(1 + 0,2 \frac{R_1}{R_2}\right)}, \quad (3)$$

где R_1 , R_2 — значения максимального и минимального радиусов кривизны, усредненные в пределах $\pm R_1$ в окрестности рассматриваемой точки поверхности электрода.

Используя радиусы кривизны $r_{\text{экв}}$, рассчитанные для вершины эллипсоида вращения по выражению (3), из рис. 5 для соответствующей полярности напряжения можно найти значение $E_{\text{кю}}$. Результаты расчетов для положительной полярности напряжения приведены на рис. 4.

Основанием для применения указанной методики, несмотря на ее приближенный характер, служит близкое совпадение распределения поля вблизи эллипсоида и эквивалентного ему цилиндрического провода. Подтверждением методики является совпадение результатов расчетов, сделанных для эллипсоидов по квадратичной аппроксимации и по эквивалентным радиусам кривизны, в том диапазоне значений напряженности поля, где применима формула (3).

Из рис. 4 следует, что для коронирования сферических частиц размеров не выше 1 мм (предельный размер для ЭИТ) требуются напряженности поля не менее 15 кВ/см. Поэтому можно считать, что в реальных аппаратах ЭИТ, где средние значения напряженностей электрического поля составляют 1—3 кВ/см, коронирование сферических частиц невозможно.

Коронирование частиц в аппаратах ЭИТ может иметь место для сильно вытянутых частиц. Так, например, для частиц с размером 1 мм при соотношении осей 100 требуется напряженность поля 0,8 кВ/см.

Экспериментальная оценка возможности коронирования частиц. Для экспериментальной оценки возможности коронирования частиц был изготовлен проводящий эллипсоид вращения с соотношением осей 11,5 и размером большой оси 5,6 мм. Зарядка и измерение заряда проводились способом, описанным выше. Результаты измерений заряда приведены на рис. 2. Там же сплошной линией нанесена зависимость, рассчитанная без учета коронирования по выражению (1).

С повышением напряжения стабилизация заряда происходит при напряженности внешнего электрического поля, равной 2,3—2,5 кВ/см. Расчетная напряженность составляет: 2,4 кВ/см по эквивалентным радиусам кривизны и экспериментальным данным [Л. 8]; 1,5 кВ/см по расчету с использованием квадратичной аппроксимации (2).

После возникновения коронного разряда избыточный заряд частицы определяется балансом потоков ионов под действием электрического поля (ударная зарядка) и обусловленным коронным разрядом у поверхности частицы. Этот баланс динамический и выполняется как при подъеме, так и при снижении напряжения. Поэтому отмеченная в эксперименте стабильность заряда характеризует только начало возникновения коронного разряда. Значение зарядов после начала коронирования по проделанным экспериментам оценить невозможно.

Начальная напряженность сфероида определяется суммой величин напряженности внешнего поля, поля поляризации и поля избыточного заряда частицы. Если принять, что начальная напряженность слабо зависит от интенсивности коронного разряда, то с ростом напряжения, когда увеличиваются напряженность внешнего поля и поля поляризации, избыточный заряд должен уменьшаться.

Выводы. 1. Для расчета зарядов несферических частиц, приобретаемых ими в поле коронного разряда, в большинстве случаев можно использовать замену на эквивалентный эллипсоид, имеющий то же соотношение осей и тот же объем.

2. При большом отклонении формы частицы от эллипсоидальной, например для частицы в форме конуса, имеет место значительное отличие (до 30%) заряда частицы от заряда эквивалентного по объему эллипсоида.

3. Экспериментально показано, что наибольшее значение заряда, приобретаемого в поле с объемным зарядом, ограничено возникновением коронного разряда у поверхности частицы. Практическое значение это ограничение имеет место только для сильно вытянутых частиц.

4. Напряженность внешнего поля, при которой возникает коронный разряд, может быть определена расчетным путем по эквивалентному радиусу цилиндрического провода и экспериментальным значениям начальной напряженности для цилиндрических проводов.

Список литературы

1. Мирзабекян Г. З., Пашин М. М. Зарядка несферических частиц аэрозолей в поле коронного разряда.— В сб.: Сильные электрические поля в технологических процессах (электронно-ионная технология). М., «Энергия», 1971, вып. 2, с. 48—81.
2. Фукс Н. А. Механика аэрозолей. М., Изд. АН СССР, 1955, 351 с.
3. Верещагин И. П. Сопротивление среды движению частиц.— «Труды МЭИ», 1968, вып. LXX, с. 5—40.
4. Джуварлы Ч. М., Вечхайзер Г. В., Штейншрайбер В. Я. О моделировании частиц неправильной формы при расчетах процессов ЭИТ.— В сб.: Сильные электрические поля в технологических процессах (электронно-ионная технология). М., «Энергия», вып. 2, 1971, с. 226—242.
5. Smith P. Z., Penney S. W. Charging of nonspherical particles in a corona discharge.— «AIEE Trans.», 1961, v. 55, p. 340—347.
6. Разевиг Д. В. О начальных напряженностях в однородном и неоднородном электрических полях.— «Электричество», 1968, № 6, с. 85—86.
7. Пик Ф. Диэлектрические явления в технике высоких напряжений. М., Госэнергоиздат, 1934, 362 с.
8. Попков В. И. Особенности коронного разряда при высоких напряженностях поля.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1965, № 4, с. 69—85.
9. Верещагин И. П. Расчет начальных напряженностей для электродов сложной формы.— «Электричество», 1973, № 6, с. 22—26.

[11.7.1974]

Определение основных параметров рудовосстановительных электропечей

Канд. техн. наук НУС Г. С.

Государственный научно-исследовательский институт цветных металлов

Повышение надежности и точности инженерных методов расчета рудовосстановительных (руднотермических) электропечей является актуальной задачей, длительное время привлекающей внимание специалистов в СССР и за рубежом.

Разработка метода расчета оптимальных параметров указанных печей осложняется, с одной стороны, трудностью проведения экспериментальных исследований в промышленных условиях, с другой, — математическими трудностями при попытках аналитического и численного решения интегро-дифференциальных уравнений, описывающих рабочий процесс печи. Чтобы избежать этих трудностей, применяют полуматематические методы расчета, базирующиеся на теории подобия; при этом опыт освоенной промышленностью печи, принятой за образец, переносится на проектируемую печь на основе упрощенной модели рабочего процесса. Очевидно, от степени адекватности этой модели, т. е. от полноты отражения ею действительного рабочего процесса печи, существенно зависит точность расчетной методики.

В большинстве предложенных методик расчета в качестве модели рассматривается процесс выделения джоулева тепла в рабочем пространстве печи, причем тепло- и массообмен, как правило, не учитывается. После упрощений модель явно или неявно сводят к электрическому полю постоянного тока в неподвижной однородной среде, подчиняющейся закону Ома. Под однородностью среды подразумевается постоянство удельной электропроводности в объеме и отсутствие сторонних э. д. с. [Л. 1—4]. Ниже приводится анализ этой модели, позволяющий рассмотреть некоторые пути усовершенствования теории и методик расчета рудовосстановительных электропечей.

Электрическое поле постоянных токов является потенциальным, следовательно, законы Ома и Джоуля — Ленца в дифференциальной форме могут быть выражены через градиент потенциала, тогда для рабочей среды печи можно написать:

$$j = -\sigma \text{ grad } \varphi; \quad (1)$$

$$q = \sigma (\text{grad } \varphi)^2, \quad (2)$$

где j — плотность тока; φ — потенциал; σ — удельная электропроводность; q — джоулево тепло, выделяющееся в единице объема за единицу времени (удельная объемная мощность).

Кроме того, плотность постоянного тока подчиняется уравнению непрерывности

$$\text{div } j = 0. \quad (3)$$

Подставляя (1) в (3) и учитывая упомянутое выше условие однородности среды $\sigma = \text{const}$, получаем одно уравнение относительно φ , а именно уравнение Лапласа:

$$\text{div grad } \varphi = \nabla^2 \varphi = 0, \quad (4)$$

которое однозначно определяет поле потенциалов φ при следующих граничных условиях:

на границе со слоем, расположенным на подине печи и обладающим металлической проводимостью,

$$\varphi_{\text{под}} = 0; \quad (5)$$

на границах с электродами

$$\varphi_{\text{эл}} = \pm U; \quad (6)$$

на границах с огнеупорной футеровкой и другими непроницаемыми для тока средами

$$\frac{\partial \varphi}{\partial n} = 0; \quad (7)$$

должны быть также заданы геометрические параметры рабочей среды, например, диаметр электрода, его заглубление в рабочую среду, высота, ширина, глубина слоя рабочей среды и т. п., которые в общем случае обозначим $l_1, l_2, \dots, l_i$.

В вышеприведенных выражениях: U — напряжение между электродом и подом печи; n — направление по нормали к границе; i — количество геометрических параметров рабочей среды.

Если дополнительно к указанным граничным условиям задать удельную электропроводность среды σ , то из (1), (2) и (4), кроме поля потенциалов φ , однозначно определяются также поля плотностей тока j и удельных мощностей q . Рассмотрение этой системы уравнений и условий однозначности показывает, что при принятых допущениях для обеспечения

подобия электрических полей (полей φ, j, q) достаточно соблюдения лишь геометрического подобия, т. е. в данном случае только критерии геометрического подобия являются определяющими. Действительно, анализ уравнений (1), (2), (4) — (7) методом масштабных преобразований [Л. 5] приводит к нижеследующим функциональным зависимостям критериев подобия в общем виде:

$$\Phi = \Phi(\Pi) \equiv \Phi(X, Y, Z, L_{1,2}, \dots, L_{i-1}); J = J(\Pi); Q = Q(\Pi), \quad (8)$$

где $X = x/d$; $Y = y/d$; $Z = z/d$; $L_{1,2}, \dots, L_{i-1} = l_{1,2}, \dots, l_{i-1}/d$; $\Phi = \varphi/U$; $J = jd/\sigma U$; $Q = qd^2/\sigma U^2$; d — диаметр или другой характерный размер электрода; x, y, z — линейные координаты текущей точки.

Из (8) видно, что при одинаковых безразмерных геометрических параметрах ($L_1 = \text{idem}$, $L_2 = \text{idem}, \dots, L_{i-1} = \text{idem}$) в сходственных точках сопоставляемых систем ($X = \text{idem}$, $Y = \text{idem}$, $Z = \text{idem}$) будет автоматически соблюдаться одинаковость безразмерных искомым переменных ($\Phi = \text{idem}$, $J = \text{idem}$, $Q = \text{idem}$), т. е. подобие электрических полей. Другими словами, при принятых допущениях для обеспечения подобия электрических полей и полей тепловыделений достаточно соблюдения только геометрического подобия, поэтому критерии геометрического подобия $L_1, L_2, \dots, L_{i-1}$ в данном случае являются определяющими, а критерии Φ, J, Q — определяемыми. Этот вывод согласуется также с третьей теоремой подобия Кирпичева — Гухмана, согласно которой определяющие критерии подобия должны состоять только из независимых параметрических величин, входящих в условия однозначности [Л. 6]. Из условий однозначности (5) — (7) и структуры критериев (8) видно, что этому требованию удовлетворяют лишь критерии геометрического подобия.

Определяющие критерии $L_{1,2}, \dots, L_{i-1}$ имеют строго локальный смысл, а определяемые Φ, J, Q , вообще говоря, изменяются в пространстве, так как содержат величины φ, j, q , относящиеся к текущей точке.

Если локализовать определяемый критерий J в точке с плотностью тока

$$j = I/d^2, \quad (9)$$

где I — ток в электроде, то после подстановки (9) в (8) получим известный критерий ЭП, предложенный Мижулинским А. С. [Л. 1]:

$$\frac{1}{J} = \frac{U}{I} \sigma d = R \sigma d \equiv \Pi = \text{idem}, \quad (10)$$

где $R = U/I$ — сопротивление печи, приведенное к одному электроду.

Аналогично, локализовав определяемый критерий Q в точке с удельной мощностью

$$q = P/d^3, \quad (11)$$

где P — полезная мощность печи, приходящаяся на один электрод, после подстановки (11) в (8) получим критерий подобия:

$$Q' \equiv \frac{P}{\sigma U^2} = \text{idem}. \quad (12)$$

Таким образом, известный комплекс (10), так же как комплекс (12) и симплекс Φ , является одним из определяющих критериев подобия электрического поля, численное значение которого, как это следует из (10) и (8), зависит только от безразмерных геометрических параметров, т. е. от формы (конфигурации) рабочей среды.

Следовательно, при соблюдении условий геометрического подобия и электрической однородности рабочих сред (последнее даже не обязательно: как будет видно из дальнейшего, достаточно соблюдения подобия полей удельных электропроводностей) численные значения определяемых критериев подобия, в частности, комплексов (10) и (12), будут соответственно одинаковыми. И, наоборот, при существенном отступлении от условий геометрического подобия и подобия полей удельных электропроводностей неизбежно заметное расхождение указанных чисел, причем компенсировать это несовпадение какими-либо иными средствами невозможно. Эти обстоятельства необходимо учитывать во избежание значительных погрешностей при использовании в расчетах комплексов (10) и (12).

Однако и полного соблюдения условий подобия по (8) еще недостаточно для расчета основных параметров проектируемой печи. В самом деле, из (8) мы получаем лишь два уравнения, связывающие основные параметры печи, а именно:

$$J \equiv \frac{j_d}{\sigma U} = \text{idem} \quad (13)$$

и вытекающие из условия $Q = \text{idem}$ уравнение (12). Из (12) и (13) получаем известное соотношение [Л. 1 и 4]:

$$U = \frac{C_1}{\sigma^{2/3}} j^{1/3} \rho^{1/3}, \quad (14)$$

а также

$$P = \frac{C_2}{\sigma} j_s^2 d^3, \quad (15)$$

где j_s — средняя плотность тока в электродах; C_1, C_2 — постоянные для геометрически подобных рабочих сред при принятых допущениях.

При проектировании можно рассматривать как заданные мощность P , удельную электропроводность σ и геометрические коэффициенты C_1 и C_2 . Остальные параметры должны быть определены расчетом. Тогда, очевидно, (14) и (15) недостаточны для определения параметров печи, поскольку представляют собой два уравнения для трех неизвестных d, j_s и U . Таким образом, в рамках рассматриваемой модели и соответствующих условий подобия однозначное определение основных параметров проектируемой печи невозможно. Объясняется это тем, что модель и описывающая ее система уравнений (1), (2), (4) — (7) не замкнута.

Для получения однозначного решения обычно вводят дополнительные замыкающие уравнения, которые можно разделить на две основные группы.

Первая группа основана на предположении об определяющей роли бесперебойной службы электродов в рабочем процессе печи. Исходя из теоретического теплового баланса электродов или опытных данных, получают зависимости между диаметром электрода и средней плотностью тока в нем:

$$j_s = C_3 d^{n_1}, \quad (16)$$

где C_3 — постоянная для печей одной и той же технологии.

Показатель степени по данным большинства авторов изменяется в зависимости от типа печи $n_1 = -0,5 \div 0$.

Вторая группа замыкающих уравнений отражает точку зрения, согласно которой определяющими являются процессы в рабочей среде и на ее границах, например на границах с электродами или футеровкой печи. В этом случае мощность печи связывают с ее размерами соотношением

$$P = C_4 d^{n_2}, \quad (17)$$

где C_4 — постоянная для геометрически подобных рабочих сред в печах одной и той же технологии.

Показатель степени по данным большинства авторов $n_2 = 2 \div 3$. При этом, как правило, рекомендуются предельные значения $n_2 = 2$ или $n_2 = 3$ в зависимости от типа печи, что при соблюдении геометрического подобия соответствует допущениям о постоянстве удельной поверхностной или удельной объемной мощности в рабочем пространстве печей данной технологии.

При соблюдении геометрического подобия уравнения (16) и (17) выражают связь не только с диаметром электрода, но и с остальными размерами рабочей среды.

Из (14) — (16) так же, как из (14), (15) и (17), получаем известное соотношение:

$$U = C P^n, \quad (18)$$

где C — постоянная для геометрически подобных рабочих сред в печах одной и той же технологии при условии, что в них средние удельные электропроводности одинаковы ($\sigma = \text{const}$).

В (18) показатель степени $n = 0,25 \div 0,33$ при соответствующих пределах в (16) $n_1 = -0,5 \div 0$ или, что равносильно, при $n_2 = 2 \div 3$ в (17).

Полученные соотношения, например (17) и (18), используются дважды — вначале для определения постоянных C_4 и C из опыта работы образцовой печи, а затем для расчета проектируемой печи. Подчеркнем, что теоретическая зависимость (18) является следствием законов Ома и Джоуля — Ленца для постоянного тока при соблюдении следующих условий: геометрическом подобии рабочих сред; электрической однородности или хотя бы подобии полей удельных электропроводностей рабочих сред; одинаковости средних значений

удельной электропроводности; задании замыкающих уравнений в виде степенных функций (16) или (17).

Только при этих условиях в (18) коэффициент C и показатель степени n будут постоянными величинами для печей данного типа и одинаковой технологии.

Особого внимания заслуживает то обстоятельство, что в замыкающих уравнениях (16), (17) и, следовательно, в (18) значения показателей степени $n_1 = -0,5 \div 0$; $n_2 = 2 \div 3$ и соответственно $n = 0,25 \div 0,33$, рекомендуемые рядом авторов и широко применяемые при проектировании, недостаточно обоснованы и в ряде случаев противоречат данным практики. Причем в промышленности наблюдается тенденция к интенсификации процессов рудовосстановительной электроплавки и росту n_1, n_2 и n выше указанных предельных значений. Очевидно, в этих условиях перспективным направлением развития теории и совершенствования методов расчета рудовосстановительных электропечей являются исследования с целью обоснования и уточнения замыкающих уравнений.

Поскольку в промышленных печах лимитирующими являются физико-химические процессы, протекающие не в кинетической, а в диффузионной области, то, очевидно, замыкающими должны быть специфические для каждого типа печей уравнения, отражающие лимитирующие фазы тепло- и массообмена в рабочей среде. Именно эти процессы должны определять выбор всех основных параметров печи, в том числе геометрических размеров рабочего пространства и электродов. Разумеется, диаметр электрода должен проверяться также по максимально допустимой плотности тока с помощью соотношений (16). Отсюда вытекает целесообразность классификации рудовосстановительных электропечей по характеру лимитирующих процессов тепло- и массообмена и, следовательно, по типу замыкающих дифференциальных уравнений. В настоящее время недостаточность исследований затрудняет разработку такой классификации в полном объеме, однако, по крайней мере, один класс рудовосстановительных электропечей может быть выделен по этому принципу уже сейчас.

Это так называемые многошлаковые электропечи, электроды которых погружены в расплав. Они представляют собой широкий класс печей, различающихся по своему технологическому назначению, но подчиняющихся одним и тем же тепло-электрофизическим и гидродинамическим закономерностям. Такие печи применяются для получения медно-никелевого и медного штейнов, цинка, олова, свинца, ферроникеля и др. Характерными особенностями этих печей, отличающими их от бесшлаковых и шлаковых рудовосстановительных электропечей, таких как ферросилициевые, карбид-кальциевые, силико-марганцевые и т. п., являются следующие:

1. В результате значительного погружения электродов в расплав электрическая дуга в рабочем пространстве печи практически отсутствует. Во всяком случае, влияние дуги на рабочий процесс пренебрежимо мало.

2. Вследствие низкой удельной электропроводности твердой шихты (по сравнению со шлаковым расплавом) ответвление тока через твердую шихту, как правило, незначительно, и им также можно пренебречь.

3. Основное количество джоулевого тепла выделяется в шлаковом расплаве. Поглощается же тепло главным образом за пределами шлакового слоя, поскольку нагрев, плавление и другие физико-химические превращения, требующие затрат тепла, происходят в основном в слое твердой шихты. Таким образом, зоны выделения и поглощения тепла разделены в пространстве. Следовательно, шлак является одновременно и главным нагревательным элементом, обладающим максимальной температурой, и основным теплоносителем. Неудивительно поэтому, что на практике лимитирующими процессами являются, с одной стороны, разведение футеровки шлаковым расплавом, с другой, — настывание в ванне печи, препятствующее нормальной эксплуатации шпуровых отверстий. Причем известно, что оба эти процесса при данных составах огнеупора и шлака зависят главным образом от температуры на границе расплава с футеровкой. В связи с этим целесообразно положить в основу расчета многошлаковых электропечей условие одинаковости в образцовой и проектируемой печах температур на границах «расплав — футеровка».

4. Поскольку определяющими являются процессы тепло- и массообмена в шлаковом расплаве, т. е. в жидкости, находящейся в электромагнитном поле, то, очевидно, замыкающими должны быть дифференциальные уравнения конвективного теплообмена и гидродинамики с учетом электромагнитных явлений.

В [Л. 7—9] показано, что после упрощений процесс тепло- и массообмена в многошлаковых рудовосстановительных электропечах сводится к стационарному режиму свободной конвекции ньютоновской немагнитной жидкости (физические свойства которой, вообще говоря, зависят от температуры) при наличии внутренних распределенных источников джоулева тепла, обусловленном квазистационарным и потенциальным электрическим полем, причем электромагнитными (пондеромоторными) силами и молекулярной теплопроводностью в жидкости можно пренебречь.

Так как в новой модели удельная электропроводность рабочей среды (расплава) зависит от температуры, то $\sigma \neq \text{const}$. Тогда в исходных уравнениях электрического поля вместо (4) из (1) и (3) получим:

$$\text{div}(\sigma \text{ grad } \varphi) = 0. \quad (19)$$

Таким образом, система уравнений электрического поля теперь состоит из (1), (2), (19), (5)—(7).

Как известно, возможны два режима свободной конвекции: вязкостно-гравитационный режим, так называемое «ползущее» движение, при котором можно пренебречь инерционными силами по сравнению с вязкостными (I случай), и инерционно-гравитационный, при котором можно пренебречь вязкостными силами по сравнению с инерционными (II случай). В [Л. 9] с учетом указанных упрощений получены дифференциальные уравнения конвективного теплообмена и гидродинамики и граничные условия для I и II случаев, образующие совместно с (1), (2), (19), (5)—(7) замкнутые системы уравнений. В результате анализа этих уравнений в качестве определяющих критериев подобия электрических, температурных, скоростных полей и полей давлений в шлаковых расплавах, помимо критериев геометрического подобия, получены безразмерные мощности:

в I случае

$$\mathcal{J}_1 \equiv \frac{P \mu_*}{(\rho_* g)^2 c_* t_* l_6^4} = \text{idem}; \quad (20)$$

во II случае

$$\mathcal{J}_2 \equiv \frac{P}{\rho_* c_* t_* g^{3/2} l_6^{5/2}} = \text{idem}, \quad (21)$$

где индекс «*» относится к физическим параметрам шлака при температуре его плавления (в точке ликвидуса) t_* ; μ — динамическая вязкость; ρ — плотность; c — весовая теплоемкость; g — ускорение силы тяжести; l_6 — базисный геометрический размер.

Комплексы (20) и (21) являются критериями подобия естественной тепловой конвекции ньютоновской жидкости при наличии внутренних распределенных источников джоулева тепла.

Для обеспечения подобия указанных полей необходимо соблюдение геометрического подобия, условий (20) или (21), а также тождественной одинаковости безразмерных (относительных) температурных зависимостей физических параметров расплавленных шлаков в образцовой и проектируемой печах. При этом будут автоматически одинаковы определяемые критерии подобия; в частности, как показано в (9),

$$\mathcal{R} \sigma_* l_6 = \text{idem} = C_5, \quad (22)$$

где C_5 — постоянная для физически подобных шлаковых ванн.

Условие (22) аналогично (10) с той только разницей, что в (22) вместо средней удельной электропроводности рабочей среды входит удельная электропроводность расплавленного шлака σ_* при температуре t_* .

Исходя из условий подобия электрических, температурных, скоростных полей и полей давлений в шлаковых расплавах образцовой и проектируемой печей, определим связь между геометрией шлаковой ванны и мощностью печи. Из (20) получим:

для I случая

$$l_6 = C_6 \left(\frac{\mu_*}{c_* t_*} \right)^{0,25} \frac{1}{(\rho_* g)^{0,5}} P^{0,25}; \quad (23)$$

для II случаев из (21)

$$l_6 = C_7 \frac{1}{(\rho_* c_* t_* g^{0,4})^{0,6}} P^{0,4}, \quad (24)$$

где C_6, C_7 — коэффициенты формы, постоянные для геометрически подобных шлаковых ванн; могут быть определены из опыта работы образцовой печи по (23) и (24).

Зависимость между напряжением и мощностью печи определится в I случае из (23) и (12). Если учесть, что $l_6 = d$, получим:

$$U = C_8 \left(\frac{c_* t_*}{\mu_*} \right)^{0,125} \frac{(\rho_* g)^{0,25}}{\sigma_*^{0,5}} P^{0,375}, \quad (25)$$

во II случае аналогично из (24) и (12)

$$U = C_9 \frac{(\rho_* c_* t_*)^{0,2} g^{0,3}}{\sigma_*^{0,5}} P^{0,3}, \quad (26)$$

где C_8, C_9 — коэффициенты формы, постоянные для геометрически подобных шлаковых ванн; могут быть определены из опыта работы образцовой печи по (25), (26).

При сопоставлении (25) и (26) с (18) раскрывается структура постоянной C в (18) применительно к многошлаковым электропечах.

Напомним, что соотношения (23)—(26) получены в предположении тождественной одинаковости безразмерных зависимостей физических параметров расплавленного шлака от температуры. Для шлаков различного состава это условие выполняется лишь приближенно. Точно оно соблюдается только при одинаковых составах и физических свойствах шлаков в образцовой и проектируемой печах, но при этом сами соотношения (23)—(26) существенно упрощаются:

в I случае

$$l_6 = C_{10} P^{0,25}; \quad (27)$$

$$U = C_{11} P^{0,375}; \quad (28)$$

во II случае

$$l_6 = C_{12} P^{0,4}; \quad (29)$$

$$U = C_{13} P^{0,3}, \quad (30)$$

где $C_{10}, C_{11}, C_{12}, C_{13}$ — постоянные для геометрически подобных шлаковых ванн и одинаковых составов шлака; определяются из опыта работы образцовой печи соответственно по (27)—(30).

Кроме того, поскольку температуры плавления шлаков одинакового состава равны ($t_* = \text{idem}$), то подобие температурных полей, выражаемое уравнением

$$\Theta \equiv \frac{t}{t_*} = \text{idem},$$

означает в этом случае одинаковость температур ($t = \text{idem}$) в сходственных точках шлаковых ванн и, в частности, на границах с футеровкой печей. Выше условие одинаковости температур на границах с футеровкой положено в основу расчета основных параметров печей, поэтому при проектировании электропечей освоенной технологии геометрические размеры шлаковой ванны и электродов следует определять в I случае по формуле (27), во II случае — по формуле (29), исходя из заданной мощности проектируемой печи и условия полного геометрического подобия шлаковых ванн образцовой и проектируемой печей.

Электрическое напряжение на электродах проектируемой печи следует рассчитывать соответственно по формулам (28) и (30).

Аналогично, но с большей погрешностью (вследствие неодинаковости температур плавления t_* и безразмерных зависимостей физических параметров шлака от температуры) можно рассчитать печь новой технологии, если известны физические параметры шлаков в образцовой и проектируемой печах; в I случае по формулам (23) и (25), во II случае — (24) и (26).

Показатели ступени в (28) и (30) оказались выше, чем принятое в настоящее время при проектировании многошлаковых электропечей значение $n=0,25$ в (18), однако это согласуется с данными практики по интенсификации работы промышленных электропечей. Как показывают практические данные, следует пользоваться соотношениями для I случая (20), (23), (25), (27) и (28) при величине безразмерной мощности $\mathcal{J}_1 > 5 \cdot 10^{-9}$, а соотношениями для II случая (21), (24), (26), (29) и (30) при $\mathcal{J}_1 < 5 \cdot 10^{-9}$; при этом в (20) в качестве базисного размера l_6 принят корень кубический из величины объема подэлектродного шлакового слоя, приходящегося на один электрод, а вместо μ_* — вязкость шлака на выпуске из печи.

Отметим, что рост мощности и напряжения печи по (23)—(30), вообще говоря, ограничен, например, переходом в дуговой режим, получением богатых по целевым продуктам шлаков и т. п. Однако согласно имеющимся экспериментальным данным эти явления могут стать заметными лишь в сверх-

мощных печах, в несколько раз более мощных, чем существующие.

Приводим примеры, подтверждающие соответствие полученных результатов данным практики.

В [Л. 10] получена эмпирическая формула, обобщающая опыт работы промышленных фосфорных электропечей в пределах изменения мощности 12—50 Мвт:

$$\psi = 285 + 11,4P_{\text{п}} - 0,04P_{\text{п}}^2, \quad (31)$$

где ψ — удельная поверхностная мощность печи на квадратный метр пода, кВт/м²; $P_{\text{п}}$ — полезная мощность печи, Мвт.

Расчет показывает, что для фосфорных печей $\mathcal{J}'_1 = 10^{-8}$, следовательно, для сравнения следует воспользоваться (27) для I случая. Из (27) получаем:

$$\psi = C_{14}P_{\text{п}}^{0,5}. \quad (32)$$

При значении $C_{14} = 110$ результаты расчетов по формулам (31) и (32) практически совпадают.

По соотношениям для II случая (29) и (30) были рассчитаны геометрические параметры и напряжение при интенсификации работы промышленной электропечи для переработки оловосодержащего сырья ($\mathcal{J}'_1 = 10^{-9}$). При увеличении производительности печи в 1,5 раза температурный режим и степень износа футеровки практически не изменились.

При расчетах по вышеприведенным формулам не исключено, что плотность тока в электроде окажется выше допустимой по (16). В этом случае приходится соответственно увеличивать диаметр электрода, нарушая условие полного геометрического подобия. Вообще, по ряду технических причин не всегда удается реализовать полное геометрическое подобие образцовой и проектируемой печей. Для корректировки параметров печи в этих случаях удобно пользоваться формулой для сопротивления печи, полученной методом моделирования [Л. 11]:

$$R = \left(0,130 - 0,015 \frac{H}{d} \right) \frac{H}{h\sigma d}, \quad (33)$$

где R — сопротивление шлаковой ванны печи, приведенное к одному электроду, ом; H — высота шлаковой ванны, см; h — заглубление электродов в шлак, см; d — диаметр электрода, см; σ — средняя удельная электропроводность шлака (при температуре $t = 1,05 t_*$), ом⁻¹·см⁻¹.

Поправки (33) на форму шихтового слоя и электродов приведены в [Л. 11]; при соблюдении подобия (33) и (22) идентичны.

Рассчитав по приведенным формулам основные параметры печи и определив известными методами параметры короткой сети, нетрудно выбрать ступени напряжения печного трансформатора.

Пример. Требуется определить основные параметры проектируемой шестизлектродной прямоугольной печи для получения медно-никелевого штейна. Полезная мощность печи $P_{\text{п}} = 42\,000$ кВт; приведенная к одному электроду $P = 7000$ кВт.

Образцовая печь, перерабатывающая ту же шихту, характеризуется следующими параметрами: полезная мощность $P_{\text{п}} = 28\,000$ кВт, приведенная к одному электроду $P = 4660$ кВт; диаметр электрода $d = 108$ см; высота шлаковой ванны $H = 90$ см; заглубление электродов в шлак $h = 30$ см; подэлектродный шлаковый зазор $h_{\text{п.э}} = H - h = 60$ см; расстояние между осями электродов $b = 300$ см; длина ванны $L = 20$ м; ширина ванны $B = 6$ м; напряжение, приведенное к одному электроду $U = 245$ в (печь получает питание от трех однофазных трансформаторов; линейное напряжение на электродах $U_{\text{л}} = 490$ в; ток $I \approx 19\,000$ а; плотность тока в электродах $j_{\text{э}} = 2,47$ а/см²; физические параметры шлака $\rho_* = 2,73$ г/см³; $\mu_* = 5,3$ пауза [г/см·сек]; $c_* = 0,26$ ккал/кг °C = $0,26 : 1000 \cdot 980$ ккал·сек/г·см·°C; $t_* = 1260$ °C.

Определим численное значение $\mathcal{J}'_1$. Для этого подсчитаем базисный размер l_0 как корень кубический из объема подэлектродного шлакового слоя, приходящегося на один электрод. Объем подэлектродного шлакового слоя

$$v_{\text{п.э}} = 72 \cdot 10^6 \text{ см}^3.$$

На один электрод приходится

$$v'_{\text{п.э}} = 12 \cdot 10^6 \text{ см}^3;$$

базисный размер

$$l_0 = \sqrt[3]{v'_{\text{п.э}}} = 230 \text{ см.}$$

Мощность печи, приходящаяся на один электрод

$$P = 4660 \text{ кВт} = 1100 \text{ ккал/сек.}$$

Подставив полученные значения в (20), имеем:

$$\mathcal{J}'_1 = 9 \cdot 10^{-10}.$$

Поскольку $\mathcal{J}'_1 = 9 \cdot 10^{-10} < 5 \cdot 10^{-9}$, то применяем формулы для II случая (29) и (30).

Из (29) получим множитель геометрического подобия

$$(7000)^{0,4} / (4660)^{0,4} = 1,175.$$

Геометрические размеры проектируемой печи: диаметр электрода $d = 108 \cdot 1,175 = 127$ см; высота шлаковой ванны $H = 90 \cdot 1,175 = 105$ см; заглубление электродов в шлак $h = 30 \cdot 1,175 = 35$ см; подэлектродный шлаковый зазор $h_{\text{п.э}} = 60 \cdot 1,175 = 70$ см; расстояние между осями электродов $b = 300 \cdot 1,175 = 350$ см; длина ванны $L = 20 \cdot 1,175 = 23,5$ м; ширина ванны $B = 6 \cdot 1,175 \approx 7$ м.

При питании проектируемой печи от двух трехфазных трансформаторов по формуле (30) находим полезное фазное напряжение на электродах:

$$U_{\text{ф}} = 276 \text{ в.}$$

Полезное линейное напряжение на электродах

$$U_{\text{л}} = 480 \text{ в.}$$

Ток в электроде

$$I = 25\,400 \text{ а.}$$

Плотность тока в электроде

$$j_{\text{э}} = 2,35 \text{ а/см}^2.$$

Практический опыт применения изложенной методики расчета показывает его значительную экономическую эффективность, так как удается существенно увеличить удельные мощность и производительность печи без изменения срока службы футеровки.

Список литературы

1. Микulinский А. С. Определение параметров руднотермических печей на основе теории подобия. М., «Энергия», 1964.
2. Платонов Г. Ф. Параметры и электрические режимы металлургических электродных печей. М., «Энергия», 1965.
3. Сергеев П. В. Энергетические закономерности руднотермических электропечей, электролиза и электрической дуги. Алма-Ата, изд. АН Каз. ССР, 1963.
4. Никольский Л. Е. и др. Промышленные установки электродугового нагрева и их параметры. М., «Энергия», 1971.
5. Эйгенсон Л. С. Моделирование. М., «Советская наука», 1952.
6. Кирпичев М. В., Михеев М. А. Моделирование тепловых устройств. М., изд. АН СССР, 1936.
7. Нус Г. С. Условия подобия и моделирования процессов бездуговой электроплавки. — «Инженерно-физический журнал», 1962, т. V, № 8.
8. Нус Г. С. Условия подобия и моделирования процессов бездуговой электроплавки. — «Инженерно-физический журнал», 1963, т. VI, № 2.
9. Нус Г. С. Приближенное моделирование и расчет процессов бездуговой электроплавки. — «Инженерно-физический журнал», 1972, г. XXIII, № 6.
10. Постников Н. Н., Фунтиков В. И. Фосфорная электропечь. — В сб.: Электротермия. Информстандартэлектро. 1968, вып. 71.
11. Нус Г. С. Интенсификация электроплавки и расчеты руднотермических шлаковых печей. — В сб.: Научные труды института «Гинцветмет», № 33. М., «Металлургия», 1971.

[12.12.1973]



Качество регулирования в вентильном электроприводе с учетом дискретности и полууправляемости выпрямителя

Инж. НИКИТИН В. М., канд. техн. наук ПОЗДЕЕВ А. Д.,
доктор техн. наук САБИНIN Ю. А.

В [Л. 1] показано, что быстродействие вентильного электропривода постоянного тока (ВЭП) в режиме непрерывного тока двигателя ограничено максимальным значением резонансной частоты замкнутой системы линеаризованного ВЭП $\omega_p \leq \leq \omega_{p \max}$, допустимым по условиям устойчивости реального ВЭП к автоколебаниям на субгармонических частотах; исходя из этих предпосылок разработана методика синтеза регуляторов. Под линеаризованным ВЭП или линеаризованной структурой ВЭП, как и в [Л. 1], подразумевается эквивалентная линейная система, в которой управляемый выпрямитель (УВ) аппроксимирован безинерционным линейным звеном.

На следующем этапе исследований представляет интерес проанализировать качество переходных процессов в реальном ВЭП с учетом дискретности и полууправляемости выпрямителя и оценить отличие реальных процессов в режиме непрерывного тока от кривых в линеаризованной структуре при воздействиях, не выходящих за пределы ограничения координат системы, и условия, что параметры регуляторов выбраны в соответствии с методикой, изложенной в [Л. 1].

Вследствие дискретности УВ и случайного характера приложения воздействий относительно интервала дискретности в реальном ВЭП имеют место отклонения процессов от кривых, соответствующих непрерывной линейной структуре, причем степень отклонений возрастает с увеличением ω_p . Чтобы оценить эти отклонения, представим ВЭП в виде дискретной системы [Л. 2] (рис. 1). Звено запаздывания $e^{-\tau_3 T p}$ на входе импульсных структур позволяет путем вариации τ_3 в пределах $0 \leq \tau_3 \leq 1$ рассмотреть изменение формы переходных процессов в зависимости от момента приложения воздействия внутри интервала дискретности

$$T = \frac{2\pi}{m\omega_0}.$$

Полагая, что достаточную информацию для оценки формы кривой переходного процесса несут дискретные значения сигнала, например, значения в моменты съема слева $e_n(nT)$ —, можно записать выражение для z -преобразованной импульсной составляющей выходного сигнала с учетом имеющегося запаздывания воздействий внутри интервала дискретности на время τ_3 [Л. 3]:

при управляющем воздействии

$$\bar{e}_{н.у}(z, \sigma) = \frac{FTz^{-1}Z_{\sigma=1-\tau_3} \{\bar{u}_3(p) W_\Phi(p) W_p(p) K_n\} \times}{1 + FTz^{-1}Z_{\sigma=1} \times} \rightarrow \frac{\times z^{-1}Z_{\sigma=1} \{W_0(p)\}}{\times \{W_\pi(p)\}}; \quad (1)$$

при возмущении по нагрузке

$$\bar{e}_{н.в}(z, \sigma) = -z^{-1}Z_{\sigma=1-\tau_3} \{\bar{u}_в(p) W_{02}(p)\} +$$

$$+ \frac{FTz^{-1}Z_{\sigma=1-\tau_3} \{\bar{u}_в(p) W_{02}(p) W_p(p) K_n\} z^{-1}Z_{\sigma=1} \{W_0(p)\}}{1 + FTz^{-1}Z_{\sigma=1} \{W_\pi(p)\}}. \quad (2)$$

В этих выражениях использованы обозначения элементов структуры ВЭП, принятые в [Л. 1]: $\bar{u}_3(p)$, $\bar{u}_в(p)$ — управляющее и возмущающее воздействия; $W_\Phi(p)$ — передаточная функция фильтра на входе замкнутой системы, устанавливаемого для оптимизации процессов при управляющем воздействии; $W_p(p)$, $W_0(p)$ — передаточные функции регулятора и объекта регулирования (двигателя); F — фактор пульсации [Л. 2].

Относительный коэффициент передачи УВ здесь, как и в [Л. 2], предполагается равным единице, а фактическое его значение K_n отнесено к линейной части ВЭП.

Описанные в [Л. 1] структуры ВЭП, в которых можно реализовать предельное быстродействие (структура с дополнительной связью по току двигателя и структура подчиненного регулирования), практически обеспечивают одинаковое качество переходных процессов. Поэтому степень отличия реальных процессов от кривых, соответствующих линеаризованной структуре ВЭП, достаточно оценить лишь для одной из них, например, для структуры подчиненного регулирования, учитывая, что для второй могут быть получены идентичные результаты. Оценку проведем, как и в [Л. 1], при единичных ступенчатых воздействиях $u_3(p) = u_в(p) = 1/p$ с запаздыванием на время $\tau_3 T$ внутри интервала дискретности.

Передаточные функции фильтров импульсных структур ВЭП (рис. 1), соответствующих оптимизированной по [Л. 1] структуре подчиненного регу-

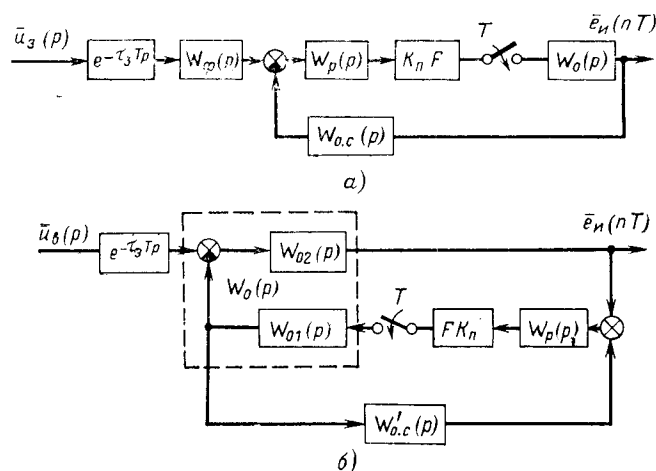


Рис. 1. Импульсные схемы ВЭП в режиме непрерывного тока. а — для управляющего воздействия; б — для возмущения по нагрузке.

лирования, запишутся в виде:

$$W_{\Phi}(p) W_p(p) K_n = B \tau \frac{T_3 \omega_p}{C} \left[\frac{\omega_p^2}{C^2} \frac{1}{p^2} + \right. \\ \left. + \left(\frac{A'}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) \frac{\omega_p}{C} \frac{1}{p} + \frac{A'}{B} \frac{T_3 \omega_p}{C} \right]; \quad (3)$$

$$W_0(p) \approx \frac{1}{\tau T_3} \frac{1/T_3}{p(p+1/T_3)}; \quad (4)$$

$$W_{02}(p) = \frac{1}{\tau T_3 p}; \quad (4a)$$

$$W_p(p) K_n W_{02}(p) = B \left[\frac{\omega_p^3}{C^3} \frac{1}{p^3} + \left(\frac{A}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) \times \right. \\ \left. \times \frac{\omega_p^2}{C^2} \frac{1}{p^2} + \frac{A}{B} \frac{T_3 \omega_p^2}{C^2} \frac{1}{p} \right]; \quad (5)$$

$$W_{\pi}(p) = \frac{\omega_p}{C} \frac{1}{p} + A \frac{\omega_p^2}{C^2} \frac{1}{p^2} + B \frac{\omega_p^3}{C^3} \frac{1}{p^3}, \quad (6)$$

где $A' = A - 1/\tau_{\text{онт}}$.

Используя таблицы модифицированного z -преобразования [Л. 3], запишем выражения z -преобразованной импульсной составляющей выходного сигнала:

при управляющем воздействии

$$\bar{e}_{\text{и.у}}(z) = \frac{a_0 z^3 + a_1 z^2 + a_2 z}{z^5 + b_1 z^4 + b_2 z^3 + b_3 z^2 + b_4 z + b_5}; \quad (7)$$

при возмущении по нагрузке

$$\bar{e}_{\text{и.в}}(z) = -\frac{T \omega_p}{C} \left[\frac{\tau_3 z^2 + (1 - \tau_3) z}{(z - 1)^2} - \right. \\ \left. - \frac{c_0 z^5 + c_1 z^4 + c_2 z^3 + c_3 z^2}{z^6 + (b_1 - 1) z^5 + (b_2 - b_1) z^4 + (b_3 - b_2) z^3 + (b_4 - b_3) z^2 + (b_5 - b_4) z - b_5} \right],$$

где

$$\left. \begin{aligned} a_0 &= FB(1-d) \frac{T \omega_p}{C} \left[\frac{T^2 \omega_p^2}{2C^2} (1 - \tau_3)^2 + \right. \\ &+ \left(\frac{A'}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) \frac{T \omega_p}{C} (1 - \tau_3) + \frac{A'}{B} \frac{T_3 \omega_p}{C} \left. \right]; \\ a_1 &= FB(1-d) \frac{T \omega_p}{C} \left[\frac{T^2 \omega_p^2}{2C^2} (1 - 2\tau_3 - \tau_3^2) + \right. \\ &+ \left(\frac{A'}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) \frac{T \omega_p}{C} (2\tau_3 - 1) - \\ &- 2 \frac{A'}{B} \frac{T_3 \omega_p}{C} \left. \right]; \\ a_2 &= FB(1-d) \frac{T \omega_p}{C} \left[\frac{T^2 \omega_p^2}{2C^2} \tau_3^2 - \right. \\ &- \left(\frac{A'}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) \frac{T \omega_p}{C} \tau_3 + \frac{A'}{B} \frac{T_3 \omega_p}{C} \left. \right]; \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$\left. \begin{aligned} b_1 &= -4 - d + F \frac{T \omega_p}{C} + FA \frac{T^2 \omega_p^2}{C^2} + \\ &+ FB \frac{T^3 \omega_p^3}{2C^3}; \\ b_2 &= 6 + 4d - (3 + d) F \frac{T \omega_p}{C} - (2 + \\ &+ d) FA \frac{T^2 \omega_p^2}{C^2} - FB \frac{T^3 \omega_p^3}{2C^3} d; \\ b_3 &= -4 - 6d + 3(1 + d) F \frac{T \omega_p}{C} + (1 + \\ &+ 2d) FA \frac{T^2 \omega_p^2}{C^2} - FB \frac{T^3 \omega_p^3}{2C^3}; \\ b_4 &= 1 + 4d - (1 + 3d) F \frac{T \omega_p}{C} - \\ &- dFA \frac{T^2 \omega_p^2}{C^2} + FB \frac{T^3 \omega_p^3}{2C^3} d; \\ b_5 &= -d + dF \frac{T \omega_p}{C}; \\ c_0 &= BF(1-d) \frac{T \omega_p}{C} \left[\frac{T^2 \omega_p^2}{6C^2} (1 - \tau_3)^3 + \right. \\ &+ \frac{T \omega_p}{2C} \left(\frac{A}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) (1 - \tau_3)^2 + \\ &+ \frac{A}{B} \frac{T_3 \omega_p}{C} (1 - \tau_3) \left. \right]; \\ c_1 &= BF(1-d) \frac{T \omega_p}{C} \left[\frac{T^2 \omega_p^2}{6C^2} (3\tau_3^3 - 6\tau_3^2 + 4) - \right. \\ &- \frac{T \omega_p}{2C} \left(\frac{A}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) (3\tau_3 - 4) \tau_3 + \\ &+ \frac{A}{B} \frac{T_3 \omega_p}{C} (3\tau_3 - 2) \left. \right]; \\ c_2 &= BF(1-d) \frac{T \omega_p}{C} \left[\frac{T^2 \omega_p^2}{6C^2} (-3\tau_3^3 + 3\tau_3^2 + \right. \\ &+ 3\tau_3 + 1) + \frac{T \omega_p}{2C} \left(\frac{A}{B} + \frac{T_3 \omega_p}{C} \right) (3\tau_3^2 - 2\tau_3 - 1) + \\ &+ \frac{A}{B} \frac{T_3 \omega_p}{C} (1 - 3\tau_3) \left. \right]. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Для определения фактора пульсаций F воспользуемся его выражением из [Л. 2]:

$$F = \frac{1}{1 + \left\{ \left[- \sum_{k=1}^{\infty} \frac{2(km)^2 B_k \cos \beta_k}{(km)^2 - 1} + \right. \right.} \\ \left. \left. + \operatorname{ctg} \alpha_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{2km B_k \sin \beta_k}{(km)^2 - 1} \right] + \frac{T}{2} \lim_{p \rightarrow \infty} p W_{\pi}(p) \right\}},$$

где $B_k \cos \beta_k$, $B_k \sin \beta_k$ — соответственно вещественная и мнимая части вектора частотной характеристики линейной части импульсной системы на частотах $km\omega_0$; ω_0 — частота сети; α_0 — начальное значение угла управления УВ.

Из (6) имеем

$$\left. \begin{aligned} B_k \cos \beta_k &= -A \frac{\omega_p^2}{C^2 \omega_0^2 (km)}; \\ B_k \sin \beta_k &= -\frac{\omega_p}{C \omega_0 km} + B \frac{\omega_p^3}{C^3 \omega_0^3 (km)^3}; \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

$$\frac{T}{2} \lim_{p \rightarrow \infty} p W_{\pi}(p) = \frac{T \omega_p}{2C}. \quad (13)$$

Подставив (12) и (13) в выражение для F и выразив суммы ряда с помощью тригонометрических функций, получим:

$$F = \frac{1}{1 + \frac{A \omega_p^2}{C^2 \omega_0^2} \left(1 - \frac{\pi}{m} \operatorname{ctg} \frac{\pi}{m}\right) + \left[\left(1 - \frac{\pi}{m} \operatorname{ctg} \frac{\pi}{m}\right) \times \right.} \quad (14)$$

$$\left. \times \left(\frac{B \omega_p^3}{C^3 \omega_0^3} - \frac{\omega_p}{C \omega_0} \right) + \frac{B \omega_p^3 \pi^2}{C^3 \omega_0^3 m^2} \right] \operatorname{ctg} \alpha_0 + \frac{T \omega_p}{2C}}.$$

Оценим сначала область устойчивости данной импульсной системы. Характеристическое уравнение ее имеет вид:

$$1 + F T z^{-1} Z_{\sigma=1} \{W_{\pi}(p)\} = 0$$

или с учетом (6)

$$z^3 + f_1 z^2 + f_2 z + f_3 = 0, \quad (15)$$

где

$$\left. \begin{aligned} f_1 &= -3 + F \frac{T \omega_p}{C} + F A \frac{\omega_p^2 T^2}{C^2} + \\ &+ \frac{1}{2} F B \frac{T^3 \omega_p^3}{C^3}; \\ f_2 &= 3 - 2F \frac{T \omega_p}{C} - F A \frac{T^2 \omega_p^2}{C^2} + \\ &+ \frac{1}{2} F B \frac{T^3 \omega_p^3}{C^3}; \\ f_3 &= -1 + F \frac{T \omega_p}{C}. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

С помощью подстановки $z = \frac{1+w}{1-w}$ из (15) получаем:

$$\omega^3 (1 - f_1 + f_2 - f_3) + \omega^2 (3 - f_1 - f_2 + 3f_3) + \omega (3 + f_1 - f_2 - 3f_3) + 1 + f_1 + f_2 + f_3 = 0.$$

Чтобы система была устойчивой, согласно критерию Гурвица должны выполняться следующие условия:

$$\left. \begin{aligned} 1 - f_1 + f_2 - f_3 &= 4 - 2F \frac{T \omega_p}{C} - F A \frac{T^2 \omega_p^2}{C^2} > 0; \\ 3 - f_1 - f_2 + 3f_3 &= 4F \frac{T \omega_p}{C} - BF \frac{T^3 \omega_p^3}{C^3} > 0; \\ 3 + f_1 - f_2 - 3f_3 &= 2FA \frac{\omega_p^2 T^2}{C^2} > 0; \\ 1 + f_1 + f_2 + f_3 &= BF \frac{T^3 \omega_p^3}{C^3} > 0; \\ (3 - f_1 - f_2 + 3f_3)(3 + f_1 - f_2 - 3f_3) - \\ - (1 - f_1 + f_2 - f_3)(1 + f_1 + f_2 + f_3) &> 0. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

С учетом (17) последнее неравенство преобразуется к виду:

$$2A - 2\frac{B}{F} + B \frac{T \omega_p}{C} > 0. \quad (18)$$

По (17) и (18) с учетом (14) можно в каждом конкретном случае проверить устойчивость ВЭП. Однако, если ограничиться, как и в [Л. 2], случаем $\alpha_0 = \pi/2$, то условия устойчивости значительно упрощаются и их можно записать относительно ω_p/ω_0 в виде:

$$\frac{\omega_p}{\omega_0} < \frac{C}{\sqrt{A \left(\frac{\pi^2}{m^2} - 1 + \frac{\pi}{m} \operatorname{ctg} \frac{\pi}{m} \right)}}; \quad (19)$$

$$\frac{\omega_p}{\omega_0} < \frac{mC}{\pi \sqrt{B}}; \quad (20)$$

$$\frac{\omega_p}{\omega_0} < C \sqrt{\frac{A-B}{AB \left(1 - \frac{\pi}{m} \operatorname{ctg} \frac{\pi}{m} \right)}}. \quad (21)$$

Условие (19) определяет устойчивость к колебаниям на основной субгармонике и может быть получено также по критерию Найквиста, например, подстановкой в характеристическое уравнение (15) значения $z = -1$. Условие (19) является одновременно и наиболее жестким, так как при оптимальных значениях A и B ему соответствуют наименьшие значения ω_p/ω_0 . Из (21) вытекает полученное ранее в [Л. 1] условие устойчивости для непрерывной системы $A > B$, справедливое и для импульсной.

В табл. 1 представлены допустимые по условиям устойчивости к основной субгармонике значения $\omega_{p2\max}/\omega_0$, вычисленные по (19) для пяти точек настройки и различном числе фаз УВ. Указанные в таблице точки настройки рекомендованы в [Л. 1], как наиболее оптимальные с точки зрения качества переходных процессов.

К сожалению, импульсный метод, справедливый для малых возмущений, в отличие от метода гармонического баланса, использованного в [Л. 1] для определения $\omega_{p\max}/\omega_0$, не позволяет учесть влияние на устойчивость полууправляемости УВ и вследствие этого не дает возможности рассмотреть устойчивость ВЭП к колебаниям на низших субгармониках. Однако он математически строго определяет условия устойчивости к колебаниям на основной субгармонике. Сравнение данных табл. 1 для точки настройки 2 со значениями $\omega_{p2\max}/\omega_0$, полученными в [Л. 1] для основной субгармоники методом гармонического баланса по 1-й гармонике выходного сигнала, говорит о том, что последний дает прибли-

Таблица 1

m	$\omega_{p2\max}/\omega_0$				
	точка 1 A = 0,58; B = 0,12; C = 0,5	точка 2 A = 0,823 B = 0,2; C = 0,7	точка 3 A = 1,14; B = 0,306; C = 0,9	точка 4 A = 1,54; B = 0,44; C = 1,1	точка 5 A = 2; B = 0,597; C = 1,3
2	0,544	0,635	0,695	0,733	0,758
3	0,785	0,924	1	1,06	1,1
6	1,54	1,8	1,97	2,08	2,15
12	3,07	3,62	3,95	4,16	4,3

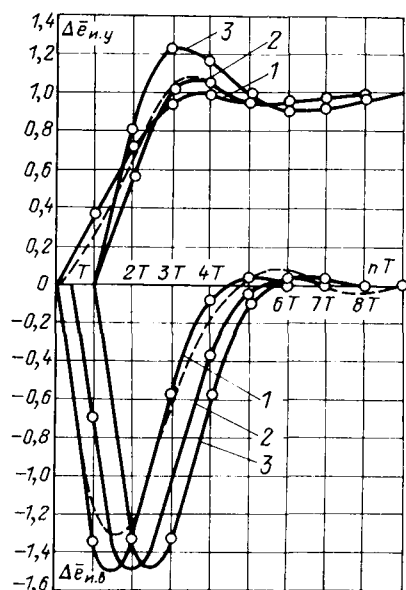


Рис. 2. Расчетные кривые $e_n(nT)$ импульсной составляющей переходных процессов ВЭП при управляющем воздействии и возмущении по нагрузке ($m=6$; $A=0,823$; $B=0,2$; $C=0,7$; $T_3=0,01$ сек, $\tau=4$ и $\omega_p=300$ 1/сек).
1 — при $\tau_3=0$; 2 — при $\tau_3=0,5$; 3 — при $\tau_3=1$.

зительно на 10% меньшее значение ω_{p2max}/ω_0 , чем точный импульсный метод, т. е. с запасом.

На рис. 2 представлены переходные функции, вычисленные по (7) и (8) для ВЭП с числом фаз УВ $m=6$, $\alpha_0=\pi/2$ и $\omega_p=300$ 1/сек. По данным [Л. 1] это практически предельное значение ω_p по условиям устойчивости ВЭП. Столь высокое значение ω_p принято для того, чтобы в полной мере оценить возможную степень отклонений переходных функций от кривых в линеаризованной непрерывной системе, если ВЭП настраивается в соответствии с рекомендациями [Л. 1]. Значения переходных функций $e_n(nT)$ на рис. 2 вычислены только для точек съема, а соединение их плавной кривой сделано для наглядности. Как видим, наибольшее отличие процессов от кривых в линеаризованной непрерывной системе (сравни со штриховыми линиями) проявляется лишь при обработке управляющего воздействия и то не столь существенно. Влияние запаздывания τ_3 , обусловленного дискретными свойствами УВ, в этом случае оказывается

наибольшим. При возмущениях по нагрузке различие в процессах меньше.

На рис. 3 представлены осциллограммы тех же процессов, полученные моделированием на АВМ со строгим учетом специфических свойств УВ. Для удобства сравнения на решение основной задачи наложено решение уравнения линеаризованного ВЭП. Эти осциллограммы окончательно подтверждают, что даже при частотах, близких к предельным по условиям устойчивости системы к колебаниям на субгармонических частотах, для оценки качества переходных процессов и синтеза ВЭП в режиме непрерывного тока можно в полной мере использовать линеаризованную структуру [Л. 1]. Имеющиеся отличия в переходных процессах обусловлены в основном лишь пульсациями выходного напряжения УВ.

Анализ процессов в структуре с дополнительной связью по току двигателя приводит к точно таким же результатам. Переходные процессы практически не отличаются от кривых рис. 3.

В заключение рассмотрим вопрос о реализации процессов, заканчивающихся за минимальное число интервалов дискретности (процессов конечной длительности). Как известно, такие процессы имеют место в импульсных системах с бесконечной степенью устойчивости, которая обеспечивается при равенстве нулю всех коэффициентов характеристического уравнения, за исключением коэффициента при старшем члене [Л. 4]. Для рассматриваемой импульсной системы с характеристическим уравнением третьего порядка (15) процессы конечной длительности должны заканчиваться не более чем за три периода дискретности (три пульсации выпрямленного напряжения УВ). Условия получения таких процессов запишутся в виде:

$$\left. \begin{aligned} \dot{f}_1 &= -3 + F \frac{T\omega_p}{C} + FA \frac{T^2\omega_p^2}{C^2} + \\ &\quad + FB \frac{T^3\omega_p^3}{2C^3} = 0; \\ \dot{f}_2 &= 3 - 2F \frac{T\omega_p}{C} - FA \frac{T^2\omega_p^2}{C^2} + \\ &\quad + FB \frac{T^3\omega_p^3}{2C^3} = 0; \\ \dot{f}_3 &= -1 + F \frac{T\omega_p}{C} = 0. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

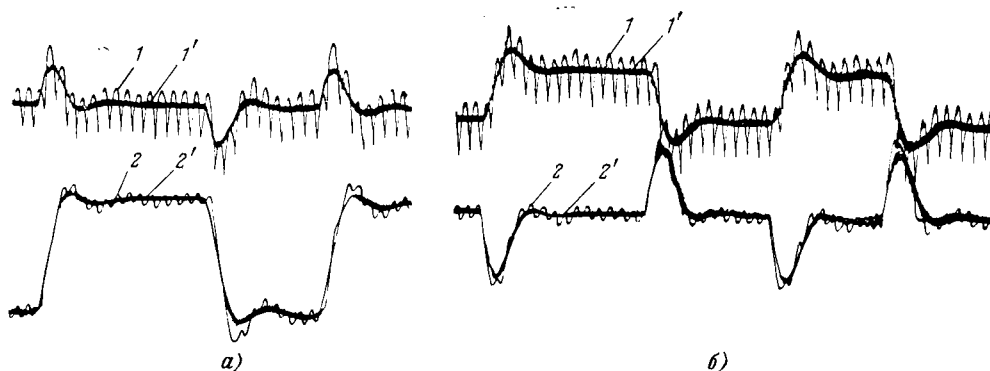


Рис. 3. Осциллограммы переходных процессов, полученные моделированием на АВМ электропривода с теми же параметрами, что и в примере расчета.
1 — ток; 2 — скорость; 1' и 2' — то же в линеаризованной структуре.

Таблица 2

m	F	A	B	C	ω_p/ω_0
2	0,348	0,522	0,121	0,442	0,405
3	0,365	0,547	0,133	0,475	0,623
6	0,371	0,557	0,138	0,48	1,235
12	0,374	0,56	0,14	0,488	2,5

Решая (22) совместно с (14) при $\alpha_0 = \pi/2$, получаем:

$$\left. \begin{aligned} \omega_p &= \frac{C}{TF}; B = F^2; A = 1,5F; \\ F &= 0,5 - \frac{3m^2}{8\pi^2} \left(1 - \frac{\pi}{m} \operatorname{ctg} \frac{\pi}{m} \right). \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

В табл. 2 представлены значения параметров настройки, вычисленные по (23) для различного числа фаз УВ. Бесконечная степень устойчивости импульсной структуры ВЭП обеспечивается при значениях A и B , весьма близких к значениям, соответствующим настройке на «симметричный» оптимум ($A=0,5$; $B=0,125$), но лишь при фиксированном для каждого числа фаз УВ значении ω_p/ω_0 , указанном в табл. 2.

На рис. 4 представлены расчетные переходные функции импульсной составляющей выходного сигнала с числом фаз УВ $m=6$, параметрами настройки, соответствующими бесконечной степени устойчивости (табл. 2), и $T_0=0,01$ сек. Расчет значений $e_n(nT)$, как и ранее, выполнен лишь для точек съема, а соединение расчетных точек сделано прямыми линиями. Как видим, полученные процессы из-за слишком большого перерегулирования не лучше, чем при настройке ВЭП по методике [Л. 1] (сравни с кривыми рис. 2).

Заметим, что системы с настройкой на конечную длительность процессов, устойчивые в малом, могут потерять устойчивость при больших возмущениях, вследствие чего в них могут возникнуть автоколебания на низших субгармониках. Так, например, расчет допустимых по условиям устойчивости к низшим субгармоникам значений $\omega_{p\max}/\omega_0$, выполненный по методике [Л. 1] для рассматриваемой в последнем примере системы, дает для второй субгармоники ($n=2$) значение $\omega_{p2\max}/\omega_0=1,48$, для третьей ($n=3$) — $\omega_{p3\max}/\omega_0=1,36$ и для четвертой ($n=4$) — $\omega_{p4\max}/\omega_0=1,12$, что меньше значения $\omega_p/\omega_0=1,235$, необходимого по условиям реализации процессов конечной длительности. Этот факт, имеющий место и в других системах с $m=3$, $m=12$,

говорит о том, что в многофазных ВЭП процессы конечной длительности не могут быть реализованы по условиям устойчивости к автоколебаниям на низших субгармониках.

В однофазных ВЭП, где устойчивость замкнутой системы практически определяется лишь устойчивостью к автоколебаниям на основной субгармонике, процессы конечной длительности в принципе могут быть реализованы, однако целесообразность такой настройки весьма сомнительна, так как качество регулирования оказывается неудовлетворительным. Кроме того, реализация процессов конечной длительности требует точной настройки регуляторов. Незначительное отклонение параметров от расчетных приводит к резкому ухудшению формы переходного процесса и даже к потере устойчивости. Указанный факт подтверждается экспериментальными исследованиями ВЭП на АВМ.

Рекомендуемая в [Л. 1] настройка при варьированном ω_p является более оптимальной, так как позволяет выбрать желаемое быстродействие в пределах $0 < \omega_p < \omega_{p\max}$, исходя из требований к динамике ВЭП. При этом требования к точности настройки регуляторов вследствие большего запаса устойчивости оказываются значительно ниже, чем при реализации процессов конечной длительности.

Список литературы

1. Никитин В. М., Поздеев А. Д., Сабинин Ю. А. Анализ и синтез вентильного электропривода постоянного тока. — «Электричество», 1974, № 3.
2. Шипилло В. П. Исследование процессов в замкнутых вентильных системах методом z -преобразования. — «Электричество», 1969, № 11.
3. Кузин Л. Т. Расчет и проектирование дискретных систем управления. М., Машгиз, 1962.
4. Ротач В. Я. Импульсные системы автоматического регулирования. М., «Энергия», 1964.

[18.7.1973]

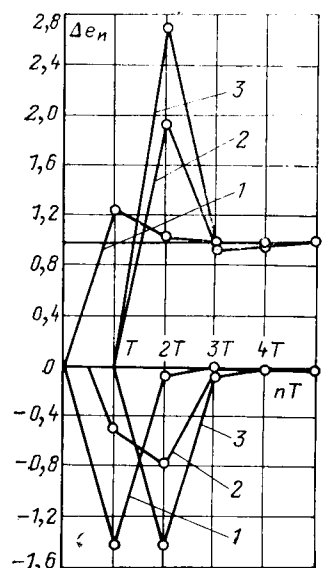


Рис. 4. Расчетные переходные процессы импульсной составляющей скорости e_n (uT) ВЭП при $m=6$ и параметрами настройки, соответствующими конечной длительности процессов (табл. 2).

1 — $\tau_3=0$; 2 — $\tau_3=0,5$; 3 — $\tau_3=1$.



Некоторые вопросы динамики вентиляльных преобразователей частоты

Доктор техн. наук, проф. ГРАБОВЕЦКИЙ Г. В.

Новосибирский электротехнический институт

При проектировании систем автоматического регулирования (САР), в которые в качестве одного из элементов входят вентиляльные преобразователи частоты (ВПЧ), неизбежно встает вопрос о коэффициенте передачи ВПЧ как динамического звена САР:

$$K = \frac{u_{\text{вых}}(t)}{u_{\text{вх}}(t)}, \quad (1)$$

где $u_{\text{вх}}(t)$ — входное воздействие (управляющее напряжение ВПЧ); $u_{\text{вых}}(t)$ — выходное напряжение ВПЧ.

Поскольку ВПЧ является существенно нелинейным звеном, определение K в общем виде, видимо, не представляется возможным. Однако, как будет показано ниже, эта задача может быть решена для достаточно широкой области практически важных режимов ВПЧ с непосредственной связью и естественной коммутацией (рис. 1), если ввести следующие допущения:

1. Источник питания ВПЧ — бесконечной мощности (коммутация вентилях мгновенная)

$$\left. \begin{aligned} e_{1a} &= e'_{1a} = \sqrt{2}E_1 \sin(\omega_1 t); \\ e_{1b} &= e'_{1b} = \sqrt{2}E_1 \sin\left(\omega_1 t - \frac{2\pi}{m}\right); \\ e_{1c} &= e'_{1c} = \sqrt{2}E_1 \sin\left(\omega_1 t - 2\frac{2\pi}{m}\right); \\ &\vdots \\ e_{1m} &= e'_{1m} = \sqrt{2}E_1 \sin\left[\left(\omega_1 t - (m-1)\frac{2\pi}{m}\right)\right], \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где E_1 — действующее значение э. д. с. фазы источника питания; ω_1 — круговая частота источника питания; m — число фаз источника питания.

2. Вентили — идеальные ключи.

3. Токи на выходах вентиляльных комплексов непрерывны или предельно-непрерывны.

4. Управляющие сигналы (углы отпирания вентилях) изменяются по синусоидальным законам:

$$\left. \begin{aligned} \alpha(t) &= \frac{\pi}{2} - A \sin(\omega_2 t); \\ \alpha'(t) &= \frac{\pi}{2} + A \sin(\omega_2 t), \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где A — амплитуда модуляции угла отпирания вентилях

лей, $0 \leq A \leq \frac{\pi}{2}$; ω_2 — круговая частота управляющего сигнала.

В этом случае [Л. 1 и 2] внутренние э. д. с. комплексов ВП и ВП' (рис. 1) e_1 и e'_2 соответственно представляются периодическими функциями времени.

При совместном управлении комплектами ВП и ВП' преобразователь может быть представлен линейными схемами замещения (рис. 2), в которых [Л. 1 и 2]:

внутренняя э. д. с. ВПЧО (рис. 2,б)

$$e_m = \frac{1}{2}(e_2 - e'_2); \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{e_m}{\sqrt{2}E_1} &= \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \left[2 \sum_{p=1}^{\infty} \{J_{(2p-1)}(A) \sin[(2p-1)\omega_2 t]\} \mp \right. \\ &\quad \left. \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \left(\frac{J_{(2p-1)}[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_{(2p-1)}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \times \right. \right. \\ &\quad \left. \left. \times \sin[(kqm\omega_1 \mp (2p-1)\omega_2] t) \right\} \right] = \sum_v [E_{m(v)}^* \sin(vt)]; \end{aligned} \quad (4a)^*$$

электродвижущаяся сила, действующая в контуре уравнительного тока (рис. 2,а)

$$e_y = e_2 + e'_2; \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \frac{e_y}{\sqrt{2}E_1} &= \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} 2 \left[\sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \left(\frac{J_0[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \right. \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \frac{J_0[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \sin(kqm\omega_1 t) \right\} + \right. \\ &\quad \left. + \sum_{p=1}^{\infty} \left\{ \left(\frac{J_{2p}[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_{2p}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \times \right. \right. \\ &\quad \left. \left. \times \sin[(kqm\omega_1 \mp 2p\omega_2] t) \right\} \right] = \sum_v [E_{y(v)}^* \sin(vt)], \end{aligned} \quad (5a)^*$$

где q — число последовательных плеч в вентиляльном комплекте (в нулевых схемах $q=1$, в мостовых $q=2$); J_0 , J_{2p} , $J_{(2p-1)}$ — функции Бесселя первого рода соответственно нулевого, четного и нечетного порядков; $E_{m(v)}^*$ — относительная амплитуда v -й гармоники; v — круговая частота гармоники.

Согласно (4а) и (5а) на рис. 3,а и б построены спектры e_m и e_y соответственно.

Если теперь в (1) в качестве $u_{\text{вх}}(t)$ рассматривать $\alpha(t)$, а в качестве $u_{\text{вых}}(t)$ — первую (основ-

* Переход от относительных частот в [Л. 1 и 2] к абсолютным частотам ω_1 и ω_2 правомерен, так как амплитуды элементарных гармоник от этих частот не зависят.

Формулы (3), (4), (4а), (5) и (5а) справедливы и для частного случая ВПЧ в режиме $\omega_2=0$ (реверсивный преобразователь постоянного тока при $\alpha=\text{const}$, $0 \leq \alpha \leq \pi$), если в них положить $(\omega_2 t) = \pi/2$; при этом они совпадают с классическими формулами управляемого выпрямителя.

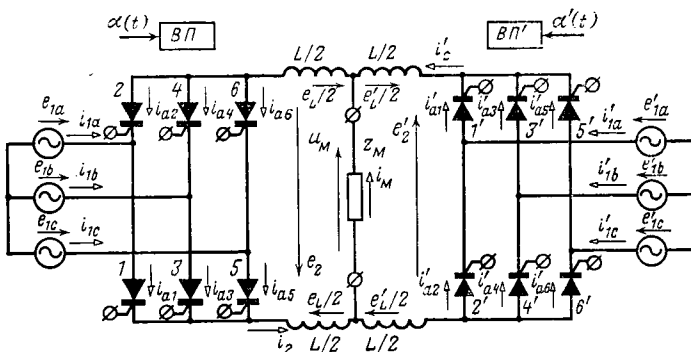


Рис. 1. Принципиальная схема силовых цепей вентиляльного преобразователя частоты с непосредственной связью.

ную) гармонику внутренней э. д. с. ВПЧ, имеющую частоту управляющего сигнала ω_2

$$e_{m(1)} = E_{mm(1)}^* \sin(\omega_2 t + \psi),$$

где ψ — угол сдвига относительно начала отсчета (управляющего сигнала), то с учетом (4а) зависимость

$$K_A = \frac{E_{mm(1)}^* [q, m, \omega_1, A, \omega_2]}{A} \quad (6)$$

представит собой амплитудно-частотную характеристику ВПЧ, а зависимость

$$K_\psi = \psi [q, m, \omega_1, A, \omega_2] \quad (6a)$$

— фазово-частотную характеристику ВПЧ.

Разность

$$e_m - e_{m(1)} = e_{m, \text{ш}} \quad (6b)$$

— может рассматриваться как «шум», вызванный преобразованием сигнала нелинейным ВПЧ.

Из (6) и (4а) получим выражение амплитудно-частотной характеристики ВПЧ:

$$K_A = \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \frac{2J_1(A)}{A}, \quad (7)$$

которая будет непрерывна и однозначна при всех ω_2 за исключением $\omega_{2кр}$, удовлетворяющих условию (рис. 3,а):

$$\frac{kqm\omega_1}{\omega_{2кр}} = 2p - \text{четное число}, \quad (7a)$$

когда она будет претерпевать разрывы:

$$K_{A \text{ кр}} = \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \frac{1}{A} \left\{ 2J_1(A) \mp \sum_{k, p} \left(\frac{J_{(2p-1)} [(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_{(2p-1)} [(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \right\}, \quad (7б)$$

где k и $(2p-1)$ связаны условием

$$(2p-1) = \left[\frac{kqm\omega_1}{\omega_{2кр}} \mp 1 \right]. \quad (7в)$$

Поскольку согласно (4а) $e_{m(1)}$ при всех $\left(\frac{kqm\omega_1}{\omega_2} \right)$ и A находится в фазе с управляющим сигналом ($\psi=0$), то

$$K_\psi = 0, \quad (7г)$$

и ВПЧ представляется безынерционным звеном.

Анализируя с учетом (4а) спектр «шума» $e_{m, \text{ш}}$ (рис. 3,а), отметим, что если k и $(2p-1)$ связаны

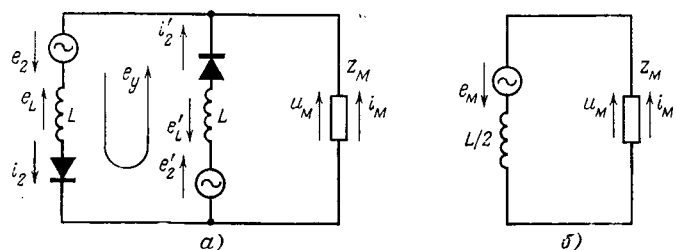


Рис. 2. Расчетные схемы замещения ВПЧ с совместным управлением:

а — вентильного преобразователя частоты; б — цепи нагрузки.

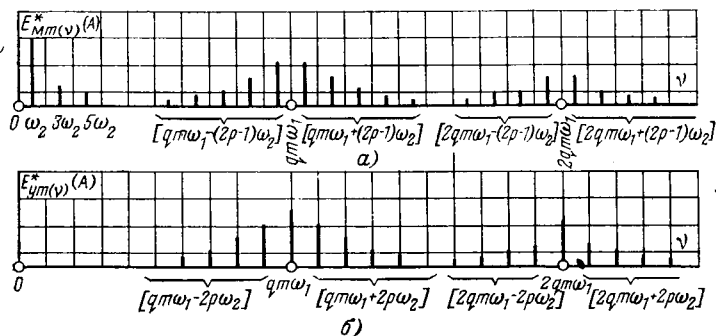


Рис. 3. Спектры э. д. с. ВПЧ с совместным управлением: а — внутренней э. д. с. ВПЧ; б — э. д. с., действующей в контуре уравнивающего тока.

соотношением:

$$\frac{kqm\omega_1}{\omega_2} = (2p-1) - \text{нечетное число}, \quad (8)$$

то в составе e_m появится гармоника с $v=0$, т. е. постоянная составляющая:

$$\frac{E_{ym(v)}}{\sqrt{2}E_1} = \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \sum_{k, p} \left\{ \frac{J_{(2p-1)} [(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_{(2p-1)} [(kqm+1)A]}{kqm+1} \right\}; \quad (8a)$$

если k и $(2p-1)$ связаны соотношением

$$(2p-1) \leq \frac{kqm\omega_1}{\omega_2} \leq 2p, \quad (8б)$$

т. е. $\left(\frac{kqm\omega_1}{\omega_2} \right)$ — нецелое число, то в составе e_m

появятся гармоники с частотами $0 < v < \omega_2$, т. е. субгармоники, относительные амплитуды которых могут быть рассчитаны также по (8а).

Отметим здесь и некоторые особенности гармонического состава э. д. с. e_y действующей в контуре уравнивающего тока (рис. 3,б).

В соответствии с (5а) получим:

если k и $2p$ связаны соотношением:

$$\frac{kqm\omega_1}{\omega_2} = 2p - \text{четное число}, \quad (9)$$

то в составе e_y появится гармоника с $v=0$, т. е. постоянная составляющая:

$$\frac{E_{ym(v)}}{\sqrt{2}E_1} = \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} 2 \sum_{k, p} \left\{ \frac{J_{2p} [(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_{2p} [(kqm+1)A]}{kqm+1} \right\}; \quad (9a)$$

если k и $2p$ связаны соотношением:

$$2p = \left[\frac{kqm\omega_1}{\omega_2} \mp 1 \right], \quad (9б)$$

т. е. $\left(\frac{kqm\omega_1}{\omega_2} \right)$ — нечетное число, то в составе e_y

появляется гармоника с $v=\omega_2$, относительная амплитуда которой может быть рассчитана также по (9а); если k и $2p$ связаны соотношением (8б), т. е. $\left(\frac{kqm\omega_1}{\omega_2} \right)$ — нецелое число, то в составе e_y по-

явятся гармоники с частотами $0 < v < \omega_2$, т. е. субгармоники, относительные амплитуды которых также могут быть рассчитаны по (9а).

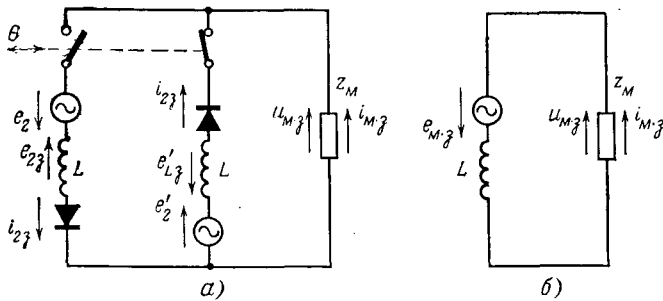


Рис. 4. Расчетные схемы замещения ВПЧ с отдельным управлением:

а — вентильного преобразователя частоты; б — цепи нагрузки.

При отдельном управлении комплектами ВП и ВП' (управление «с запретом») ВПЧ может быть представлен схемами замещения [Л. 1] рис. 4, в которых внутренняя э. д. с. ВПЧ (рис. 4, б).

$$e_{м.з} = e_2 F_\theta + e'_2 F'_\theta, \quad (10)$$

где [Л. 2]

$$\left. \begin{aligned} F_\theta &= \frac{1}{2} [1 + \sin(\omega_2 t - \theta)] = \\ &= \frac{1}{2} + \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin[(2n-1)(\omega_2 t - \theta)]}{2n-1}; \\ F'_\theta &= -\frac{1}{2} [1 - \sin(\omega_2 t - \theta)] = \\ &= -\frac{1}{2} + \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin[(2n-1)(\omega_2 t - \theta)]}{2n-1}; \end{aligned} \right\} \quad (10a)$$

θ — фазовый сдвиг i -й гармоники тока нагрузки относительно начала отсчета.

Подставляя в (10) вместо e_2 и e'_2 их значения, полученные из совместного решения (4) и (5), получаем:

$$e_{м.з} = e_m + \frac{1}{2} e_y (F_\theta + F'_\theta) = e_m + e_{м.з.ш}, \quad (11)$$

где e_m — внутренняя э. д. с. ВПЧ при совместном управлении (4а); e_y — э. д. с., действующая в контуре уравнительного тока при совместном управлении ВПЧ (5а); $e_{м.з.ш}$ — э. д. с. «шума», вызванная преобразованием сигнала «запрета» нелинейным ВПЧ; $(F_\theta + F'_\theta)$ — переключающая функция «запрета»; согласно (10а)

$$(F_\theta + F'_\theta) = \frac{4}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin[(2n-1)(\omega_2 t - \theta)]}{2n-1}. \quad (11a)$$

Из (5а), (11) и (11а) получаем:

$$\begin{aligned} \frac{e_{м.з.ш}}{\sqrt{2}E_1} &= -\frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \frac{2}{\pi} \left[\sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{1}{2n-1} \times \right. \right. \\ &\times \left(\frac{J_0[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_0[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \times \\ &\times (\sin[(2n-1)\theta] \sin[kqm\omega_1 t \mp (2n-1)\omega_2 t] \mp \\ &\mp \cos[(2n-1)\theta] \cos[kqm\omega_1 t \mp (2n-1)\omega_2 t]) \left. \right\} + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &+ \sum_{\substack{k=1 \\ p=1 \\ n=1}}^{\infty} \left\{ \frac{1}{2n-1} \left(\frac{J_{2p}[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_{2p}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \times \right. \\ &\times [\sin[(2n-1)\theta] \sin[kqm\omega_1 t \mp [(2n-1) \pm 2p]\omega_2 t] + \\ &+ \cos[(2n-1)\theta] \cos[kqm\omega_1 t \mp [(2n-1) \pm 2p]\omega_2 t] - \\ &- \cos[(2n-1)\theta] \cos[kqm\omega_1 t - [(2n-1) \pm 2p]\omega_2 t]) \left. \right\} = \\ &= \sum_v [E_{м.з.шс(v)}^* \sin(vt)] + \sum_v [E_{м.з.шс(v)}^* \cos(vt)]. \quad (12) \end{aligned}$$

Из (6) и (11) с учетом (4а) и (12) получим выражение амплитудно-частотной характеристики ВПЧ:

$$K_{A3} = \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \frac{2J_1(A)}{A}, \quad (13)$$

которая будет непрерывна и однозначна при всех ω_2 , за исключением $\omega_{2кр}$, удовлетворяющих условию (7а), когда она претерпевает разрывы:

$$K_{A3.кр} = \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \frac{\sqrt{[2J_1(A) + B]^2 + C^2}}{A}, \quad (13a)$$

где

$$\begin{aligned} B &= \left[\sum_{k,p} \left(\frac{J_{(2p-1)}[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \right. \right. \\ &+ \left. \frac{J_{(2p-1)}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) - \frac{2}{\pi} \sum_{k,n} \left\{ \frac{\sin[(2n-1)\theta]}{2n-1} \times \right. \\ &\times \left(\frac{J_0[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_0[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \left. \right\} - \\ &- \frac{2}{\pi} \sum_{k,p,n} \left\{ \frac{\sin[(2n-1)\theta]}{2n-1} \left(\frac{J_{2p}[(kqm-1)A]}{kqm} + \right. \right. \\ &+ \left. \left. \frac{J_{2p}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \right\} \left. \right]; \quad (13b) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C &= \frac{2}{\pi} \left[\sum_{k,n} \left\{ \frac{\cos[(2n-1)\theta]}{2n-1} \left(\frac{J_0[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \right. \right. \right. \\ &+ \left. \left. \frac{J_0[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \right\} - \sum_{k,p,n} \left\{ \frac{\cos[(2n-1)\theta]}{2n-1} \times \right. \\ &\times \left(\frac{J_{2p}[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \frac{J_{2p}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \left. \right\} \left. \right], \quad (13b) \end{aligned}$$

в которых k и $(2p-1)$ связаны условием (7в), k и $(2n-1)$ связаны условием:

$$(2n-1) = \left[\frac{kqm\omega_1}{\omega_{2кр}} \mp 1 \right]; \quad (13г)$$

$k, 2p, (2n-1)$ связаны условием:

$$[(2n-1) \pm 2p] = \left[\frac{kqm\omega_1}{\omega_{2кр}} \pm 1 \right] \quad (13д)$$

и

$$[2p - (2n-1)] = \left[\frac{kqm\omega_1}{\omega_{2кр}} \pm 1 \right], \quad (13е)$$

причем, если выполняется (13д), то в (13в) берется знак плюс, если выполняется (13е), то берется знак минус.

Из (6а) и (11) с учетом (4а) получим выражение фазовочастотной характеристики ВПЧ

$$K_{\phi_3} = 0, \quad (14)$$

которая будет непрерывна и однозначна при всех ω_2 , за исключением $\omega_{2кр}$, удовлетворяющих условию (7а), когда она претерпевает разрывы:

$$K_{\phi_{3,кр}} = \arctg \left[\frac{C}{2J_1(A) + B} \right], \quad (14а)$$

где B, C определяются по (13б), (13в).

Анализируя спектр «шума», отметим, что если $\left(\frac{kqm\omega_1}{\omega_2}\right)$ — нечетное число, то в составе $e_{м.з}$ появляется гармоника с $\nu=0$, т. е. постоянная составляющая

$$\begin{aligned} \frac{E_{м.зм}(\nu)}{\sqrt{2}E_1} = & \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \left[\sum_{k,p} \left\{ \frac{J_{(2p-1)}[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \right. \right. \\ & + \left. \frac{J_{(2p-1)}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right\} + \frac{2}{\pi} \sum_{k,n} \left\{ \frac{1}{2n-1} \times \right. \\ & \times \left(\frac{J_0[(kqm-1)A]}{kqm} + \frac{J_0[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \Big\} + \\ & + \left. \frac{2}{\pi} \sum_{k,p,n} \left\{ \frac{1}{2n-1} \left(\frac{J_{2p}[(kqm-1)A]}{kqm-1} + \right. \right. \right. \\ & \left. \left. \left. + \frac{J_{2p}[(kqm+1)A]}{kqm+1} \right) \right\} \right], \quad (15) \end{aligned}$$

где k и $(2p-1)$ связаны соотношением:

$$(2p-1) = \frac{kqm\omega_1}{\omega_2}; \quad (15а)$$

k и $(2n-1)$ связаны соотношением:

$$(2n-1) = \frac{kqm\omega_1}{\omega_2}; \quad (15б)$$

$k, 2p$ и $(2n-1)$ связаны соотношением:

$$[(2n-1) \mp 2p] = \frac{kqm\omega_1}{\omega_2} \quad (15в)$$

или

$$[2p - (2n-1)] = \frac{kqm\omega_1}{\omega_2}; \quad (15г)$$

если $\left(\frac{kqm\omega_1}{\omega_2}\right)$ — нецелое число, то в составе $e_{м.з}$ появляются гармоники с частотами $0 < \nu < \omega_2$, т. е. субгармоники, относительные амплитуды которых определяются выражением:

$$\frac{E_{м.зм}(\nu)}{\sqrt{2}E_1} = \frac{qm}{\pi} \sin \frac{\pi}{m} \sqrt{B^2 + C^2}, \quad (16)$$

где B и C определяются по (13б) и (13в), а связь между $k, (2p-1), (2n-1), 2p$ находится соответственно по (7в), (13г), (13д) и (13е), в которых $\left(\frac{kqm\omega_1}{\omega_2}\right)$ округляется до ближайшего целого числа.

Выводы. 1. Вентильный преобразователь частоты с совместным управлением в достаточно широкой области кратностей частот и глубин модуляции, граница которой может быть рассчитана согласно изложенной методике, представляется безынерционным звеном и поэтому, в частности, может работать с разомкнутой (программной) системой управления.

2. Преобразователь с раздельным управлением имеет весьма узкие области кратностей частот, глубин модуляции и параметров нагрузки, границы которых могут быть рассчитаны согласно изложенной методике, в которых он представляется безынерционным звеном. Поэтому для расширения этих областей ВПЧ с раздельным управлением должен снабжаться замкнутой (следящей) системой управления.

3. Изложенная методика позволяет построить семейства амплитудно- и фазово-частотных характеристик ВПЧ, используя которые можно проектировать и исследовать САР с ВПЧ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Грабовецкий Г. В. Анализ и методика расчета силовых цепей вентильных преобразователей частоты с непосредственной связью. Автореф. на соиск. учен. степени д-ра техн. наук. Новосибирск, 1968 (НЭТИ).
2. Грабовецкий Г. В. Применение переключающих функций для анализа электромагнитных процессов в силовых цепях вентильных преобразователей частоты. — «Электричество», 1973, № 6.

[2.7.1973]

◇ ◇ ◇

УДК 621.314.632.062

Параллельная работа двух выпрямителей на общую нагрузку

Канд. техн. наук САЛЮТИН А. А., доктор техн. наук ЗДРОК А. Г.

Москва

Параллельная работа двух выпрямителей на общую нагрузку имеет место при резервировании источников, в случаях превышения мощности потребителя номинальных данных одного выпрямителя и т. д. Условия работы каждого выпрямителя при этом существенно изменяются, а на нагрузку пода-

ется качественно другое напряжение. При определенных условиях работы каждого выпрямителя подобным схемным решением можно существенно снизить пульсации выпрямленного напряжения без применения для этой цели специальных фильтров. В большей степени это проявляется при параллель-

ной работе однофазных выпрямителей, чем многофазных.

Ниже будут рассмотрены рабочие процессы в системе с двумя однофазными выпрямителями, работающими на общую активно-индуктивную нагрузку при абсолютном сглаживании тока. Вентили приняты идеальными, а источники содержат индуктивные сопротивления рассеяния.

Рабочие процессы в системе выпрямления. На рис. 1 приведена схема выпрямления с двумя однофазными выпрямителями, питающимися от отдельных источников с э. д. с. e_1 и e_2 , причем

$$e_1 = E_{m1} \sin \omega t, \quad e_2 = E_{m2} \sin (\omega t - \psi). \quad (1)$$

Ток нагрузки i_d определяется суммой токов i_{d1} и i_{d2} двух выпрямителей:

$$i_d = I_d = i_{d1} + i_{d2}. \quad (2)$$

Продолжительность прохождения токов i_{d1} и i_{d2} характеризуется соотношением э. д. с. источников e_1 и e_2 : при $e_1 > e_2$ ток проводит выпрямитель I, а при $e_2 > e_1$ — выпрямитель II (в случаях наличия реактивных сопротивлений в цепях источников продолжительность прохождения токов несколько увеличиваются относительно отмеченных интервалов). Таким образом, форма напряжения на нагрузке представляет собой огибающую выпрямленных напряжений двух выпрямителей.

В течение периода повторяемости выпрямленного напряжения можно выделить пять интервалов, в пределах которых законы изменения этого напряжения имеют различный характер (рис. 2).

1. $n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \alpha$, $n=0, 1, 2$. На этом интервале $e_2 > e_1$, поэтому ток проводят вентили В2 и В3 выпрямителя II. Э. д. с. рассеяния источника равна нулю вследствие сглаженности тока i_{d2} .

Граница рассматриваемого интервала определяется условием

$$u_d(\alpha) = e_1(\alpha). \quad (3)$$

В соответствии с равенствами (1) и (3) получим:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\sin \psi}{\cos \psi + \frac{E_{m1}}{E_{m2}}}. \quad (4)$$

2. $n\pi + \alpha \leq \omega t \leq n\pi + \gamma$. На этом интервале вступает в работу выпрямитель I, так как $e_1 > e_2$; ток проводят вентили В1 и В4. Завершается также работа выпрямителя II. Системе выпрямления соответствуют следующие уравнения:

$$-e_2 - e_{2s} = u_d; \quad (4a)$$

$$i_{d1} + i_{d2} = I_d; \quad (4б)$$

$$e_1 + e_{1s} = u_d, \quad (4в)$$

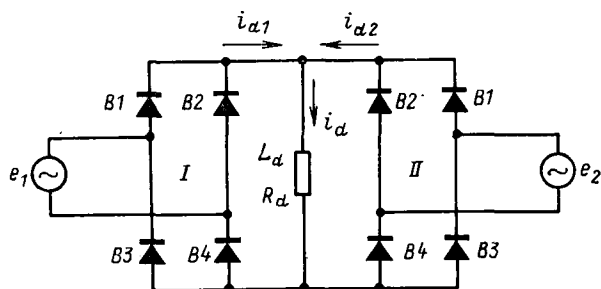


Рис. 1. Схема выпрямления с двумя выпрямителями.

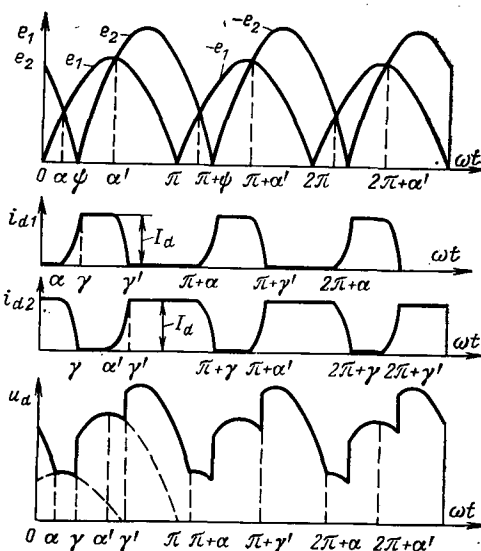


Рис. 2. Формы напряжений и токов при работе двух выпрямителей на общую нагрузку.

где e_{1s} и e_{2s} — э. д. с. рассеяния источников I и II выпрямителей, равные:

$$e_{1s} = -L_{s1} \frac{di_1}{dt}, \quad e_{2s} = -L_{s2} \frac{di_2}{dt}. \quad (5)$$

Из уравнений (4а) и (4в) следует, что

$$e_1 + e_{s1} + e_2 + e_{s2} = 0. \quad (6)$$

Для нахождения токов выпрямителей воспользуемся уравнением (6) и результатами дифференцирования уравнения (4б). Если учесть, что $i_{d1} = i_1$, $i_{d2} = -i_2$, то после подстановки (5) в (6) при синусоидальных э. д. с. источников получим

$$(L_{s1} + L_{s2}) \frac{di_{d1}}{dt} = E_{m1} \sin \omega t + E_{m2} \sin (\omega t - \psi). \quad (7)$$

Решение уравнения (7) при начальном условии $i_{d1}(\alpha) = 0$ имеет следующий вид:

$$i_{d1} = \frac{E_{m1}}{\omega (L_{s1} + L_{s2})} (\cos \alpha - \cos \omega t) + \frac{E_{m2}}{\omega (L_{s1} + L_{s2})} [\cos (\alpha - \psi) - \cos (\omega t - \psi)]. \quad (8)$$

Ток i_{d2} определяется подстановкой (1) и (5) в (6) с последующим решением при начальном условии $i_{d2}(\gamma) = 0$,

$$i_{d2} = -\frac{E_{m1}}{\omega (L_{s1} + L_{s2})} (\cos \gamma - \cos \omega t) - \frac{E_{m2}}{\omega (L_{s1} + L_{s2})} [\cos (\gamma - \psi) - \cos (\omega t - \psi)]. \quad (9)$$

Значение тока i_{d2} можно получить также в результате совместного решения (4б) и (8),

$$i_{d2} = I_d - \frac{E_{m1}}{\omega (L_{s1} + L_{s2})} (\cos \alpha - \cos \omega t) - \frac{E_{m2}}{\omega (L_{s1} + L_{s2})} [\cos (\alpha - \psi) - \cos (\omega t - \psi)]. \quad (10)$$

Формулы (9) и (10) позволяют определить соотношение между углами α и γ :

$$\frac{E_{m1}}{E_{m2}} \cos \alpha + \cos(\alpha - \psi) - \frac{E_{m1}}{E_{m2}} \cos \gamma - \cos(\gamma - \psi) = \frac{\omega(L_{s1} + L_{s2})}{E_{m2}} I_d. \quad (11)$$

С помощью полученного соотношения могут быть вычислены значения угла γ для различной степени рассеяния в источниках. Действительно, в формуле (11) значение угла γ определяется углом сдвига ψ между э. д. с. двух источников, отношением их амплитуд и влиянием тока нагрузки на напряжения рассеяния источников.

Напряжение на нагрузке u_d в соответствии с формулами (4в), (5) и (8) равно:

$$u_d = \frac{L_{s2}}{L_{s1} + L_{s2}} E_{m1} \sin \omega t - \frac{L_{s1}}{L_{s1} + L_{s2}} E_{m2} \sin(\omega t - \psi). \quad (12)$$

Граница рассматриваемого интервала определяется условием $i_{d1}(\gamma) = I_d$.

3. $n\pi + \gamma \leq \omega t \leq n\pi + \alpha'$. На этом интервале работает выпрямитель I во внекоммутационном режиме, следовательно, $i_{d1} = I_d$, $e_{s1} = 0$.

Рассматриваемому режиму работы системы выпрямления соответствует следующее уравнение:

$$u_d = e_1 = E_{m1} \sin \omega t. \quad (13)$$

Граница интервала определяется условием $e_1(\alpha') = e_2(\alpha')$; после подстановки в это равенство значений e_1 и e_2 из (1) получим

$$\operatorname{tg} \alpha' = \frac{\sin \psi}{\cos \psi - \frac{E_{m1}}{E_{m2}}}. \quad (14)$$

Изменение соотношения амплитуд э. д. с. источников E_{m1} и E_{m2} несущественно сказывается на величине угла α , тогда как величина угла α' изменяется в больших пределах с изменением отношения E_{m1}/E_{m2} . Чем выше это отношение, тем больше разность между углами α' и α , т. е. больше продолжительность работы выпрямителя I и меньше продолжительность работы выпрямителя II.

4. $n\pi + \alpha' \leq \omega t \leq n\pi + \gamma'$. На этом интервале $e_2 > e_1$; вентилями В1 и В4 выпрямителя I завершается работа, а вентили выпрямителя II под этими же номерами начинают проводить ток. Происходит коммутация тока с одного выпрямителя на другой. Системе выпрямления соответствуют уравнения (4б), (4в) и (5), а также условие

$$e_2 + e_{s2} = u_d. \quad (15)$$

Из уравнений (4в) и (15) имеем:

$$e_1 + e_{s1} - e_2 - e_{s2} = 0. \quad (16)$$

В результате совместного решения (1), (5) и (15) с учетом равенства $i_1 = i_{d1}$, $i_2 = i_{d2}$ получим:

$$(L_{s1} + L_{s2}) \frac{di_{d1}}{dt} = E_{m1} \sin \omega t - E_{m2} \sin(\omega t - \psi). \quad (17)$$

Решение уравнения (17) при начальном условии

$i_{d1}(\alpha') = I_d$ имеет следующий вид:

$$i_{d1} = I_d + \frac{E_{m1}}{\omega(L_{s1} + L_{s2})} (\cos \alpha' - \cos \omega t) - \frac{E_{m2}}{\omega(L_{s1} + L_{s2})} [\cos(\alpha' - \psi) - \cos(\omega t - \psi)]. \quad (18)$$

Для определения тока i_{d2} воспользуемся формулами (1), (5) и (17)

$$(L_{s1} + L_{s2}) \frac{di_{d2}}{dt} = -E_{m1} \sin \omega t + E_{m2} \sin(\omega t - \psi). \quad (19)$$

Решение этого уравнения при начальном условии $i_{d2}(\gamma') = I_d$ имеет следующий вид:

$$i_{d2} = I_d + \frac{E_{m1}}{\omega(L_{s1} + L_{s2})} (\cos \omega t - \cos \gamma') - \frac{E_{m2}}{\omega(L_{s1} + L_{s2})} [\cos(\omega t - \psi) - \cos(\gamma' - \psi)]. \quad (20)$$

Значение тока i_{d2} можно получить и из (18) с помощью соотношения (4б)

$$i_{d2} = \frac{E_{m1}}{\omega(L_{s1} + L_{s2})} (\cos \omega t - \cos \alpha') + \frac{E_{m2}}{\omega(L_{s1} + L_{s2})} [\cos(\alpha' - \psi) - \cos(\omega t - \psi)]. \quad (21)$$

С помощью формул (20) и (21) можно получить соотношение между углами α' и γ' :

$$-\frac{E_{m1}}{E_{m2}} \cos \alpha' + \cos(\alpha' - \psi) + \frac{E_{m1}}{E_{m2}} \cos \gamma' - \cos(\gamma' - \psi) = I_d \frac{\omega(L_{s1} + L_{s2})}{E_{m2}}. \quad (22)$$

По своему виду формула (22) аналогична формуле (11), пользуясь ею можно вычислить угол γ' для определенного сдвига ψ между э. д. с. источников e_1 и e_2 и для известного соотношения между амплитудами E_{m1} и E_{m2} .

Выпрямленное напряжение u_d в соответствии с (4в), (5) и (18) равно:

$$u_d = \frac{L_{s1}}{L_{s1} + L_{s2}} [E_{m1} \sin \omega t + E_{m2} \sin(\omega t - \psi)]. \quad (23)$$

Граница рассматриваемого интервала определяется условием $i_{d1}(\gamma') = 0$.

5. $n\pi + \gamma' \leq \omega t \leq (n+1)\pi$. На этом интервале выпрямитель II работает во внекоммутационном режиме: ток проводят вентили В1 и В4. Системе выпрямления соответствует уравнение (15) при $e_{s2} = 0$; тогда:

$$u_d = e_2 = E_{m2} \sin(\omega t - \psi). \quad (24)$$

Осциллограммы напряжений и токов соответствуют идеализированным формам напряжений и токов параллельно работающим выпрямителей (рис. 2).

Результаты анализа рабочих процессов позволяют получить ряд расчетных соотношений при работе двух выпрямителей на общую нагрузку.

Средние и действующие значения токов и выпрямленного напряжения. Средние значения токов I_{d1} и I_{d2} выпрямителей I и II, их действующие значения, а также средние значения тока нагрузки I_d

и выпрямленного напряжения U_d равны (рис. 2):

$$I_{d1} = \frac{1}{\pi} \int_{\alpha}^{\gamma'} i_{d1} d\omega t, \quad I_1 = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_{\alpha}^{\gamma'} i_{d1}^2 d\omega t}, \quad (25a)$$

$$I_{d2} = \frac{1}{\pi} \left(\int_0^{\gamma} i_{d2} d\omega t + \int_{\alpha'}^{\pi} i_{d2} d\omega t \right),$$

$$I_2 = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_{\alpha'}^{\pi+\gamma} i_{d2}^2 d\omega t}, \quad (25b)$$

$$I_d = I_{d1} + I_{d2}, \quad (26a)$$

$$U_d = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} u_d d\omega t. \quad (26b)$$

Подстановкой мгновенных значений токов i_{d1} , i_{d2} и напряжения u_d в эти формулы могут быть получены формулы для I_{d1} , I_{d2} , I_d , U_d и др. Так, например, полученные по этим формулам коэффициенты формы токов $k_{\Phi 1}$ и $k_{\Phi 2}$ выпрямителей I и II определяются следующими соотношениями:

$$k_{\Phi 1} = \frac{2 \sqrt{\frac{2\pi}{3} (2\alpha' - \alpha - 2\gamma + \gamma')}}{\gamma' + \alpha' - \gamma - \alpha}, \quad (27a)$$

$$k_{\Phi 2} = \frac{2 \sqrt{\frac{2\pi}{3} [3\pi + 2(\alpha - \gamma') + \gamma - \alpha']}}{2\pi + \alpha - \alpha' + \gamma - \gamma'}. \quad (27b)$$

Расчетные формулы для получения средних значений напряжений могут быть весьма громоздкими и почти неприемлемыми для инженерных расчетов.

В целях получения простых по виду формул ограничимся нахождением U_d для ряда частных случаев.

При $E_{m1} = E_{m2} = E_m$, $L_{s1} = L_{s2} = L_s$ среднее значение напряжения на нагрузке U_d равно:

$$U_d = \frac{2}{\pi} \left[\sqrt{2} E_m \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\psi}{2} \right) - \omega L_s I_d \right]. \quad (28a)$$

В двух предельных случаях изменения угла $\psi = 0$ и $\pi/2$ среднее значение выпрямленного напря-

жения соответственно равно:

$$U_d = \frac{2}{\pi} (E_m - \omega L_s I_d); \quad (28b)$$

$$U_d = \frac{2}{\pi} (\sqrt{2} E_m - \omega L_s I_d). \quad (28b)$$

Таким образом, лишь за счет сдвига фаз напряжений, питающих выпрямители, среднее значение напряжения на нагрузке может меняться в предельном случае в $\sqrt{2}$ раз.

Приближенный метод анализа работы системы выпрямления. Если допустить, что коммутация тока выпрямителями осуществляется мгновенно ($\gamma - \alpha = 0$ и $\gamma' - \alpha' = 0$), то это приближение существенно упрощает рассмотрение работы системы выпрямления и получение расчетных характеристик. Расчет установлено, что в большинстве практических случаев продолжительность коммутации составляет ничтожную долю общей продолжительности проводимости тока.

Так, например, при $I_d \frac{\omega (L_{s1} + L_{s2})}{E_{m2}} = 0,01$; $\frac{E_{m1}}{E_{m2}} = 1,2$; $\psi = 10^\circ$ разность углов γ и α , представляющая собой продолжительность нарастания тока, составляет 3,6% от общей продолжительности проводимости тока. При увеличении угла сдвига ψ до 90° разность углов γ и α составляет 6,1% от общей продолжительности проводимости тока.

С увеличением $I_d \frac{\omega (L_{s1} + L_{s2})}{E_{m2}}$ до 0,05 относительная разность этих углов возрастает до 12,8%. Результаты этих расчетов указывают на то, что коммутацией выпрямителей можно пренебречь.

На рис. 3 представлены формы напряжений и токов в параллельно работающих выпрямителях в случае мгновенной коммутации токов. Из экспериментальных исследований установлено, что реальным формам токов выпрямителей соответствует наличие интервала коммутации, а реальной форме выпрямленного напряжения в большей степени соответствует мгновенная коммутация.

В таблице приведены законы изменения токов и напряжений в соответствии с идеализацией, рассмотренной на рис. 3.

Средние значения токов выпрямителей I и II равны:

$$I_{d1} = \frac{1}{\pi} \int_{\alpha}^{\alpha'} i_{d1} d\omega t = \frac{I_d}{\pi} (\alpha' - \alpha), \quad (29a)$$

$$I_{d2} = \frac{1}{\pi} \int_{\alpha'}^{\pi+\alpha} i_{d2} d\omega t = \frac{I_d}{\pi} (\pi + \alpha - \alpha'). \quad (29b)$$

В этих формулах разность углов характеризует продолжительность работы выпрямителей I и II:

$$\lambda_1 = \alpha' - \alpha, \quad (30a)$$

$$\lambda_2 = \pi + \alpha - \alpha'. \quad (30b)$$

Принятая идеализация работы выпрямительной системы позволяет также оценить действующие значения I_1 , I_2 токов i_{d1} , i_{d2} и определить для них коэффициенты формы $k_{\Phi 1}$ и $k_{\Phi 2}$.

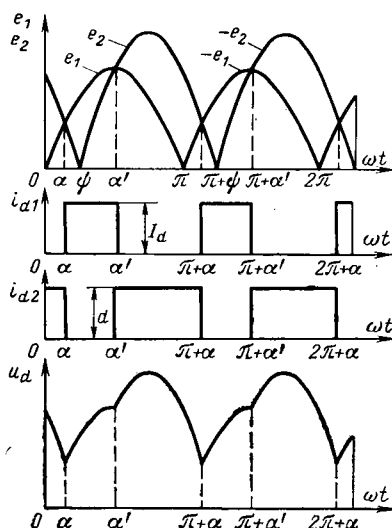


Рис. 3. Идеализированные формы напряжений и токов при мгновенной коммутации токов выпрямителей.

Интервалы работы выпрямителей, токи и напряжения в случае мгновенной коммутации

Токи, выпрямленное напряжение и углы продолжительности интервала	Интервалы работы выпрямителей		
	$0 \leq \omega t \leq \alpha$	$\alpha \leq \omega t \leq \alpha'$	$\alpha' \leq \omega t \leq \pi$
Ток i_{d1}	0	I_d	0
Ток i_{d2}	I_d	0	I_d
Выпрямленное напряжение u_d	$-E_{m2} \sin(\omega t - \psi)$	$E_{m1} \sin \omega t$	$E_{m2} \sin(\omega t - \psi)$
Углы продолжительности интервалов	$\alpha = \arctg \frac{\sin \psi}{\cos \psi + \frac{E_{m1}}{E_{m2}}}$	$\alpha' = \arctg \frac{\sin \psi}{\cos \psi - \frac{E_{m1}}{E_{m2}}}$	—

Действительно,

$$I_1 = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_{\alpha}^{\alpha_1} i_{d1}^2 d\omega t} = I_d \sqrt{\frac{\lambda_1}{\pi}}, \quad (31a)$$

$$I_2 = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_{\alpha'}^{\pi+\alpha} i_{d2}^2 d\omega t} = I_d \sqrt{\frac{\lambda_2}{\pi}}. \quad (31b)$$

Коэффициенты формы $k_{\phi 1}$, $k_{\phi 2}$ в соответствии с (29a), (29б), (31a), (31б) равны

$$k_{\phi 1} = \frac{I_1}{I_{d1}} = \sqrt{\frac{\pi}{\lambda_1}}, \quad (32a)$$

$$k_{\phi 2} = \frac{I_2}{I_{d2}} = \sqrt{\frac{\pi}{\lambda_2}}, \quad (32б)$$

Коэффициенты $k_{\phi 1}$ и $k_{\phi 2}$, вычисленные по этим формулам, имеют несколько заниженные значения по сравнению с аналогичными коэффициентами, вычисленными по формулам (27a) и (27б). В зависимости от угла ψ между э. д. с. источников e_1 и e_2 , а также от величины падения напряжения, обусловленного током нагрузки в индуктивностях рассеяния, погрешность имеет различную величину.

Среднее U_d и действующее U_H значения выпрямленного напряжения с учетом формул таблицы равны:

$$U_d = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} u_d d\omega t = \frac{E_{m2}}{\pi} \left[\frac{E_{m1}}{E_{m2}} (\cos \alpha - \cos \alpha') + \cos(\alpha - \psi) + \cos(\alpha' - \psi) \right]. \quad (33a)$$

$$U_H = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_{\alpha}^{\pi+\alpha} u_d^2 d\omega t} = \frac{E_{m2}}{\sqrt{\pi}} \left\{ \left(\frac{E_{m1}}{E_{m2}} \right)^2 [0,5(\alpha' - \alpha) - 0,25(\sin 2\alpha' - \sin 2\alpha)] + 0,5(\pi + \alpha - \alpha') - 0,25[\sin 2(\pi + \alpha - \psi) - \sin 2(\alpha' - \psi)] \right\}^{\frac{1}{2}}. \quad (33б)$$

С помощью формулы (33a) может быть вычислено среднее значение тока нагрузки I_d . Действительно,

$$I_d = \frac{U_d}{R_d} = \frac{E_{m2}}{\pi R_d} \left[\frac{E_{m1}}{E_{m2}} (\cos \alpha - \cos \alpha') + \cos(\alpha - \psi) + \cos(\alpha' - \psi) \right]. \quad (34)$$

Качество электрической энергии нагрузки можно оценить коэффициентом формы выпрямленного напряжения $k_{\phi u}$ и коэффициентом пульсаций этого напряжения $k_{пу}$ [Л. 1]:

$$k_{\phi u} = \frac{U_H}{U_d}, \quad k_{пу} = \sqrt{k_{\phi u}^2 - 1}. \quad (35)$$

Таким образом, приближенный метод анализа рабочих процессов системы выпрямления вскрыл широкие возможности в получении различных расчетных характеристик, позволяющих оценить рабочие режимы параллельной работы двух выпрямителей, определить оптимальные режимы, выяснить максимальную нагрузку каждого выпрямителя и др.

Выводы. Эффективность параллельной работы двух выпрямителей на общую нагрузку существенно зависит от сдвига фаз э. д. с. источников и соотношения их амплитуд. Чем меньше разница в амплитудах э. д. с. и больше сдвиг по фазе, тем выше качество электрической энергии в нагрузке и лучшая отдача вентилей. При угле сдвига, равном 90° , два параллельно работающих выпрямителя представляют собой двухфазную систему выпрямления, характеризующуюся лучшей формой выпрямленного напряжения и токов выпрямителей. Поэтому для обеспечения высокой эффективности выпрямительной системы наиболее целесообразным применением параллельной работы двух выпрямителей следует считать автономные источники, позволяющие обеспечивать сдвиг по фазе их э. д. с.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Райдер Д. Техническая электроника. М., Судпромгиз, 1961, 816 с.
2. Здрок А. Г. Оценка допустимых токов нагрузки полупроводниковых диодов.— В сб.: Полупроводниковые приборы и их применение. Под ред. Федотова Я. А., 1972, № 26, с. 90—102.

[5.11.1973]



Определение высших гармоник напряжения и тока трехфазных индукторных генераторов

БАЛАГУРОВ В. А., ЛЕДОВСКИЙ А. Н., СУГРОБОВ А. М.

Москва

С расширением области применения индукторных генераторов и, в частности, в связи с использованием их в качестве основных источников автономных электросистем заметно повысились требования, предъявляемые к качеству вырабатываемой ими электроэнергии.

Специфические условия эксплуатации предопределили необходимость применения в индукторных генераторах зубцовых зон с малым числом пазов статора на полюс и фазу ($q < 1$) и явно выраженной двухсторонней зубчатостью. Исследования, связанные с определением и улучшением формы кривой напряжения индукторных генераторов с такими зубцовыми зонами, практически не нашли отражения в литературе.

В статье выводятся уравнения, позволяющие определить гармонические составляющие тока и напряжения с учетом несинусоидальности кривых изменения проводимостей межзубцового пространства, и дается подход к выбору геометрии зубцовой зоны с учетом требований, предъявляемых к форме кривой напряжения. Изложение ведется применительно к трехфазным одноименно-полюсным индукторным генераторам. Ввиду существенной несимметрии напряжения по фазам [Л. 1] разноименно-полюсные индукторные генераторы из рассмотрения исключены.

Для рассматриваемых в статье индукторных генераторов может быть составлена эквивалентная схема замещения магнитной цепи [Л. 2], приведенная на рис. 1, которая при отсутствии насыщения рассчитывается методом наложения. Проводимости межзубцового пространства, входящие в эквивалентную схему замещения, могут быть определены либо методом Р. Поля [Л. 3], либо методом припасовывания [Л. 4]. Моделирование поля на электропроводящей бумаге показало, что для рассматриваемых зубцовых зон с явно выраженной двухсторонней зубчатостью и малым числом пазов статора на полюс и фазу проводимости для потоков холостого хода и реакции якоря отличаются не более, чем на 10%. В связи с этим при расчете схемы замещения рис. 1 можно воспользоваться проводимостями, определенными для режима холостого хода.

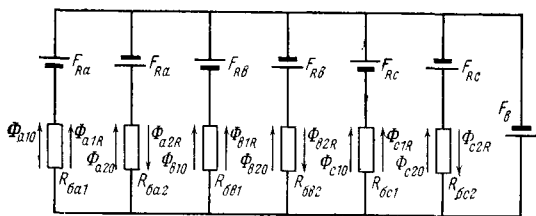


Рис. 1. Эквивалентная схема замещения.

$R_{a1}, R_{a2}, R_{b1}, R_{b2}, R_{c1}, R_{c2}$ — магнитные сопротивления межзубцового пространства; $F_{a1}, F_{a2}, F_{b1}, F_{b2}, F_{c1}, F_{c2}$ — н. с. возбуждения; F_{Ra}, F_{Rb}, F_{Rc} — н. с. реакции якоря фаз a, b и c .

Согласно схеме замещения рис. 1 потокосцепление катушки фазы a , у которой осевые линии зубцов ротора и статора совпадают,

$$\Psi_{a1} = \omega (\Phi_{a10} + \Phi_{a1R}), \quad (1)$$

а в смежной катушке фазы a

$$\Psi_{a2} = \omega (\Phi_{a20} - \Phi_{a2R}), \quad (2)$$

где ω — число витков в катушке; $\Phi_{a10}, \Phi_{a20}, \Phi_{a1R}, \Phi_{a2R}$ — потоки холостого хода и реакции якоря в смежных зубцах фазы a .

При наличии высших гармоник в кривой изменения проводимостей межзубцового пространства

$$\Phi_{a10} = \sum_{k=0}^{\infty} \Phi_{0k} \frac{\sin\left(k \frac{\alpha_{ок}}{2}\right)}{k \frac{\alpha_{ок}}{2}} \cos(k\omega t); \quad (3)$$

$$\Phi_{a20} = \sum_{k=0}^{\infty} \Phi_{0k} \frac{\sin\left(k \frac{\alpha_{ок}}{2}\right)}{k \frac{\alpha_{ок}}{2}} (-1)^k \cos(k\omega t), \quad (4)$$

где k — порядковый номер гармоники; Φ_{0k} — амплитуда k -й гармоники потока холостого хода; $\alpha_{ок}$ — угол скоса зубцов ротора.

Потоки реакции якоря в смежных катушках фазы a

$$\begin{aligned} \Phi_{a1R} = & 0,5 \sqrt{3} \omega G_{\max} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} I'_{2n+1} \beta_{2n+1} K_{c(2n+1)} + \right. \\ & + \sum_{k=1}^{\infty} \left[I'_k \beta_0 + \sum_{n=0}^{\infty} I'_{2n+1} (\beta_{|2n+1-k|} K_{c|2n+1-k|} + \right. \\ & + \beta_{2n+1+k} K_{c(2n+1+k)}) \cos(k\omega t) + \sum_{k=1}^{\infty} \left[I''_k \beta_0 + \right. \\ & + \sum_{n=0}^{\infty} I''_{2n+1} (\beta_{|2n+1-k|} K_{c|2n+1-k|} - \\ & \left. \left. - \beta_{2n+1+k} K_{c(2n+1+k)} \right) \sin(k\omega t) \right] \}; \quad (5) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Phi_{a2R} = & 0,5 \sqrt{3} \omega G_{\max} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} I'_{2n+1} \beta_{2n+1} K_{c(2n+1)} + \right. \\ & + \sum_{k=1}^{\infty} \left[I'_k \beta_0 + \sum_{n=0}^{\infty} I'_{2n+1} (\beta_{|2n+1-k|} K_{c|2n+1-k|} + \right. \\ & + \beta_{2n+1+k} K_{c(2n+1+k)}) (-1)^k \cos(k\omega t) + \sum_{k=1}^{\infty} \left[I''_k \beta_0 + \right. \\ & + \sum_{n=0}^{\infty} I''_{2n+1} (\beta_{|2n+1-k|} K_{c|2n+1-k|} - \\ & \left. \left. - \beta_{2n+1+k} K_{c(2n+1+k)} \right) (-1)^k \sin(k\omega t) \right] \}; \quad (6) \end{aligned}$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

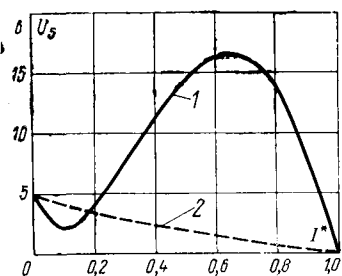


Рис. 2. Зависимость напряжения 5-й гармоники от тока нагрузки.

тока якоря; $E_{ad5/1}$, $E_{aq5/1}$ — действующие значения 5-х гармоник э. д. с. реакции якоря, индуцируемые в обмотках потоками от косинусных и синусных составляющих 1-й гармоники тока якоря; U_5 , I_5 — действующие значения 5-х гармоник напряжения и тока генератора; E'_5 — действующее значение 5-й гармоники внутренней э. д. с.

При $I^*=0,1$ 5-я гармоника напряжения достигает минимума (в случае чисто индуктивной нагрузки — нуля). В этот момент 5-я гармоника э. д. с. возбуждения становится равной 5-й гармонике э. д. с. по продольной оси $E_{o5} = E_{ad5/1}$.

При дальнейшем возрастании I^* (от 0,1 до 0,6) напряжение U_5 растет, поскольку увеличивается э. д. с. взаимосвязи гармоник по продольной $E_{ad5/1}$ и поперечной $E_{aq5/1}$ осям. Причем э. д. с. взаимосвязи по продольной оси растет быстрее э. д. с. взаимосвязи по поперечной оси (ток генератора становится «более индуктивным»). Векторные диаграммы для этого случая приведены на рис. 3, б и в.

Заслуживает внимания тот факт, что при некотором значении 5-й гармоники тока нагрузки угол ψ_5 между 5-й гармоникой э. д. с. возбуждения и 5-й гармоникой тока генератора становится больше 90° , а затем и больше 180° .

Уменьшение U_5 при $I^* > 0,6$ связано с увеличением собственной э. д. с. реакции по продольной оси $E_{ad5/5}$ и ростом напряжения на обмотках якоря.

Подобный характер зависимости высших гармоник напряжения от тока нагрузки подтверждается как экспериментальными данными, так и данными, полученными на математической модели генератора (см. ниже) при неучете возможности увеличения угла ψ_n между n -ми гармониками э. д. с. возбуждения и тока больше 90° .

Характер зависимости $U_n = f(I^*)$ в значительной мере определяется соотношением между четными и нечетными гармониками. Так, с точки зрения формы кривой напряжения в режиме холостого хода оптимальными следует считать зоны с зубцовыми перекрытиями $\alpha_z = 0,4$ (рис. 4), так как этим зонам соответствует минимальное содержание высших нечетных гармоник в кривой э. д. с. холостого хода, а следовательно, и минимальное значение коэффициента нелинейных искажений $K_{н.н.}$. Однако при нагрузке минимум коэффициента сдвигается

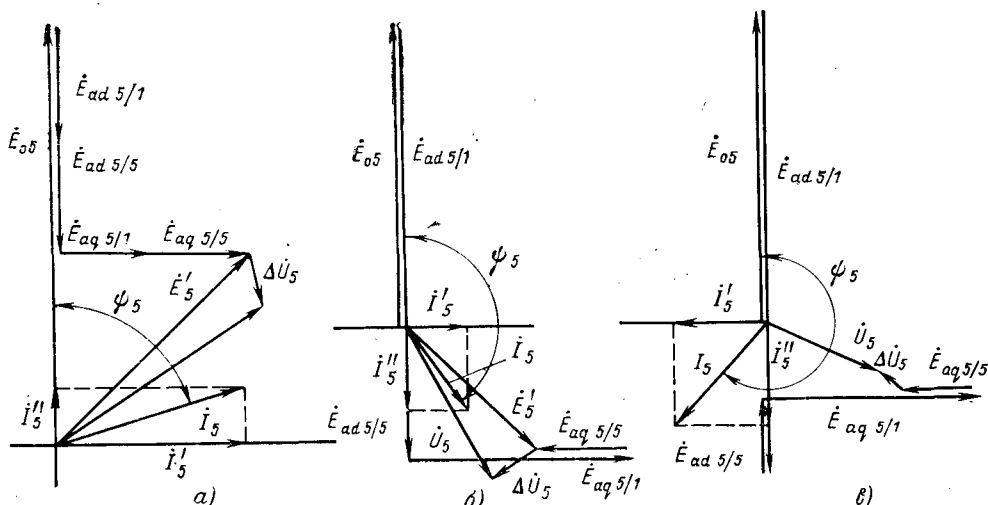


Рис. 3. Векторные диаграммы напряжений для 5-й гармоники.

в области несколько меньших и несколько больших зубцовых перекрытий (рис. 4), так как для этих зубцовых зон характерно не только относительно малое содержание высших гармоник в кривых проводимостей воздушных зазоров, но, что не менее важно, и определенное соотношение между четными и нечетными гармониками.

Форма кривой напряжения индукторных генераторов зависит не только от гармонического состава проводимостей межзубцового пространства, величины и характера нагрузки, но и от изменения в функции угла поворота ротора магнитного состояния стали зубцов ротора и статора.

Учет влияния насыщения зубцов на форму кривой напряжения является задачей чрезвычайно сложной, требующей для своего решения гармонического анализа кривых изменения потоков в зубцах в широком диапазоне индукций и частот, при различных материалах магнитопровода и различной толщине листов.

При нагрузке магнитное состояние стали зависит не только от проводимостей воздушных зазоров, но и от н. с. реакции якоря. Так как значение н. с. реакции якоря и ее гармонический состав, в свою очередь, зависят от магнитного состояния стали зубцов, то определение формы кривой напряжения возможно лишь методом последовательных приближений. Следует также отметить, что серьезные затруднения при определении формы кривой напряжения возникают из-за того, что максимум потоков в зубцах при нагрузке смещен относительно максимума потока при холостом ходе.

Для исследования влияния насыщения стали зубцов ротора и статора на форму кривой напряжения была использована математическая модель индукторного генератора, рассчитанная на ЦВМ.

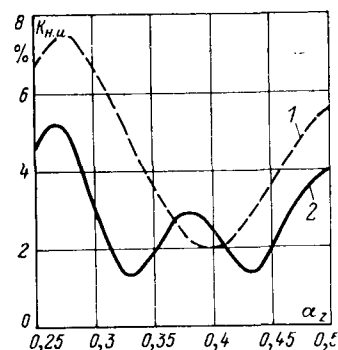


Рис. 4. Зависимость коэффициента нелинейных искажений от зубцового перекрытия.

1 — режим холостого хода;
2 — режим нагрузки.

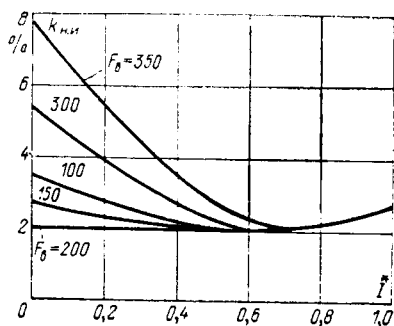


Рис. 5. Зависимость коэффициента нелинейных искажений от насыщения.

Математическая модель содержала проводимость межзубцового пространства в виде функции угла поворота ротора и включенные последовательно с ними участки магнитопровода (зубцы статора и ротора). В первом приближении значение и гармонический состав н. с. якоря определялись без учета насыщения. Далее рассчитывались потоки в зубцах с учетом насыщения при 180 различных положениях ротора. Полученные кривые зависимостей потоков от угла поворота ротора раскладывались в ряд, после чего определялся гармонический состав э. д. с. и тока с последующим приближением по значению и гармоническому составу н. с. якоря (точность приближения составляла 1%).

Из приведенных на рис. 5 зависимостей коэффициента нелинейных искажений $K_{н.л.}$ от тока нагрузки и приложенной к зубцовой зоне н. с. возбуждения следует, что с ростом тока нагрузки форма кривой напряжения улучшается. Пока индукция в зубцах статора не вышла за колено кривой намагничивания, форма кривой напряжения с ростом н. с. возбуждения F_v улучшается незначительно, однако при дальнейшем увеличении F_v происходит резкий рост коэффициента нелинейных искажений.

Не меньшее влияние на форму кривой напряжения оказывает и насыщение элементов магнитопровода, расположенных за пределами зубцовой зоны (вал, корпус и т. д.) (рис. 6). С увеличением насыщения вала генератора форма кривой напряжения значительно ухудшается.

Выводы. 1. Магнитная цепь трехфазных одноименно-полюсных индукторных генераторов, так же как и магнитная цепь разноименно-полюсных генераторов, характеризуется наличием взаимосвязи между гармониками магнитного потока, тока, э. д. с. и напряжения.

2. Содержание высших гармоник в кривых напряжения зависит от гармонического состава кривых изменения магнитных проводимостей зубцовой

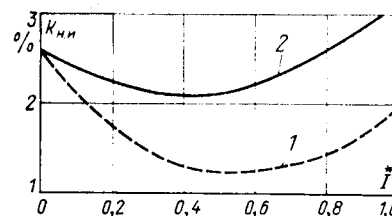


Рис. 6. Зависимость коэффициента нелинейных искажений от насыщения вала.

1 — без учета насыщения вала; 2 — с учетом насыщения вала.

зоны, а также от величины и характера нагрузки: с уменьшением тока нагрузки и коэффициента мощности форма кривой напряжения ухудшается.

3. Насыщение зубцов статора и ротора приводит к заметному ухудшению формы кривой напряжения лишь при индукциях, соответствующих точкам, расположенным за коленом кривой намагничивания.

4. Насыщение элементов магнитопровода, расположенных за пределами зубцовой зоны (вал, корпус и т. д.), сказывается на форме кривой напряжения аналогично насыщению зубцов.

5. Для улучшения формы кривой напряжения при нагрузке следует выбирать зубцовые перекрытия $\alpha_z = 0,325 - 0,350$, а угол скоса зубцов ротора $\alpha_{ск} = \pi/4 - 2\pi/5$.

6. Для оценки целесообразности применения той или иной конфигурации зубцовой зоны генераторов следует руководствоваться уравнениями (9) и (10), которые учитывают изменение магнитного поля в машине при нагрузке. Рекомендации по выбору параметров зубцовой зоны, составленные применительно к работе генераторов в режиме холостого хода, для нагрузочного режима не всегда справедливы.

Список литературы

1. Альпер Н. Я., Терзян А. А. Индукторные генераторы. М., «Энергия», 1970.
2. Красношапка М. М. Индукторные альтернаторы повышенной частоты. М., Оборонгиз, 1948.
3. Pohl R. Theory of pulsating — field machines. — «JIEE», 1946, v. 93, pt 11, № 31.
4. Зечихин Б. С. Магнитное поле в зазоре индукторной машины с пульсирующим потоком зубца ротора. — В кн.: Исследование специальных электрических машин. М., Оборонгиз, 1961.
5. Сугробов А. М., Ледовский А. Н. Учет высших гармоник проводимости воздушных зазоров при проектировании индукторных генераторов. — «Труды МЭИ», 1972, вып. 147.

[17.1.1974]



Упрощенный метод расчета индуктивных накопителей

ИВЛЕВ А. В., КАЛМЫКОВ Ю. К., КИБАРДИН А. С., КУЧИНСКИЙ В. Г.,
МОРОЗОВ Ю. А.

Научно-исследовательский институт электрофизической аппаратуры им. Д. В. Ефремова

В современных физических исследованиях в качестве источников питания все более широкое применение находят индуктивные накопители. Они обладают высокой удельной энергоемкостью и способны развивать значительную импульсную мощность [Л. 1].

Рассмотрим накопитель в виде одновиткового цилиндрического соленоида с системой коммутации, расположенной по образующей цилиндра.

Примем следующие допущения:

1. Длина накопителя l больше его внутреннего диаметра $2a$. Это дает возможность пренебречь влиянием краевых эффектов и использовать формулы: $H = I/l$ и $L = \mu_0 \frac{\pi a^2}{l}$, где

H — напряженность магнитного поля в накопителе; I — ток накопителя; L — индуктивность накопителя; μ_0 — магнитная проницаемость вакуума.

Точность определения L и H по этим формулам увеличивается с ростом отношения $l/2a$ [Л. 2].

2. Толщина обмотки h меньше радиуса соленоида a и не превышает скин-слоя $\delta \approx \sqrt{\frac{4\rho l}{\pi\mu_0}}$,

где ρ — удельное сопротивление материала соленоида; t — время накачки накопителя.

Условие $h \ll a$ позволяет пренебречь энергией магнитного поля, запасенной в объеме металла, и принять энергию накопителя, равной:

$$W = \mu_0 \frac{H^2}{2} \pi a^2 l. \quad (*)$$

3. Накачка энергии в накопитель осуществляется за время t , равное постоянной времени соленоида $\tau = \frac{L}{R_0}$, где $R_0 \approx \rho \frac{2\pi a}{lh}$ — активное сопротивление соленоида постоянному току.

(За время τ магнитное поле в соленоиде нарастает до значения $(1 - e^{-t/\tau}) \approx 0,63$ от своего установившегося значения). Такое условие означает, что за время накачки энергия активных потерь примерно равна энергии, запасенной в накопителе [Л. 3].

Из равенства этих энергий следует, что $t = \frac{4W}{P_H}$, где $P_H = R_0 I^2$ — мощность источника питания.

Положим, что накопитель должен обладать запасом энергии W и мощностью P , тогда при принятых допущениях

$$P = \bar{U} I = \bar{U} H l,$$

где $\bar{U}$ — усредненное значение напряжения на коммутаторе, а

$$W = \frac{L I^2}{2} = \frac{\mu_0 \pi a^2 I^2}{2l}.$$

Умножив выражение для W на $\frac{R_0}{\rho \frac{2\pi a}{lh}} = 1$ и введя в урав-

нение объем материала витка $V = 2\pi a l h$, получим:

$$W = \frac{\mu_0}{8\pi\rho} \frac{P_H V}{l}. \quad (1)$$

Перемножив выражения для P и W , получим зависимость, позволяющую связать между собой основные параметры системы

$$WP \approx \frac{\mu_0}{8\pi\rho} P_H V H \bar{U}. \quad (2)$$

Отметим, что напряжение $\bar{U}$ определяется системой коммутации. Получаемые сейчас рабочие напряжения для силовых коммутаторов находятся на уровне 50 кВ [Л. 4].

Величина H определяется допустимым давлением магнитного поля $P_m = \frac{\mu_0 H^2}{2}$, которое ограничивается механической

прочностью соленоида (радиальные усилия) и в случае многовиткового соленоида механической прочностью межвитковой изоляции [Л. 2]. Для накопителей с большим объемом магнитного поля величина H в настоящее время не превышает $4 \cdot 10^6$ А/м.

Таким образом, из (2) следует, что для получения заданных W и P необходимо определенное значение произведения $P_H V$, т. е. при выбранной мощности источника питания объем материала соленоида оказывается вполне определенным.

Длина накопителя при принятых допущениях находится в пределах:

$$\frac{1}{2\pi\rho} \frac{P_H}{H^2} \cdot l \geq \sqrt[3]{\frac{32}{\mu_0\pi} \frac{W}{H^2}}. \quad (3)$$

Минимальная длина получена из выражения (*) при условии $\frac{l}{2a} \geq 2$, что связано с допущением 1. Из допущения

$2 \left(\frac{a}{h} > 1 \right)$ можно получить ограничение по максимальной длине, разделив выражение (*) на (1).

Процесс накачки накопителя с учетом диффузии магнитного поля в металл толстостенного соленоида был рассчитан на ЭВМ при следующих условиях: а) соленоид имеет разрез по азимутальному углу φ , к которому прикладывается постоянное напряжение U_H ; б) диффузией магнитного поля по месту разреза пренебрегаем; в) задача однородна по оси соленоида z и по углу φ . Расчет был выполнен для медного накопителя с $a=1$ м и $U_H=1$ в.

На рис. 1 приведены полученные зависимости параметра h_0 (имеющего смысл напряженности магнитного поля) от h/a для времени накачки $t=\tau$ и $t=3\tau$, а также параметра τ_0 (имеющего смысл постоянной времени) от h/a . По этим зави-

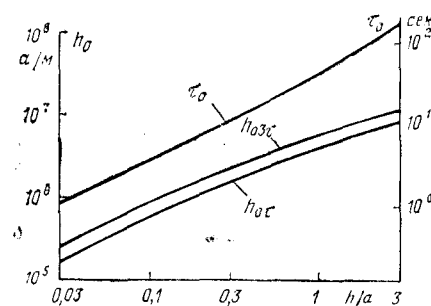


Рис. 1.

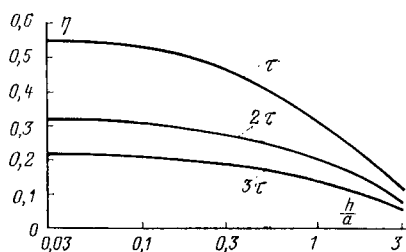


Рис. 2.

симостям для накопителя с произвольными a , ρ и U_H можно определить истинные H и τ по формулам:

$$H = U_H \frac{\rho_m}{\rho} h_0; \quad (4)$$

$$\tau = a^2 \tau_0 \frac{\rho_m}{\rho}, \quad (5)$$

где ρ_m — удельное сопротивление меди.

Величины тока, энергии и мощности источника питания определяются как приведенные на единицу длины накопителя. Поэтому величина тока накопителя I_n численно равна H . Запасенную энергию на единицу длины W_n легко найти, определяя H по (4):

$$W_n = \frac{\mu_0 \pi}{2} \left(U_H a \frac{\rho_m}{\rho} \right)^2 h_0^2.$$

◇ ◇ ◇

Мощность источника питания должна определяться с учетом к. п. д. η , зависимость которого от h/a для различной длительности накачки приведена на рис. 2. Учитывая η , можно определить необходимую среднюю мощность источника питания на единицу длины:

$$\bar{P}_H = \frac{W_n}{\eta t}.$$

Для проведения расчета индуктивного накопителя целесообразно сначала оценить все параметры системы по упрощенным формулам, а затем уточнить результаты по зависимостям, полученным при расчете на ЭВМ.

Список литературы

1. Глухих В. А. Некоторые инженерные проблемы термоядерных реакторов. Тезисы докладов Всесоюзного совещания по инженерным проблемам управляемого термоядерного синтеза. НИИЭФА им. Д. В. Ефремова, 1974.
2. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. М., «Мир», 1972.
3. Верещагин И. П. Анализ трансформаторной схемы индуктивного накопителя энергии. «Труды МЭИ», М., 1963, вып. 45 «Электротехника».
4. Борисов В. П. и др. Пневматический и электродинамический размыкатели с паузой тока для вывода энергии из индуктивного накопителя. Тезисы докладов Всесоюзного совещания по инженерным проблемам управляемого термоядерного синтеза. Л., НИИЭФА им. Д. В. Ефремова, 1974.

[2.10.1974]

УДК 621.315.1.064.2

Причины отключений воздушных линий 110—220 кВ

Инженеры БУССЕЛЬ А. Г., ЖИРНИКОВ Г. А., ОБУХОВА Е. П.,
ШАРГОРОДСКИЙ В. Л.

Узэнергоналадка

Автоматические отключения воздушных линий (ВЛ), в том числе и основная их часть, сопровождающаяся успешным АПВ, приводят к крайне неблагоприятным последствиям для эксплуатации, и их число должно быть ограничено до возможного минимума. Помимо частой работы выключателей, не всегда, правда, отключающих мощность, близкую к предельной, но всегда несущих полную нагрузку в своей механической части, всякому отключению предшествует увеличение тока во всех видах электросилового оборудования. В их конструктивных элементах, чувствительных к возрастанию тока, постоянно развиваются дефекты, приводящие, наконец, к повреждению оборудования в межремонтный период, особенно при существующей тенденции к его увеличению.

Снижение количества автоматических отключений ВЛ требует ясного представления о порождающих их причинах. Систематическая работа в этом направлении позволила накопить апреленный опыт в систематизации причин отключений и выявлении присущих им признаков.

Причины отключений, для которых удалось сформулировать соответствующие признаки, приведены в табл. 1. Как правило, они имеют документальное подтверждение и являются результатом анализа непосредственно на месте перекрытия. Правильность выводов и принятых противоаварийных решений проверена последующим опытом эксплуатации.

В ряде случаев признаки отключений были очевидны и требовалось лишь их фактическое подтверждение на конкретных примерах. К ним, например, следует отнести отключения из-за транспорта и крупногабаритных механизмов, которые, как правило, должны были преобладать в рабочее время суток. Однако большинство характеристик, особенно числовых, было найдено лишь после тщательного анализа. При этом использовались коэффициенты успешности АПВ $k_{АПВ}$ (отноше-

ние количества отключений с успешным АПВ к полному количеству отключений), коэффициенты суточного распределения отключений k_s (отношение количества отключений между заходом и восходом солнца к полному количеству отключений) и коэффициенты годового распределения отключений k_r (отношение количества отключений с мая по октябрь к полному количеству отключений). Приведенные в табл. 1 коэффициенты получены при рассмотрении всей энергосистемы и могут в конкретных случаях меняться, сохраняя, однако, тот же порядок.

Отключениям по некоторым причинам оказалась присуща серийность, т. е. определенное количество отключений данной ВЛ через сравнительно небольшие промежутки времени при воздействии одной и той же причины. При анализе характера группировки подобных отключений в серии были получены дополнительные признаки. Серийность сопутствует отключениям из-за птиц, ветра, загрязнений, причем для каждой из этих причин она обладает определенными особенностями.

Разнообразие признаков, представленных в табл. 1, оказывается особенно полезным, когда по отдельным из них, относящимся к различным причинам, имеет место близкое совпадение. Так, например, для ветра и загрязнений коэффициенты $k_{АПВ}$ одинаковы, однако коэффициенты k_s отличаются весьма резко. В то же время при близких значениях k_s для отключений из-за птиц и загрязнений имеется заметная, не позволяющая спутать эти причины, разница в величинах $k_{АПВ}$.

В дополнение к табл. 1 на рис. 1 представлены характерные распределения отключений по месяцам года и времени суток. Некоторые особенности и дополнительные сведения, не учтенные упомянутыми таблицей и рисунком, приведены ниже.

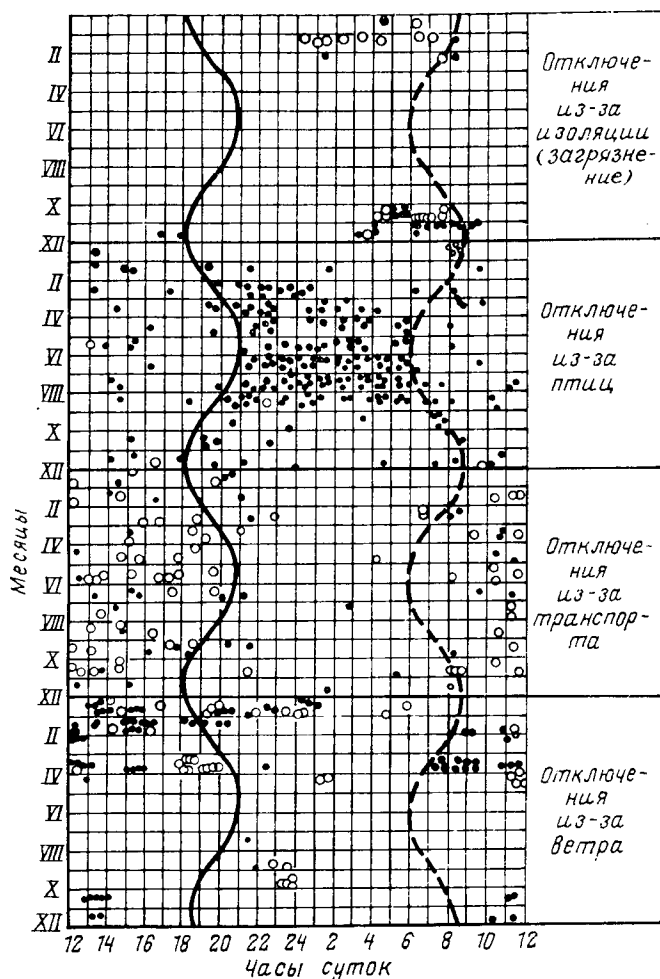


Рис. 1. Распределение отключений с точно установленной причиной по времени года и суток.

● — отключение с успешным АПВ; ○ — отключение с неуспешным АПВ; — — — — — восход солнца; — — — — — заход солнца.

Отключения из-за перекрытия загрязненной изоляции. В табл. 2 приведены случаи, причина которых не вызывает никаких сомнений. Все они были тщательно расследованы, и по всем были намечены и выполнены соответствующие противоаварийные мероприятия, исключившие, в большинстве случаев, их повторение. Совокупность присущих им признаков учтена табл. 1 и рис. 1. Изменение температуры и влажности воздуха представлено в табл. 2 в виде графиков из-за территориального несовпадения мест перекрытия и метеостанций, послуживших источником метеорологической информации.

Интересно, что отключения из-за солончаковых загрязнений обладают по некоторым параметрам несколько отличными признаками от характерных для промышленных (в основном химических) загрязнений, обладающих высокой электропроводностью при тонком слое загрязнения. Данные табл. 1 относятся к внутриконтинентальным районам с солончаковыми почвами, удаленным от морских побережий.

Перекрытия линейной изоляции из-за солончаковых загрязнений наблюдались в них крайне редко и при повторяющемся характере (с периодичностью — раз в несколько лет) имели место лишь в отдельных районах, составляющих незначительную часть всей засоленной территории. Они происходили из-за пыльных бурь, после которых были туманы, что создавало на ограниченных участках ВЛ весьма тяжелые условия работы изоляции. Сходные условия возникают и в других солончаковых районах Советского Союза (см., например, [Л. 2], причем в подобных случаях причины отключений не вызывают сомнений.

Совершенно иначе обстоит дело с отключениями по неизвестным причинам. Многолетний опыт энергосистем по борьбе

с перекрытиями из-за промышленных загрязнений, которые не менее опасны, чем солончаковые, требует тщательного анализа. Действительно, подобные перекрытия происходили в строго ограниченные периоды года, в основном при туманах, морозящих дождях и оттепелях, и, как правило, не имели места летом, во время росы, ливневого дождя и т. д. [Л. 3—5]. Это полностью совпадает с результатами, показанными в табл. 1 и 2 и на рис. 1 по данным Узбекской энергосистемы и относящимся как к промышленным, так и к солончаковым загрязнениям.

По этим же данным построено распределение «грязевых» отключений по времени суток (рис. 2) в сопоставлении с аналогичными сведениями из [Л. 3] для промышленных загрязнений. Несмотря на различие климатических условий близкий характер распределения очевиден. Таким образом, действительно «грязевым» отключениям ВЛ присущи признаки, проверенные многолетним эксплуатационным опытом, и вряд ли без достаточных оснований можно относить к ним многочисленные отключения по неизвестным причинам, наблюдающиеся при иных условиях.

Отключения из-за птиц. Наиболее характерны из-за птиц одиночные отключения, а количество отключений, группирующихся в серии, монотонно уменьшается по мере увеличения объема серий (рис. 3). Что касается значения интервалов времени между отключениями в серии, то их распределение можно охарактеризовать интегральной кривой (рис. 4). Практически 100% отключений укладывается в семичасовой интервал, охватывающий ночное время суток, что хорошо увязывается с относительно большим значением коэффициента k_c (табл. 1).

Необходимо особо остановиться на разделении отключений, вызванных птицами и росой. В основном они случаются между заходом и восходом солнца. Некоторые авторы [Л. 6 и 7], относя росу к опасным метеозлементам, считают ее причиной многочисленных отключений. При этом в летнее время в районах с климатом, подобным климату Узбекистана, эта причина рассматривается как единственная. Между тем, но

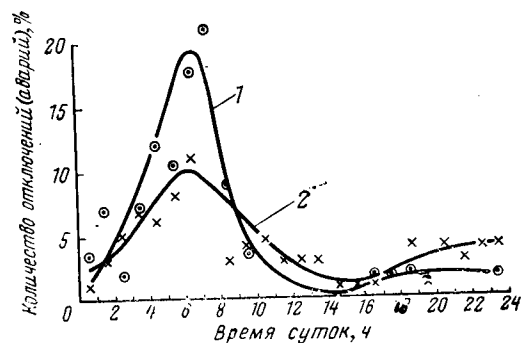


Рис. 2. Распределение «грязевых» отключений по времени суток.

1 — по данным Узбекской энергосистемы; 2 — по данным [Л. 3].

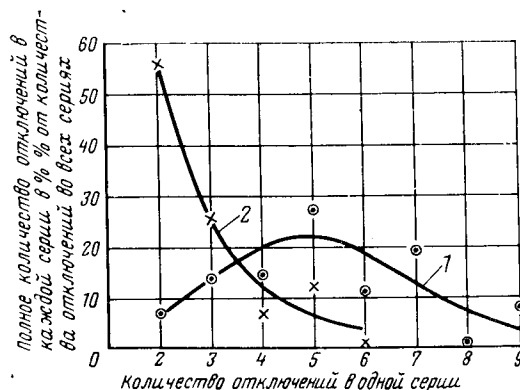


Рис. 3. Зависимость повторяемости серийных отключений от числа отключений в серии.

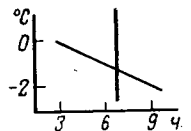
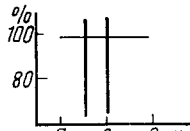
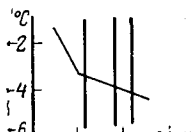
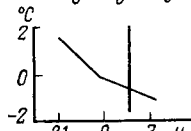
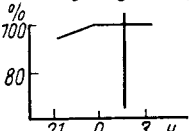
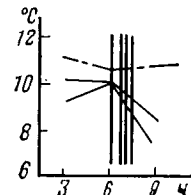
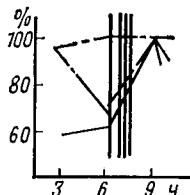
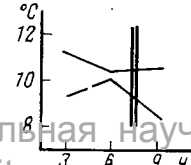
1 — отключения из-за ветра; 2 — отключения из-за птиц.

Причины отключений воздушных линий 110—220 кВ и их характерные признаки

Признаки отключений		Причины отключений					
		Крупные птицы	Ветер	Транспорт и крупногабаритные механизмы	Загрязнение изоляции		Нарушение габаритов
					промышленное высокопроводящее	естественное солончаковое	
Коэффициент успешности АПВ	Около 1,0	0,6—0,7	0,4—0,5	0,6—0,8	0,1—0,4	Около нуля	
Группировка отключений в серии и интервалы между отключениями	Одиночные (80%) и серии (20%) по 2—5 отключений в каждой с интервалами между отключениями от 5 мин до 7 ч	Серии — обычно по 2—10 отключений в каждой (иногда до 20) с интервалами между отключениями от 1 мин до 2 ч (56% отключений — до 10 мин)	Одиночные (89%), очень редко серии до 5—8 отключений с интервалами от 1 до 15 мин	Возможны серии до 10 отключений с интервалами между отключениями от 1 до 30 мин (преобладает ~15 мин)	Возможны серии до 3 отключений с интервалами между отключениями от 1 до 3 ч		
Групповые отключения воздушных линий	Не наблюдаются	Группы до 5 линий при ветре со скоростью более 20 м/сек	Не наблюдаются	Возможны, особенно вблизи источников промышленного загрязнения		При негабарите в пересечении двух ВЛ могут одновременно отключиться обе линии	
Избирательность фазы	При треугольном расположении проводов — наибольшее число перекрытий на верхней фазе, наименьшее — на фазе под ней	Фазы с наветренной стороны	Нижние фазы	Не зависит		Нижняя фаза. При негабарите в пересечении двух ВЛ — верхняя фаза нижней линии и нижняя фаза верхней линии	
Избирательность района	Участки вблизи свалок, болот, неосвоенные степные районы (при наличии грызунов). Отсутствуют в пределах населенных пунктов	Районы с особо сильными ветрами (из-за орографических особенностей местности) при наличии опор с дефектами проектирования и монтажа, сбыва шлейфов и т. д.	Пересечения с дорогами, ирригационными сооружениями	Участки вблизи источников промышленного загрязнения (химические производства, ГРЭС)	Районы, периодически подверженные воздействию влажных пыльных бурь	Место несоблюдения габаритов	
Распределение во времени суток	В период между заходом и восходом солнца, $k_c=0,82$	Преимущественно в дневное время с 7 до 20 ч местного времени, $k_c=0,25$	В основном в дневное время суток с 8 до 19 ч местного времени, $k_c=0,18$	В основном в ночное время суток с максимумом в 6—7 ч местного времени, $k_c=0,90$		В дневное время суток (повторение отключений в одни и те же часы)	
Распределение по времени года	С марта по сентябрь. В районах обитания оседлых птиц (воробьев) — в течение всего года, $k_r=0,70$	С октября по май, $k_r=0,08$	В течение всего года, $k_r=0,50$	С ноября по март, $k_r=0,01$		С апреля по август (в жаркое время года)	
Характерные следы перекрытия	Ожоги на верхнем и нижнем изоляторах гирлянды или на верхнем изоляторе и проводе вблизи зажима. На анкерных опорах ожоги на траверсе и шлейфе под ней. Следы помета на верхнем изоляторе, траверсе, шлейфе	Ожоги на зажиме и теле опоры (при коротких траверсах) или на зажиме и траверсе (при подсечке провода)	Ожоги на проводах в пролете	Ожоги на всех или на большинстве изоляторов в гирлянде		Ожоги на проводах	
Метеофакторы при отключениях	Температура воздуха	Не зависит	Не зависит	От -5°C до $+10^\circ\text{C}$		Максимальная температура или сочетание высокой температуры с повышенной нагрузкой линии	
	Влажность воздуха	Не зависит	Не зависит	От 90 до 100%			
	Направление ветра	Не зависит	В основном юго-восточное, южное и юго-западное	Штиль или слабый ветер, 0—3 м/сек			
	Скорость ветра	Меньше 10 м/сек	Больше 15 м/сек	Не зависит			
	Пыльная буря	Не зависит	Зависит	Не зависит	Не зависит	Зависит от предшествующей влажной пыльной бури	Не зависит
	Увлажняющие метеофакторы	Не зависит	Не зависит	Не зависит	Туман, морось		Не зависит

Вологодская областная универсальная научная библиотека

Перекрытия из-за загрязнения изоляции на линиях электропередач 110—220 кВ

Дата	Время отключения	Класс отключившейся линии	Причина отключения	Характер загрязнения	Метеоусловия, сопутствующие перекрытию			Примечания
					Температура воздуха	Относительная влажность	Атмосферные явления	
8/II—1967 г.	7 ч 8 мин	ВЛ 220 кВ	Перекрытие трех гирлянд на двух опорах (№ 301, 302)	Солончаковое			Снег	Перекрытию предшествовала пыльная буря 3/II—1967 г.
14/I—1971 г.	4 ч 42 мин 6 ч 16 мин	ВЛ 220 кВ	Перекрытие изоляции трех фаз на одной опоре (№ 304)	Солончаковое			Туман	Перекрытию предшествовала пыльная буря 9/I—1971 г.
11/II—1971 г.	0 ч 37 мин 2 ч 31 мин 3 ч 34 мин	ВЛ 220 кВ	Перекрытие изоляции на двух опорах (№ 292, 301)	Солончаковое				Перекрытию предшествовала пыльная буря 9/II—1971 г.
16/II—1971 г.	1 ч 38 мин	ВЛ 220 кВ	Перекрытие изоляции трех фаз на одной опоре (№ 320)	Солончаковое			Туман	Перекрытию предшествовала пыльная буря 14/II—1971 г.
21/XI—1971 г.	6 ч 15 мин 6 ч 45 мин 7 ч 02 мин	ВЛ 110 кВ	Перекрытие изоляции трех фаз на трех опорах (№ 15, 16, 17) двухцепной линии	Химическое			Туман	
	7 ч 30 мин	ВЛ 220 кВ	Перекрытие изоляции фазы В на одной опоре (№ 243)				Туман	
	7 ч 34 мин 7 ч 44 мин 7 ч 45 мин 7 ч 46 мин	ВЛ 220 кВ	Перекрытие изоляции фазы С на одной опоре (№ 12) и фазы А на другой опоре (№ 15)	Химическое			Туман	

Дата	Время отключения	Класс отключившейся линии	Причина отключения	Характер загрязнения	Метеоусловия, сопутствующие перекрытию			Примечания
					Температура воздуха	Относительная влажность	Атмосферные явления	
22/XI—1971 г.	4 ч 35 мин 4 ч 50 мин 5 ч 05 мин 5 ч 35 мин 5 ч 50 мин 5 ч 55 мин 6 ч 10 мин 6 ч 28 мин	ВЛ 110 кв	Перекрытие изоляции трех фаз на трех опорах (№ 15, 16, 17) двухцепной линии	Химическое			Туман, дождь	
	4 ч 50 мин 5 ч 05 мин 5 ч 55 мин	ВЛ 110 кв						
18/XII—1972 г.	16 ч 58 мин 17 ч 44 мин 18 ч 06 мин	ВЛ 220 кв	Перекрытие изоляции фазы А на одной опоре (№ 3)	Химическое			Морось, туман	
19/XII—1972 г.	6 ч 34 мин	ВЛ 220 кв	Перекрытие изоляции фазы А на одной опоре (№ 3)	Химическое			Туман	
22/XII—1972 г.	3 ч 27 мин 3 ч 55 мин	ВЛ 110 кв	Перекрытие поддерживающей гирлянды на одной опоре (№ 13)	Химическое			Туман	
14/XII—1973 г.	4 ч 15 мин 6 ч 20 мин 7 ч 14 мин 7 ч 24 мин 7 ч 25 мин 7 ч 38 мин 8 ч 39 мин	ВЛ 110 кв	Перекрытие поддерживающей и натяжной изоляции на двух опорах (№ 1, 2) двухцепной линии	Химическое			Морось, туман	
	6 ч 12 мин 8 ч 10 мин 9 ч 14 мин 9 ч 18 мин	ВЛ 110 кв						

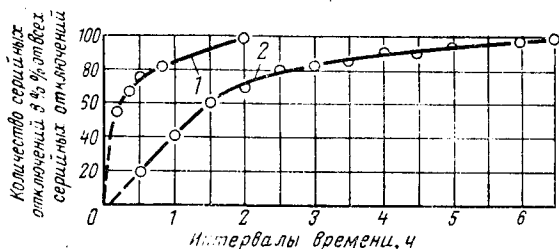


Рис. 4. Интегральные кривые распределения серийных отключений по интервалам времени между отключениями в серии.

1 — отключения из-за ветра; 2 — отключения из-за птиц.

нашим данным во всех случаях действительно массовых летних отключений их причиной неизменно оказываются птицы. По-видимому, только сходность в распределении по времени суток отключений и росы не может служить достаточным основанием для заключения об ее опасности. Например, в одной из областей Узбекистана, несмотря на наличие солончаковых почв, подавляющее большинство отключений имеет все признаки отключений из-за птиц. Действительно, здесь $k_{АПВ} = 0,98$; $k_c = 0,82$; $k_r = 0,70$. На это указывает также характер ожогов гирлянд.

Кроме того, и это главное, почти 43% из 362 имевших место отключений происходило ночью при отсутствии тумана, росы и при относительной влажности воздуха менее 80%, т. е. в условиях, когда перекрытия загрязненной изоляции не могли быть. Сходство в распределении росы и отключений при росе по времени суток заключается лишь в появлении их обоих между 18 и 10 ч (рис. 5).

Необходимо отметить, что понятие «отключение при росе» означает лишь отключения, происходящие в период, когда на ближайшей метеостанции отмечалось выпадение росы, и отнюдь не означает отключений действительно из-за росы. Корреляционный анализ подтверждает слабую связь между случаями появления росы и отключениями при ней (коэффициент корреляции 0,59 при значимости 2,8), что и следовало ожидать, если роса не является причиной наблюдающихся отключений. Кроме того, установка заградителей от птиц привела к уменьшению количества отключений.

Опыт эксплуатации ВЛ показал, что интенсивность «птичьих» отключений линий 220 кВ может мало отличаться от интенсивности подобных отключений линий 110 кВ, если градиент напряжения на изоляторах ВЛ обоих классов практически одинаков. Однако уменьшение этого градиента, например при работе ВЛ 220 кВ с напряжением 110 кВ, как это иногда бывает в начальной стадии эксплуатации, резко снижает количество отключений из-за птиц, несмотря на неизменную длину гирлянд. Это позволяет объяснить тот факт, что удлинение гирлянд, предпринимаемое эксплуатацией в качестве борьбы с предположительно «грязевыми» отключениями, в действительности сокращает количество отключений из-за птиц.

Отключения из-за ветра. Для отключений из-за ветра оказалась возможной группировка их в серии. Распределение полного количества отключений в каждой серии (рис. 3) отлично от подобной же зависимости для отключений из-за птиц. Кроме показанных на рис. 3, иногда встречались серии с 14—20 отключениями в каждой. Объясняется это различием в характере дефектов, порождающих отключения при усилении ветра. Например, подсечка провода к траверсе приводила к появлению серий с количеством отключений не более 10. В то же время укороченные траверсы, обрывы шлейфов служили причиной возникновения серий с гораздо большим количеством отключений.

Распределение интервалов времени между отключениями в одной серии, представленное интегральной кривой (рис. 4), также свидетельствует о явном различии в характере «ветровых» и «птичьих» серий. Почти 100% ветровых серийных отключений укладывается в двухчасовой интервал, причем около 56% отключений приходится на промежуток времени от 1 до 10 мин.

В табл. 1 даются преимущественные направления ветра, при которых происходят рассматриваемые здесь отключения. Такая избирательность связана с особенностями синоптических процессов над Средней Азией, которые и определяют высокие скорости ветра определенного направления. Групповые

отключения различных ВЛ, как правило, бывают связаны с общим для обширной территории синоптическим процессом, причем в любом случае отключаются лишь линии с дефектами проектирования, монтажа или эксплуатации.

Негабаритные пересечения. Подобные отключения с неуспешным АПВ произошли на линии 110 кВ 16 мая в 15 ч 5 мин, 23 мая — в 14 ч 52 мин и 24 мая — в 14 ч. Перекрытия происходили в месте пересечения с линией 0,4 кВ при повышении температуры до 32—33 °С. Расстояние между нижним проводом ВЛ 110 кВ и верхним проводом линии низкого напряжения не превышало 40 см.

Характерными для подобных отключений являются повреждения в сетях низшего напряжения. Так, при перекрытии в негабаритном пересечении между линией 110 кВ и линией 35 кВ были разрушены вентильные разрядники на одной из подстанций 35 кВ. Одновременное отключение двух линий, как это произошло при перекрытии с ВЛ220 на ВЛ 110 кВ, также соответствует перекрытиям между различными линиями.

Использование признаков табл. 1 позволило установить более точно причины 3163 автоматических отключений, происшедших в 1961—1972 гг. включительно на 46 основных воздушных линиях 110 кВ энергосистемы. Около 86,5% этих отключений было связано непосредственно с самими воздушными линиями. Их грубая классификация на первом этапе, исходя из температуры и влажности воздуха, наличия тумана и мороси, распределения по часам суток и месяцам года, без учета коэффициентов $k_{АПВ}$ выявила следующее: примерно

38,8% отключений произошло из-за птиц, 22,7% — из-за наездов транспорта, 9,0% — из-за перекрытия загрязненной изоляции, 4,8% — из-за ветра и т. д. Для отобранных таким образом отключений были подсчитаны коэффициенты $k_{АПВ}$ и

если для «птичьих» и «ветровых» отключений значение $k_{АПВ}$ оставалось в пределах, приведенных в табл. 1 (0,96 и 0,64 соответственно), то для «грязевых» и «транспортных», будучи равным 0,96 и 0,71, оно явно превышало табличные значения, т. е. в отключения по этим причинам попали отключения, не имевшие к ним отношения.

Потребовалось уточнение, которое было проведено с использованием коэффициента $k_{АПВ}$, для чего в каждой из сомнительных групп были выделены все отключения с неуспешным АПВ и пересчетом получено полное количество отключений. Скорректированное количество отключений из-за транспорта оказалось после этого равным 10,3—12,3%, из-за перекрытия загрязненной изоляции, если взять $k_{АПВ}$ для солончаковых загрязнений, — 0,76—0,88% (для химических загрязнений на уровне 1,7—3,1%). Порядок последних цифр, по-видимому, более близок к реальным значениям, во-первых, потому, что учтенные табл. 2 действительно «грязевые» отключения составляют примерно 0,5% отключений, взятых в основу при данном анализе, и, во-вторых, для линий, где отключения из-за загрязнения изоляции практически невозможны, сорти-

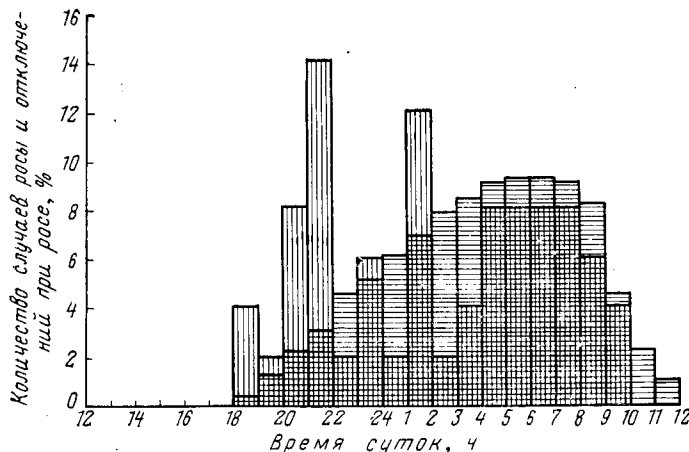


Рис. 5. Распределение повторяемости росы и отключений при росе по времени суток.

Горизонтальная штриховка — роса; вертикальная штриховка — отключения при росе.

ровка без учета $k_{\text{АПВ}}$ дала 10% «грязевых» отключений, что близко к полученной выше подобным же образом величине 9%.

Эти результаты являются дальнейшим уточнением и развитием анализа, приведенного в [Л. 1], где распределение большинства автоматических отключений по неизвестной причине было оценено предположительно. Естественно, что подобный анализ, облегчая выявление причин, отнюдь не исключает, а скорее предполагает перед внедрением специальных мероприятий индивидуальную проверку причин отключений каждой ВЛ с выездом на ее трассу, опросом эксплуатационного персонала, уточнением погодных условий, предшествовавших каждому отключению, и т. д. Очевидно и то, что анализ причин автоматических отключений ВЛ не может быть завершен в полной мере без проведения специальных исследований. Такие исследования ведутся, в частности, на автоматизированных стендах с непрерывной фиксацией метеорологических и электрических параметров, причем было обнаружено частое и резкое снижение относительной влажности воздуха на уровне подвески гирлянд линейных изоляторов по сравнению с влажностью, регистрируемой метеостанциями на стандартном уровне, а также уменьшение интенсивности рособразования с высотой. Ясное представление об условиях, при которых возможны подобные явления, совершенно необходимо при определении причин автоматических отключений ВЛ, классифицируемых в настоящее время как отключения по неизвестной причине. Делается также попытка выявить характерные почвенные и микроклиматические особенности тех весьма ограниченных по территории участков энергосистемы, где действительно периодически наблюдаются перекрытия линейной изоляции из-за солончаковых загрязнений.

Выводы. 1. Причины автоматических отключений ВЛ 110 кВ и выше обладают характерными признаками, позволяющими отличать их друг от друга.

2. Отключениям из-за ветра, загрязнений и птиц присуща явно выраженная серийность, каждая из этих причин имеет свои характерные черты.

3. Коэффициенты успешности АПВ $k_{\text{АПВ}}$, суточных $k_{\text{с}}$ и годовых $k_{\text{г}}$ распределений отключений являются необходимыми элементами анализа.

4. «Грязевым» отключениям присущ, как правило, весьма узкий диапазон значений влажности, небольшой коэффициент $k_{\text{АПВ}}$ (для солончаковых загрязнений) и ограниченный период появления как по месяцам года, так и по часам суток.

5. Маловероятно перекрытие линейной изоляции при постепенном загрязнении ее солончаковой пылью. Все известные в энергосистеме случаи таких перекрытий явились следствием внезапной влажной пыльной бури и последующей высокой относительной влажности воздуха.

6. Роса радиационного происхождения не является опасным метеоэлементом для изоляции при обычно наблюдаемых в Узбекистане интенсивности и проводимости загрязнений. Значительный процент отключений, не увязывающихся ни с какими увлажняющими метеофакторами, свидетельствует о наличии причин, не имеющих отношения к загрязнению изоляции. Можно предполагать, что допускаются серьезные ошибки при обосновании «грязевых» перекрытий за счет увлажнения, когда роса и влажность воздуха менее 90%.

7. Перекрытия из-за крупных птиц в большей мере зависят от градиента напряжения на струе помета и в гораздо меньшей — от длины гирлянды. Есть основание предполагать, что подобные отключения возможны и на ВЛ сверхвысоких напряжений.

8. Дальнейший анализ эксплуатационных данных должен быть направлен на уточнение и выявление дополнительных характерных признаков причин перекрытий и определение действительной доли «грязевых» перекрытий с уточнением характеристик описных загрязнений и увлажнений. Такую работу следует провести в различных районах Советского Союза. Она должна сочетаться с исследованием в полевых условиях находящейся под рабочим напряжением изоляции при обязательном применении специальной регистрирующей аппаратуры.

Список литературы

1. Закиров Н. М. Анализ причин автоматических отключений воздушных линий напряжением 110—220 кВ. — «Электрические станции», 1973, № 4, с. 60—65.
2. Буда Ю. А., Денейко В. А. Опыт эксплуатации изоляции ВЛ 35—220 кВ в районах с загрязненной атмосферой. — «Электрические станции», 1973, № 7, с. 74—75.
3. Малхасьян И. В. Аварии вследствие загрязнения изоляторов атмосферными осадками в системе Донэнерго. — «Электрические станции», 1937, № 9, с. 3—9.
4. Малкин Э. Г. Борьба с перекрытиями изоляторов из-за загрязнений. — «Электрические станции», 1939, № 1, стр. 16—20.
5. Тихонов Н. Ф. Эксплуатация изоляции открытой подстанции в сильно загрязненном районе. — «Электрические станции», 1949, № 3, с. 42.
6. Дьяконенко С. Д., Морозов К. П. Опыт эксплуатации линейной изоляции 35—220 кВ в условиях Узбекистана. — В сб.: Научно-техническая информация Энергосетьпроект. Среднеазиатское отделение. 1972, вып. 7, с. 61—69.
7. Подгорный В. Н., Самчук В. Г. Опыт эксплуатации изоляции высоковольтных линий, расположенных в районах с загрязнениями полевого типа. — «Электрические станции», 1973, № 2, с. 86—87.

[4.4.1974]



УДК 621.311.4.016.3.001.18

Прогноз нагрузок подстанций энергосистем на перспективу 5—10 лет

ПЛОТНИКОВ Э. А.

Душанбе

В условиях эксплуатации энергосистемы возникает необходимость в принятии решения по реконструкции или расширению действующих подстанций 35—220 кВ или сооружению дополнительных разгрузочных подстанций и линий электропередач для усиления электроснабжения отдельных районов.

Выполняемые схемы развития и реконструкции электрических сетей энергосистем охватывают, как правило, пятилетний период времени, перспектива последующих пяти лет рассматривается довольно приблизительно, так как при проектировании развития энергосистемы на срок до 10 лет достаточно надежная информация о нагрузках подстанций полностью или частично отсутствует.

Между тем, в энергосистемах накоплен значительный информационный материал в виде выдаваемых потребителям

электроэнергии технических условий на присоединение к электрическим сетям 6—10 кВ подстанций 35—220 кВ. Применение технических условий, выдаваемых энергосистемой, как информации для прогнозирования нагрузок подстанций на 2—4 года дало положительный результат [Л. 1]. Данная информация может быть использована для прогнозирования нагрузок подстанций на более продолжительные сроки. Следует отметить, что проектными организациями указанная информация частично используется при выполнении схем развития электрических сетей напряжением 35—220 кВ.

Нагрузка подстанции зависит от количества, состава и режимов работы присоединенных к ней потребителей электроэнергии. Обычно энергосистема располагает данными о количестве намечаемых к присоединению к той или иной подстан-

ции потребителей, их установленной мощности (по каждому в отдельности) и году ввода в эксплуатацию. Однако в силу тех или иных причин, носящих в общем случайный характер, не все потребители присоединяются к сетям энергосистемы в указанные в их заявке сроки, кроме того, может меняться в процессе проектирования и строительства их установленная мощность. В связи с этим возникает задача количественной оценки информации, содержащейся в заявках потребителей.

С целью определения возможности применения в прогнозных расчетах на срок до 10 лет информации о выданных технических условиях на присоединение к электрическим сетям был выполнен анализ потока заявок потребителей электроэнергии (или, что то же самое, потока выдаваемых энергосистемой технических условий, так как отказы в выдаче последних практически отсутствуют) по подстанциям 35—220 кВ Таджикистана за последние 8—10 лет. Под потоком заявок в данном случае понимается число поступивших от потребителей электроэнергии запросов за разрешениями на присоединение к электрическим сетям 6—10 кВ одной подстанции за определенный промежуток времени.

Подстанции были выбраны с таким расчетом, чтобы за рассматриваемый промежуток времени в радиусе действия распределительных сетей 6—10 кВ, присоединенных к ним, не было построено разгрузочных подстанций.

В общем случае поток заявок можно представить как реализацию случайного процесса $z(t)$ (рис. 1), равную количеству заявок, поступивших за промежуток времени $(0-t)$. По значениям параметров потока заявок λ [отношение количества поступивших заявок за промежуток времени $(0-t)$ к длине этого промежутка] и S (средняя установленная мощность, указанная в заявке потребителя, в дальнейшем называемая «мощностью заявки» и равная суммарной установленной мощности заявок, поделенной на их количество) подстанции можно разделить на четыре группы (табл. 1).

Из рис. 2, где показана динамика изменения S для различных групп подстанций в зависимости от длины промежутка времени, видно, что значение S стремится к установившемуся значению при $t \geq 4-6$ лет. На рис. 3 приведены зависимости S за 10 лет от числа поступающих за этот же период заявок по характерным подстанциям 1—4 групп, указывающие на наличие тенденции к установившемуся значению S при росте числа заявок.

Анализ времени реализации поступающих заявок t_p (промежуток времени с момента получения технических условий до присоединения потребителя к электрическим сетям подстанции) показал зависимость его от установленной мощности

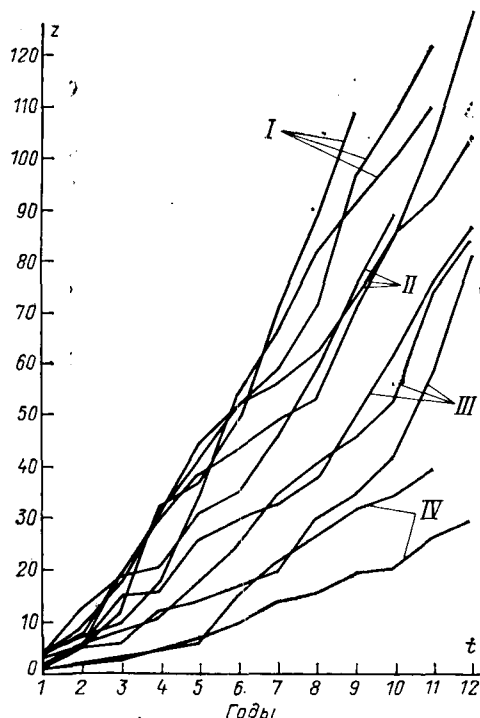


Рис. 1. Реализация случайного процесса $z(t)$ для четырех групп подстанций.

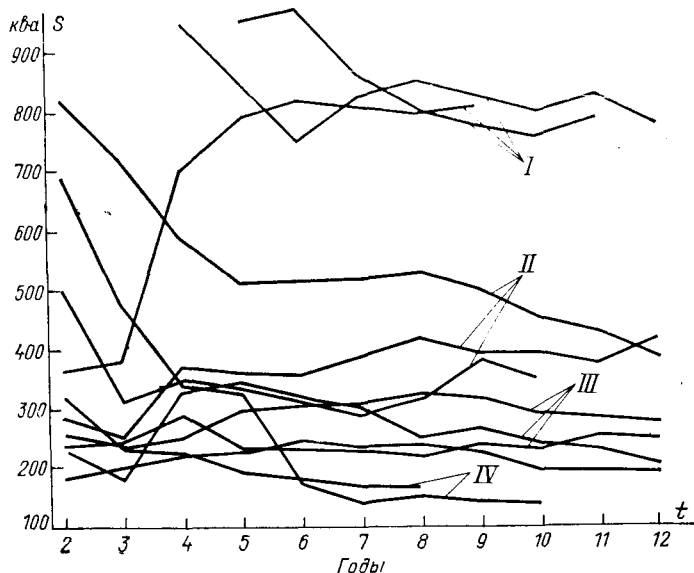


Рис. 2. Динамика изменения средней установленной мощности заявок для четырех групп подстанций в зависимости от длины рассматриваемого промежутка времени.

S_p , указанной в заявке потребителя. Значение t_p находится в пределах 0—8 лет при значениях $S_p = 100-7000$ кВ·а, зависимость $t_p = f(S_p)$ может быть выражена формулой (рис. 4)

$$t_p = 8S_p / (0,8 + S_p), \quad (1)$$

где S_p — в тыс. кВ·а, t_p — в годах.

Формула (1) показывает, что с ростом S_p значение t_p увеличивается, стремясь к установившемуся значению, равному 8 годам. Данные рис. 4 получены после обработки заявок и актов ввода в эксплуатацию электроустановок потребителей электроэнергии, сгруппированных по S_p (в каждую группу включалось не менее 15—20 объектов).

Таблица 1

Группа подстанций	Параметры, характеризующие принадлежность к группе		
	Средние данные за период 6—10 лет		Место расположения подстанции
	λ , 1/год	S , кВ·а/1	
1	15—25	800—1000	Города с населением более 100 тыс. чел.
2	8—20	300—650	Города с населением от 20 до 100 тыс. чел.
3	4—10	250—350	Поселки городского типа, райцентры с населением до 15—20 тыс. чел.
4	3—7	150—200	Сельская местность

В общем потоке заявок заявки мощностью 100—800 кВ·а в значительной степени преобладают над заявками мощностью более 800 кВ·а по количеству.

Время реализации первых в несколько раз меньше вторых (рис. 4).

Для характеристики потока заявок необходимо хотя бы качественно рассмотреть, какими свойствами он обладает. Систему «потребитель — энергосистема — подстанция» будем рассматривать как систему массового обслуживания без отказов в обслуживании, полагая, что число точек присоединения электроустановок потребителей к электрическим сетям не ограничивается, так как отказы в выдаче разрешений на присоединение практически отсутствуют.

Примерно линейный характер функции $z(t)$ (рис. 1) за последние 8—10 лет позволяет применить для расчета среднего числа заявок $\bar{k}$, поступивших за промежуток времени $(0-t)$, формулу вида

$$\bar{k} = \lambda t. \quad (2)$$

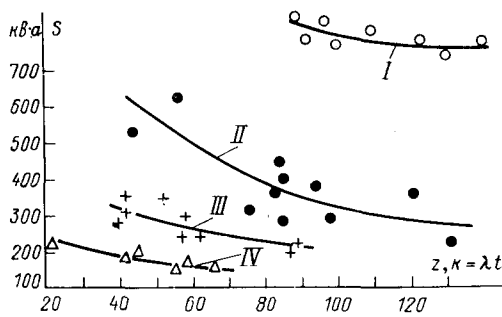


Рис. 3. Зависимость средней установленной мощности заявок от числа их поступления за промежуток времени 10 лет для подстанций четырех групп.

В таком случае можно считать, что поток заявок обладает свойством стационарности [Л. 2 и 3].

С заявками на электроснабжение в энергосистему обращается большое число потребителей, часто не связанных между собой общностью вопросов электроснабжения и очередностью строительства. Доля таких потребителей велика еще и по той причине, что территория, обслуживаемая подстанцией, составляет сотни квадратных километров, на которой расположены объекты народного хозяйства. Число таких объектов может быть достаточно большим. В масштабе энергосистемы и районов, питаемых от подстанций, характер потока заявок в незначительной степени зависит от числа ранее поступивших заявок, что позволяет приближенно считать поток заявок обладающим свойством отсутствия последствия. Из практики работы с заявками потребителей известно, что вероятность поступления за малый промежуток времени более одной заявки от одного потребителя очень мала, т. е. можно считать, что поток заявок обладает свойством ординарности.

Приведенные соображения позволяют в первом приближении характеризовать поток заявок как простейший поток, т. е. такой, для которого число заявок, поступивших в промежуток времени $(0-t)$, распределено по закону Пуассона с параметром λt [Л. 2 и 3]:

$$V_k = \frac{(\lambda t)^k}{k!} e^{-\lambda t}, \quad (3)$$

где V_k — вероятность поступления ровно k заявок за промежуток времени $(0-t)$; λ — параметр потока заявок, равный математическому ожиданию числа заявок за промежуток времени $(0-t)=1$, и определяемый из выражения:

$$\lambda = M[\lambda] = M[k]/t. \quad (4)$$

Принимаем распределение времени реализации заявки t_p по закону, близкому к показательному:

$$F(t) = 1 - \exp(-vt). \quad (5)$$

Параметр v , входящий в показательный закон распределения, имеет простой физический смысл: величина, обратная ему, является математическим ожиданием времени реализации одной заявки $(1/v = \bar{t}_p)$.

Обработка имеющихся в энергосистеме данных показала, что $\bar{t}_p = 2-4$ года. Это же вытекает и из рис. 4 при $S = 150-800$ кв.а.

Вероятность того, что в году t ожидают подключения k потребителей электроэнергии, объекты которых находятся в стадии проектирования, строительства, определяется из выражения [Л. 2 и 3]:

$$p_k(t) = \frac{1}{k!} \left(\frac{\lambda}{v} \right)^k (1 - e^{-\lambda t})^k e^{-\frac{\lambda}{v}(1 - e^{-\lambda t})}. \quad (6)$$

При большом промежутке времени можно считать $p_k(t)$ не зависящим от t , так как $v > 0$ и $e^{-\lambda t}$ при $t = \infty$ равно нулю. В этом случае

$$p_k(t) = p_k = \frac{1}{k!} \left(\frac{\lambda}{v} \right)^k e^{-\frac{\lambda}{v}}. \quad (7)$$

Согласно [Л. 2 и 3] среднее число потребителей, подавших заявки и ожидающих подключения в момент времени t ,

$$M = \sum_{k=1}^{\infty} k p_k(t) = \frac{\lambda}{v} (1 - e^{-\lambda t}). \quad (8)$$

Параметры, входящие в формулы (6)–(8), описаны выше. Если за промежуток времени $(0-t)$ поступило $k = \lambda t$ заявок (2), из которых M ожидают подключения, то число подключенных потребителей

$$k_n = \lambda t - M. \quad (9)$$

При подстановке M из (8) и $v = 1/\bar{t}_p$ получим:

$$k_n = \lambda [t - \bar{t}_p (1 - e^{-t/\bar{t}_p})]. \quad (10)$$

При прогнозе развития нагрузок подстанций можно рассматривать различные стратегии развития районов расположения их при $\lambda = \text{var}$, $\bar{t}_p = \text{var}$, $S = \text{var}$. По значениям λ , $\bar{t}_p$, S можно определить суммарную установленную мощность потребителей электроэнергии S_{Σ} , которые могут быть подключены к сетям 6–10 кв данной подстанции в промежутке времени $(0-t)$. Зная коэффициент спроса k_o (отношение максимальной нагрузки потребителей электроэнергии к их установленной мощности) и коэффициент попадания в максимум нагрузки подстанции k_m (отношение нагрузки, попадающей в максимум подстанции, к максимальной нагрузке потребителя), можно определить максимальную нагрузку подстанции в году t при известной нагрузке ее в начальный период $t=0$.

Выражение для определения нагрузки подстанции в году t можно записать в виде

$$P(t) = P_o(t) + \sum_{i=1}^{i=k} \gamma_i \delta_i k_{mi} k_{ci} k_{\phi i} S_i, \quad (11)$$

где $P(t)$ — максимальная нагрузка на шинах 6–10 кв в году t , тыс. квт; $P_o(t)$ — максимальная нагрузка существующих потребителей, присоединенных к подстанции, при неизменной установленной мощности их в году t , тыс. квт; γ_i — коэффициент реализации заявок, характеризующий реальность присоединения i -го потребителя к подстанции в промежутке времени $(0-t)$, принимающий значения от 0 до 1 и равный отношению фактически присоединенной установленной мощности в году t к заявленной мощности, о. е.; δ_i — коэффициент прироста нагрузки i -го потребителя при неизменной присоединенной установленной мощности его, о. е./год; k_{mi} — коэффициент попадания максимума нагрузки i -го потребителя в максимум нагрузки подстанции, о. е.; k_{ci} — коэффициент спроса установленной мощности i -го потребителя, о. е.; $k_{\phi i} = \cos \phi$ i -го потребителя в период максимума нагрузки подстанции; S_i — установленная мощность i -го потребителя, указанная в заявке, тыс. кв.а; $i = 1, 2, 3, \dots, k$ — номера потребителей, подавших заявки и получивших разрешение на присоединение к электрическим сетям (шинам) данной подстанции в промежутке времени $(0-t)$.

Обозначая

$$k_{mi} k_{ci} k_{\phi i} = \alpha_i, \quad (12)$$

получаем:

$$P(t) = P_o(t) + \sum_{i=1}^{i=k} \gamma_i \delta_i \alpha_i S_i. \quad (13)$$

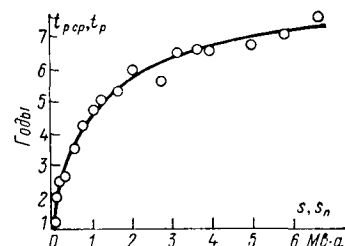


Рис. 4. Зависимость времени реализации заявок от их средней установленной мощности.

Рассмотрим отдельно составляющие правой части (13):

$$P_0(t) = P_0 + \Delta P_0(t), \quad (14)$$

где P_0 — максимальная нагрузка подстанции в году $t=0$, тыс. квт, $\Delta P_0(t)$ — прирост к году t нагрузки потребителей электроэнергии, присоединенных к подстанции на начало рассматриваемого промежутка времени при неизменной установленной мощности их, тыс. квт.

Анализ показал, что в рассматриваемом случае при $t \geq 4$ $P_0(t) \approx 1,16 P_0$.

Прирост нагрузки, связанный с присоединением дополнительных потребителей к шинам 6—10 кв подстанции, другими словами, прирост нагрузки, связанный с увеличением присоединенной к шинам 6—10 кв трансформаторной мощности и мощности высоковольтных двигателей потребителей, можно записать в виде:

$$\sum_{i=1}^{i=k} \delta_i \gamma_i \alpha_i S_i = \delta \gamma \alpha \sum_{i=1}^{i=k} S_i, \quad (15)$$

где

$$\delta = \frac{\sum \delta_i S_i}{\sum S_i}; \quad \gamma = \frac{\sum \gamma_i S_i}{\sum S_i}; \quad \alpha = \frac{\sum \alpha_i S_i}{\sum S_i}.$$

В результате обработки данных было получено, что при числе реализованных заявок 45—60 с достаточной точностью можно принять $\gamma = \bar{\gamma}_i$ ($\bar{\gamma}_i$ — математическое ожидание γ_i), $\alpha = \bar{\alpha}_i$ ($\bar{\alpha}_i$ — математическое ожидание α_i), $\delta = 1,16$. Анализ γ_i и α_i показал, что они распределены по закону, близкому к нормальному. Исходя из формул (8)—(10), (15), можно записать:

$$\delta \gamma \alpha \sum_{i=1}^{i=k} S_i = \delta \gamma \alpha S \left[\lambda t - \frac{\lambda}{\gamma} (1 - e^{-\gamma t}) \right]. \quad (16)$$

На основании рис. 3 при значениях $k = \lambda t < 50$ $S = f(k)$, однако для больших промежутков времени при $k > 50$ можно принять $S = \text{const}$ для данной группы подстанций.

Ранее [Л. 1] было определено значение $\gamma = 0,548 \pm 0,069$ по данным за 1961—1967 гг. по 23 подстанциям, по данным за 1968—1971 гг. $\bar{\gamma} = 0,565$. При этом практически можно принять, что γ не зависит от группы, к которой относится подстанция. Значение α изменяется в пределах 0,15—0,5 и зависит от группы, к которой относится подстанция; для 1, 2, 3, 4 групп подстанций можно соответственно принять следующие значения: $0,5 \pm 0,05$; $0,35 \pm 0,04$; $0,25 \pm 0,03$; $0,18 \pm 0,02$.

По изложенным выше результатам анализа потока заявок и его параметров может быть построена модель прогноза нагрузок подстанций по следующему принципу:

1. По данным анализа потока заявок, поступающих от потребителей электроэнергии на присоединение к данной подстанции за прошедший период 5—6 лет и возможному народнохозяйственному развитию электроснабжения от подстанции принимается значение λ .

2. По значению k , равного λt , где t — прогнозируемый период, определяется значение S из рис. 3.

3. По значению S определяется t_p из рис. 4.

4. Среднее число заявок, возможных к реализации в промежутке времени $(0-t)$, определяется по формуле (10).

5. Оценка максимальной мощности подстанции к моменту времени t производится по формуле

$$P(t) = 1,16 \{P_0 + \gamma \alpha \lambda S [t - t_p (1 - e^{-\gamma t/t_p})]\}. \quad (17)$$

Входящие в (17) параметры описаны выше.

При выводе формул (9), (10) и (17) использован тот факт, что для простейшего потока заявок вероятность поступления в течение промежутка времени длительности t точно k заявок достигает наибольшего значения при $t = k/\lambda$.

При подстановке в (17) значений γ , α , λ , выраженных через вероятные значения этих параметров, может быть построена вероятностная модель прогноза нагрузки подстанции, по которой могут быть даны доверительные границы значений нагрузки подстанции.

Возможность использования (17) для прогноза нагрузок была проверена для 10 подстанций энергосистемы, не попавших в выборку, по которой оценивались компоненты этой формулы. При реализации модели по (17) был принят следую-

Таблица 2

Подстанция	Год ввода в эксплуатацию/интервал упреждения в годах	Группа	Диапазон возможных значений нагрузки, Мвт	Среднее значение нагрузки, Мвт	Фактическая нагрузка в 1973 г., Мвт	Ошибка по отношению к среднему значению, %
1	1965/8	2	5,4—7,7	6,6	6,0	+10,0
2	1963/10	3	2,2—4,4	3,3	3,0	+10,0
3	1961/12	3—2	6,1—8,4	7,2	7,5	—4,1
4	1959/14	3—2	5,8—9,8	8,3	7,0	+18,4
5	1961/12	3	2,7—5,2	3,9	4,0	—2,5
6	1966/7	4	0,9—1,44	1,2	1,2	0,0
7	1966/7	2	5,4—7,7	6,6	6,0	+10,0
8	1961/12	4	1,4—2,2	1,8	2,2	—22,0
9	1967/6	4	0,5—0,86	0,68	0,6	+11,3
10	1967/6	2	3,9—5,8	4,8	4,5	+6,5

Примечание. В таблице приведены значения зимних максимальных нагрузок.

щий вид исходных уравнений, связывающих между собой параметры, характеризующие поток заявок,

$$\lg S_j = a_j + b_j \lg(\lambda_j t);$$

$$t_{pj} = \frac{8S_j}{1000 \left(0,8 + \frac{S_j}{1000}\right)};$$

$$\gamma_j = C_j + d_j t;$$

$$\alpha_j = f_j + h_j t,$$

где j — группа подстанций ($j=1, 2, 3, 4$); S_j — в кв.а; t , t_{pj} — в годах; γ_j , α_j — в о. е.; a_j , b_j , c_j , d_j , f_j , h_j — постоянные коэффициенты, о. е.

Результаты расчетов для 10 подстанций при $P_0=0$ приведены в табл. 2.

Ошибка во всех случаях меньше 50% диапазона отклонений стандартной шкалы мощностей трансформаторов. Прогноз в среднем тем точнее, чем меньше интервал упреждения.

На рис. 5 показана номограмма для определения $P(t)$ при $P_0=0$ для 1—3 групп подстанций.

Анализ показывает, что развитие народного хозяйства в районах расположения подстанций, входящих в выделенные четыре группы, протекает внутри этих групп примерно одинаково.

Изложенная методика расчета нагрузок подстанций вместе с методом экспертных оценок (выбор стратегии) дает результаты, близкие к действительным.

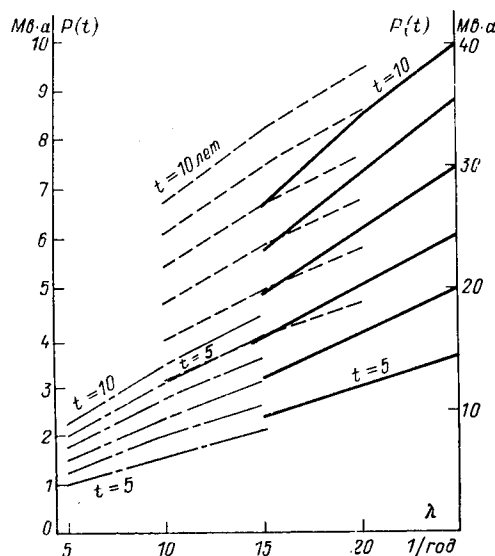


Рис. 5. Номограмма для определения нагрузок на шинах 6—10 кв подстанций при $P_0=0$.

— первая группа подстанций, правая шкала; — — — вторая группа подстанций, левая шкала; — · — · — третья группа подстанций, левая шкала.

По предлагаемой методике может быть рассчитана и суммарная максимальная нагрузка узловой подстанции при электроснабжении от нее на среднем напряжении других подстанций по формуле:

$$P_{\Sigma}(t) = \sum_{j=1}^n k_{mj} P_j(t),$$

где $P_{\Sigma}(t)$ — суммарная нагрузка узловой подстанции, тыс. *квт*; $P_j(t)$ — максимальная нагрузка на шинах 6—10 *кв* j -й подстанции, включая узловую, тыс. *квт*; k_{mj} — коэффициент совмещения максимума нагрузки j -й подстанции, равный отношению собственной максимальной нагрузки к нагрузке подстанции в час совмещенного максимума нагрузки узловой подстанции, *о. е.*, изменяется в пределах 0,8—1,0; $j=1, 2, 3, \dots, n$ — число подстанций.

Выводы. 1. Исследование параметров потока заявок потребителей электроэнергии на получение технических условий от энергосистемы для проектирования схем электроснабжения от подстанций 35—220 *кв* позволило установить, что поток заявок достаточно точно характеризуется значениями λ и S .



УДК 621.313.323.001.24

Электромагнитный момент синхронно-реактивных электродвигателей с электромеханической редукцией скорости

Канд. техн. наук ВАРЛЕЙ В. В.

Москва

Применение электродвигателей с электромеханической редукцией скорости позволяет существенно упростить схему электропривода, повысить его работоспособность, надежность, быстродействие и функциональную точность. Сущность электромеханического способа редукции скорости состоит в том, что посредством электромагнитных сил, создаваемых электромашиным устройством, воздействующим на промежуточное звено механической передачи, минуя первичное быстроходное звено.

К рассмотренному классу электрических машин относятся электродвигатели с катящимся ротором (ДКР) и электродвигатели с волновым ротором (ВД). При этом различают машины синхронного (с электромагнитным или магнитоэлектрическим возбуждением) и синхронно-реактивного типа. Последние характеризует относительная простота конструкции, что в ряде случаев делает их наиболее предпочтительными.

В электродвигателях с электромеханической редукцией скорости изменение проводимости рабочего зазора жестко связано с частотой напряжения питания обмотки якоря, причем в синхронно-реактивных ДКР изменение проводимости рабочего зазора происходит с двойной синхронной скоростью, а в синхронно-реактивных ВД — с синхронной скоростью. Гармоники индукции магнитного поля якоря перемещаются вдоль расточки активной зоны и обуславливают наведение в обмотке э. д. с. частоты питающей сети, что соответствует основному процессу электромеханического преобразования.

В электродвигателях отсутствуют быстровращающиеся элементы, обладающие большой кинетической энергией; это обеспечивает существенное улучшение динамических свойств электропривода. Принципиально малое значение «приведенного момента инерции ротора» определяет хорошие пусковые свойства при номинальной частоте питающей сети синхронных электродвигателей с электромеханической редукцией скорости. Улучшение динамических свойств и повышение частотного предела двигателей может быть реализовано путем выполнения конструкции с «расщепленной» магнитной системой [Л. 1 и 7].

Исследованию рабочих процессов в синхронно-реактивных машинах посвящен ряд работ. Задача в основном сводилась к определению электромагнитного момента и решалась при некоторых ограничениях для машин того или иного типа.

В [Л. 1] рассмотрена качественная сторона процесса; в [Л. 2 и 3] анализируются реактивные ДКР с «сосредоточенной магнитной системой», причем не учитываются высшие гармоники проводимости зазора и линейной нагрузки; результаты исследования [Л. 4 и 5] не распространяются на машины с «расщепленной» магнитной системой; в [Л. 6] не учтены

2. Потоку заявок, поступающему на подстанцию, можно приписать свойства простейшего потока с параметром λ , так как при этом получается достаточная точность прогнозных расчетов нагрузок.

3. Для прогноза нагрузок подстанций может быть построена модель, использующая результаты выполненного анализа и основанная на применении элементов теории массового обслуживания.

Список литературы

1. Плотноков Э. А. Прогнозирование максимальных нагрузок подстанций 35—220 *кв* энергосистем. — «Труды Таджикского НИОЭ», т. 4. г. Душанбе, 1973.

2. Гнеденко В. В. Курс теории вероятностей. М., «Наука», 1969.

3. Мелентьев Е. К., Усов Л. В. Элементы теории массового обслуживания и применение метода статистического моделирования в экономических расчетах. Куйбышевский плановый институт, 1966.

[11.7.1974]

высшие гармоники проводимости зазора и принципиальная возможность «перекрестного электромагнитного взаимодействия систем»; в [Л. 7] проведено исследование реактивного ВД при ограниченном «расщеплении» (число зубцов в фазной зоне равно 2); в [Л. 8] рассмотрена задача при произвольном «расщеплении» магнитной системы ДКР, однако не учтены высшие гармоники проводимости рабочего зазора. Отметим, что в [Л. 8 и 9] показана возможность пренебрежения величиной «перекрестного взаимодействия систем» при определении электромагнитного момента ДКР с «расщепленной» магнитной системой.

Ниже определяется электромагнитный момент синхронно-реактивных ДКР и ВД при произвольном «расщеплении» магнитной системы и учете полных спектров линейной нагрузки якоря и проводимости рабочего зазора. При решении задачи используются общепринятые допущения: магнитная проницаемость стали достаточно велика, пазовые щели относительно малы (ферромагнитные поверхности рабочей зоны «гладкие»), магнитное поле рабочего зазора плоскопараллельное, поле рассеяния, вихревые токи и гистерезис не оказывают существенного влияния на рабочие процессы.

Линейная плотность тока обмотки якоря (линейная нагрузка якоря). В «расщепленной» магнитной системе катушки фазы расположены на отдельных зубцах и образуют *н. с.* чередующейся полярности. В трехфазных синхронно-реактивных ДКР каждая фаза имеет одну зону, которая занимает дугу по расточке, соответствующую углу $2\pi/3$ *рад*. В синхронно-реактивных ВД обмотка каждой фазы содержит две зоны, расположенные диаметрально, т. е. смещенные на π *рад*. «Расщепление» магнитной системы электрических машин рассматриваемого типа определяется числом зубцов или катушек, входящих на одну зону каждой фазы.

Поскольку для линейной плотности тока якоря на поверхности расточки активной зоны электрической машины, так же как и для *н. с.*, применим принцип суперпозиции [Л. 10], то результирующую линейную нагрузку обмотки якоря можно определить как сумму линейных нагрузок отдельных катушек.

Если по катушке протекает ток, мгновенное значение которого равно $i = \sqrt{2} I \cos \Omega t$, то линейная нагрузка может быть представлена спектром пульсирующих волн:

$$a_k = \sum_{n=1}^{\infty} 1,8 \frac{I \omega}{D_1} \sin \frac{n \gamma_z}{2} \sin n \alpha \cos \Omega t, \quad (1)$$

где w — число витков в катушке; D_1 — диаметр расточки активной зоны; $\gamma_z = \frac{2\pi}{kmz}$ — зубцовое деление; k — число зон в фазе ($k=1$ для ДКР, $k=2$ для ВД); m — число фаз обмотки; z — число зубцов в зоне каждой фазы; α — текущая угловая координата, отсчитываемая от середины зубца.

Приведенный спектр содержит гармоники, порядок которых в общем случае определяется натуральным рядом чисел.

Представив пульсирующий спектр волн линейной нагрузки каждого зубца в виде суммы спектров волн прямого и обратного следования, выполнив сложение в случае симметричного m -фазного питания, получим выражение результирующей линейной нагрузки якоря с «расщепленной» магнитной системой в виде:

$$a_\alpha = \sum_{n=1}^{\infty} A_{zn} \sin \left[n\alpha \mp \Omega t - \frac{z-1}{2} (n\gamma_z - \pi) \right], \quad (2)$$

где

$$A_{zn} = A k_{06zn}; \quad A = \frac{0,9mwk}{D_1} I;$$

$$k_{06zn} = k_{yn} k_{zn}; \quad k_{yn} = \sin \frac{n\gamma_z}{2};$$

$$k_{zn} = -\sin \frac{z}{2} (n\gamma_z - \pi) \frac{1}{\cos \frac{n\gamma_z}{2}}.$$

Будем называть k_{06zn} коэффициентом обмотки n -й гармоники машины с «расщепленной» магнитной системой.

Отметим, что спектр вращающихся волн линейной нагрузки якоря содержит для реактивного ДКР четные и нечетные гармоники, а для реактивного ВД — только нечетные, причем при трехфазном симметричном питании гармоники, кратные трем, отсутствуют.

Индукция магнитного поля рабочего зазора. Магнитная индукция в α -м рабочем зазоре, обусловленная n -й гармоникой линейной нагрузки якоря, равна:

$$B_{an} = \frac{\mu_0}{\delta_\alpha} \left(\int_0^\alpha a_{an} \frac{D_1}{2} d\alpha - F_{0n} \right), \quad (3)$$

где μ — магнитная постоянная; F_{0n} — н. с., приходящаяся на зазор, положение которого соответствует началу отсчета текущей угловой координаты, и определяемая из условия непрерывности магнитного потока.

Значение α -го рабочего зазора равно:
для ДКР

$$\delta_\alpha = \delta [1 - \varepsilon \cos (\alpha + 2\Omega t + \beta)]; \quad (4)$$

для ВД

$$\delta_\alpha = \delta [1 - \varepsilon \cos 2 (\alpha - \Omega t + \beta)], \quad (5)$$

где δ — средний зазор между ротором и статором; ε — относительный эксцентриситет положения ротора ДКР или относительная амплитуда деформации гибкого ротора ВД; β — угол, характеризующий относительное положение минимального зазора и волны линейной нагрузки ($n=1$).

С учетом (2) — (5) и соотношения $\int_0^{2\pi} B_\alpha d\alpha = 0$ получим:
для ДКР

$$B_{an} = -\frac{\mu_0 A_{zn} D_1}{2\delta n} \frac{\cos \left(n\alpha \mp \Omega t - n\gamma'_z + \frac{z-1}{2} \pi \right) - k_n}{1 - \varepsilon \cos (\alpha + 2\Omega t + \beta)}, \quad (6)$$

где

$$k_n = \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon} \right)^n \cos \left[(2n \pm 1) \Omega t + n\beta + n\gamma'_z - \frac{z-1}{2} \pi \right];$$

$$\gamma'_z = \frac{z-1}{2} \gamma_z;$$

для ВД

$$B_{an} = -\frac{\mu_0 A_{zn} D_1}{2\delta n} \frac{\cos \left(n\alpha \mp \Omega t - n\gamma'_z + \frac{z-1}{2} \pi \right)}{1 - \varepsilon \cos 2 (\alpha - \Omega t + \beta)}. \quad (7)$$

Электромагнитный момент реактивного ДКР. В соответствии с законом электромагнитной силы момент в электрической машине равен:

$$M = \frac{LD_1^2}{4} \int_0^{2\pi} B_\alpha a_\alpha d\alpha, \quad (8)$$

где L — осевая длина активной зоны.

С учетом (2), (6) и (8) электромагнитный момент реактивного ДКР, обусловленный взаимодействием магнитной индукции (соответствующей n -й гармонике линейной нагрузки) с током якоря (соответствующим k -й гармонике линейной нагрузки), равен:

$$M_{nk} = c_{nk} \frac{1}{\sqrt{1 - \varepsilon^2}} \left[\left(\frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon} \right)^{|k-n|} - \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon} \right)^{k+n} \right] \sin [(2k \pm 1) \Omega t - (2n \pm 1) \Omega t + (k-n) \beta], \quad (9)$$

где

$$c_{nk} = \frac{\pi \mu_0 \lambda D_1^4 A_{zn} A_{zk}}{8\delta n};$$

$$\beta_z = \beta + \gamma'_z, \quad \lambda = \frac{L}{D_1}.$$

Верхний знак в (9) соответствует гармоникам прямого следования (1, 4, 7, 10 ...), а нижний — гармоникам обратного следования (2, 5, 8, 11 ...).

Из (9) следует, что среднее значение моментов за период не равно нулю, если $2k \pm 1 - 2n \mp 1 = 0$, что возможно при $|k-n|=1$. С учетом последнего результирующий электромагнитный момент реактивного ДКР представим в виде:

$$M = \frac{\pi \mu_0 \lambda D_1^4 A^2}{8\delta} \frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon \sqrt{1 - \varepsilon^2}} k'_z \sin \beta_z, \quad (10)$$

где

$$k'_z = \sum_{v=1, 4, 7, 10 \dots} \frac{k_{06zv} k_{06z(v+1)}}{v(v+1)} \left[1 - \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon} \right)^{2v} \right].$$

Выражение (10) справедливо для любого z и согласуется с результатами, полученными в [Л. 4] для синхронно-реактивного ДКР без «расщепления», т. е. для $z=1$.

Если исключить из рассмотрения высшие гармоники проводимости рабочего зазора (учитывать лишь постоянную составляющую и первую гармонику), то выражение электромагнитного момента получим в виде:

$$M = \frac{\pi \mu_0 \lambda D_1^4 A^2}{8\delta} \frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon \sqrt{1 - \varepsilon^2}} k''_z \sin \beta_z, \quad (11)$$

где

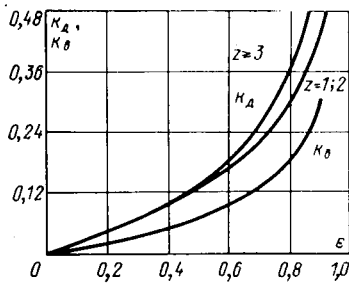
$$k''_z = \sum_{v=1, 4, 7, 10 \dots} \frac{k_{06zv} k_{06z(v+1)}}{v(v+1)} \approx 0,45.$$

Выполнив преобразования, можно показать, что численные значения по (11) совпадают с соответствующими значениями из [Л. 6].

Выражение (10) учитывает полный спектр гармоник проводимости рабочего зазора, поэтому значения моментов, определенные согласно (10) и (11) будут несколько различаться ($k''_z \neq k'_z$). Последнее практически имеет место лишь при $z=1$; 2 и обусловлено возрастанием относительного влияния гармоник низкого порядка, следовательно, множителя

$$1 - (1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2})^{2v} \varepsilon^{-2v}.$$

В машине с «расщепленной», магнитной системой при $z \geq 3$ электромагнитный момент в основном определяется магнитными полями, соответствующими высшим гармоникам



Коэффициенты электромагнитного момента синхронно-реактивных ДКР (k_d) и ВД (k_b).

линейной нагрузки (большие значения ν). Вследствие этого при $z \geq 3$ имеем $k'_d \approx k''_d \approx 0,45$, что согласуется с результатами [Л. 8].

На рисунке представлены значения коэффициента электромагнитного момента реактивного ДКР в функции относительного эксцентриситета положения ротора для различных z .

$$k_d = k'_d \frac{1 - \sqrt{1 - \epsilon^2}}{\epsilon \sqrt{1 - \epsilon^2}}.$$

Значения коэффициента, характеризующего электромагнитный момент, не зависят от числа зубцов в фазной зоне при $z \geq 3$. Для $z < 3$ соответствующие значения коэффициента несколько уменьшаются.

Электромагнитный момент реактивного ВД. С учетом (2), (7) и (8) электромагнитный момент, обусловленный взаимодействием магнитной индукции (соответствующей n -й гармонике линейной нагрузки) с током якоря (соответствующим k -й гармонике линейной нагрузки), равен:

$$M'_{nk} = c_{nk} \frac{1}{\sqrt{1 - \epsilon^2}} \left\{ \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \epsilon^2}}{\epsilon} \right)^{\frac{|k-n|}{2}} \sin[(n \mp 1)\Omega t - (k \mp 1)\Omega t - (n - k)\beta_z] - \right. \\ \left. - \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \epsilon^2}}{\epsilon} \right)^{\frac{k-n}{2}} \sin[(n \mp 1)\Omega t - (n + k)\beta_z + (z - 1)\pi] \right\}. \quad (12)$$

Из (12) следует, что среднее значение момента за период не равно нулю, если: а) $n \mp 1 + k \mp 1 = 0$, что возможно при $n = k = 1$; б) $n \mp 1 - k \pm 1 = 0$, что возможно при $(n - k) = 2$, причем n и k в трехфазной системе не являются числами, кратными трем.

С учетом последнего результирующий электромагнитный момент реактивного ВД представим в виде:

$$M = \frac{\pi \mu_0 \lambda D_1^4 A^2}{8\delta} \frac{1 - \sqrt{1 - \epsilon^2}}{\epsilon \sqrt{1 - \epsilon^2}} k'_b \sin 2\beta_z, \quad (13)$$

где

$$k'_b = \pm k_{0z1}^2 + 2 \sum_{\nu=5, 11, 17, \dots} \frac{k_{0z\nu} k_{0bz} (\nu + 2)}{\nu (\nu + 2)},$$

причем верхний знак соответствует нечетным значениям z , а нижний — четным.

Выражение (13) справедливо для любого числа зубцов в фазной зоне ВД, т. е. для любого «расщепления», и согласуется с выражениями, приведенными в [Л. 5] для машины «без расщепления» и в [Л. 7] для $z = 2$.

На рисунке представлены значения коэффициента электромагнитного момента реактивного ВД в функции относительной амплитуды деформации гибкого ротора

$$k_b = k'_b \frac{1 - \sqrt{1 - \epsilon^2}}{\epsilon \sqrt{1 - \epsilon^2}}.$$

Отметим, что коэффициент k'_b практически не зависит от z и примерно равен 0,225. Следовательно, электромагнитный момент при неизменной величине ампер-витков в фазе будет уменьшаться пропорционально z^2 .

Выводы. 1. При $\epsilon = 0$ (отсутствии эксцентриситета положения ротора ДКР или отсутствии деформации гибкого ротора ВД) электромагнитный момент в машине равен нулю и электрохимическое преобразование невозможно.

2. При заданном числе ампер-витков фазы можно считать, что максимальный электромагнитный момент изменяется обратно пропорционально z^2 . Отклонение от указанной зависимости имеет место в ДКР при $z = 1$ и 2.

3. С увеличением «расщепления» возрастает относительное влияние высших гармоник линейной нагрузки на электромагнитный момент.

4. Пренебрежение высшими гармоническими проводимости рабочего зазора синхронно-реактивного ДКР приводит при расчете к завышению значения момента при $z = 1$ и 2.

5. При расчете момента синхронно-реактивного ДКР с «расщеплением» перекрестное электромагнитное взаимодействие систем практически не проявляется, если кривая проводимости зазора аппроксимирована постоянной составляющей и 1-й гармоникой.

6. При $\epsilon = 1$ значения коэффициентов формально обращаются в бесконечность, что обусловлено пренебрежением конечным значением магнитного сопротивления стали магнитопровода. При определении электромагнитного момента особенно в зоне больших значений ϵ в машинах рассматриваемого типа необходимо учитывать падение магнитного потенциала в стальных участках магнитопровода посредством введения «расчетного значения ϵ », которое меньше «геометрического значения» [Л. 3 и 11].

Список литературы

1. Наний В. П. Электрические двигатели с катящимся ротором повышенной частоты. — В кн.: Труды II Всесоюзной конференции по бесконтактным электрическим машинам. Рига, изд. ВНИИЭМ, 1966, ч. 1.
2. Варлей В. В. О принципе действия и использовании синхронно-реактивного двигателя с катящимся ротором. — «Электротехника», 1968, № 4.
3. Бертинов А. И., Варлей В. В. Электрические машины с катящимся ротором. М., «Энергия», 1969.
4. Попов Д. А. Электромагнитный момент синхронного реактивного двигателя с катящимся ротором. — «Электричество», 1970, № 8.
5. Попов Д. А. Электромагнитный момент волновых электродвигателей с вращающимся магнитным полем. — «Электричество», 1971, № 11.
6. Бертинов А. И., Варлей В. В. Электромагнитный момент синхронно-реактивного двигателя с катящимся ротором с расщепленным магнитопроводом. — «Электротехника», 1971, № 2.
7. Бертинов А. И., Колосков М. С. Волновой электродвигатель с «расщепленным» магнитным потоком фазы. — «Электричество», 1972, № 1.
8. Бертинов А. И., Фабровский А. А. Электромагнитный момент двигателя с катящимся ротором с расщепленным магнитопроводом при питании по схеме вентильной коммутацией. — «Электричество», 1972, № 11.
9. Бертинов А. И., Варлей В. В., Фабровский А. А. По поводу статьи «Электромагнитный момент синхронно-реактивного двигателя с катящимся ротором с расщепленным магнитопроводом». — «Электротехника», 1973, № 3.
10. Вольдек А. И. Электрические машины. Л., «Энергия», 1966.
11. Варлей В. В., Куликов В. Н. Расчет магнитного поля в эксцентрическом рабочем зазоре электрических машин с катящимся ротором на ЦВМ. — В сб.: Труды МАИ, 1970, № 211.

[16.9.1974]



Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электроснабжения

(Статья Фокина Ю. А. и Чан Динь Лонга, «Электричество», 1973, № 5)

ПОСПЕЛОВ Г. Е., ГУРСКИЙ С. К., ЩУР Е. В.

Белорусский политехнический институт

Обсуждаемая статья [Л. 1] посвящена алгоритмизации структурно-логического анализа схем электроснабжения реальной сложности с целью определения основных показателей надежности. Эта задача является одной из актуальнейших теоретических проблем электроэнергетики, выдвигаемых на передний план современным этапом ее развития. В самом деле, для отыскания стратегии оптимального управления электро-энергетической системой, прежде всего, должны быть разработаны методы определения количественных показателей качества ее функционирования, которые позволяли бы учесть в едином экономическом критерии объективно существующие взаимосвязи между различными сторонами общей проблемы экономичности системы, одной из которых и притом наиважнейшей является надежность.

Проблема же разработки методов оптимального (или близкого к таковому) управления проектированием и эксплуатацией энергосистем — это, безусловно, основная задача электро-энергетической науки в настоящий момент: достаточно сказать, что она входит составной частью в общегосударственную проблему коренного улучшения управления всеми областями народного хозяйства путем внедрения автоматизированных систем управления.

Для определения вышеупомянутого критерия необходимо иметь те или иные экономические эквиваленты степени надежности системы (например, суммарный ущерб потребителей от нарушений и ограничений электроснабжения), которые могут быть найдены только путем определения вероятностных показателей надежности системы, характеризующих ее полные и частичные отказы — таких, как вероятности соответственно перерыва электроснабжения потребителей и возникновения дефицита мощности различного значения по всем возможным причинам его появления (недостаточной пропускной способности сети при аварийных отключениях звеньев, нарушения устойчивости, аварийного отключения генерирующих агрегатов, разделения системы на несинхронные части, недопустимых значений показателей качества электроэнергии). Рассматриваемая статья, как и предыдущая статья тех же авторов [Л. 2], представляет собой важный шаг в этом направлении.

Основное достоинство [Л. 1] состоит в том, что если раньше в электроэнергетической литературе рассматривалась в основном надежность отдельных объектов систем электроснабжения и примыкающих к ним связей, а показатели надежности систем электроснабжения в целом определялись лишь с помощью метода статистических испытаний, плохо приспособленного для многовариантных расчетов в условиях АСУ, то в [Л. 1] предлагаются аналитические методы решения этой последней задачи. Кроме того, впервые количественно изучается ненадежность системы, обусловленная ее частичными отказами, в частности, недостаточной пропускной способностью сети при авариях отдельных звеньев.

Авторы рассматривают обе составные части структурно-логического анализа надежности системы: а) структурный анализ, целью которого является построение функции алгебры логики, определяющей состояние работоспособности системы в зависимости от состояний составляющих ее элементов и называемой переключательной функцией [Л. 3] или функцией работоспособности [Л. 4] сети (методы выделения путей или сечений в графе сети); б) логический анализ, целью которого является приведение полученной переключательной функции сети к виду, позволяющему определять показатели надежности сети (модель совпадения отказов путей).

Проблема алгоритмизации структурно-логического анализа надежности сложных технических систем, каковыми являются,

в частности, и системы электроснабжения, является нерешенной до настоящего времени задачей кибернетики и ее решение имеет не только узко специальное, но и общетехническое значение [Л. 5].

В настоящей заметке отметим некоторые нерешенные вопросы, а также неточности, имеющиеся в обсуждаемой статье [Л. 1], которые необходимо соответственно разрешить и устранить при дальнейшей работе в данном направлении.

1. Отметим, прежде всего то, что в своем чистом виде предлагаемый авторами подход не может быть применен для структурного анализа систем электроснабжения большой степени сложности (например, питающей сети крупного металлургического комбината, которая представляет собой многозвенную сложно-замкнутую сеть). В самом деле, для построения переключательной функции сети авторы предлагают выделять все пути от источников питания до рассматриваемого потребителя. Однако в реальных схемах электроснабжения даже не слишком большой сложности таких путей настолько много, что основанные на их выделении алгоритмы практически неработоспособны.

Количество элементарных структурных составляющих (слагаемых булевой суммы в выражении для переключательной функции) можно резко сократить [Л. 6], если вместо путей выделять сечения схемы. Однако в рассматриваемой статье эта задача не решена, так как, следуя ей, для построения сечений необходимо предварительно выделить все пути в схеме, причем после этого требуется перебор всех возможных сочетаний ветвей схемы, число которых астрономически велико уже для сетей не слишком большого объема:

$$N = 2^m - 1, \quad (1)$$

где m — число ветвей.

Рассмотрим идею метода выделения сечений, не требующего предварительного выделения путей в схеме. Пусть дана матрица соединений M ненаправленного графа, причем из нее применением несложного алгоритма исключены строки тупиковых узлов и столбцы инцидентных им ветвей, за исключением узла, для которого необходимо строить сечения, выделяющие его от всех источников, и, кроме того, строки всех узлов-источников просуммированы операцией кольцевого сложения (т. е. поразрядного сравнения), и в матрице M оставлена полученная таким образом строка m_0 объединенного питающего узла, а исходные строки узлов-источников удалены. Тогда алгоритм выделения всех сечений (по терминологии, применяемой авторами обсуждаемой статьи, — минимальных сечений), отделяющих от всех источников заданный потребительский узел, которому соответствует строка m_i матрицы M , выйдет следующим образом.

Записывается единичная матрица E порядка n , равного числу строк в матрице M , не считая строки m_0 . (В дальнейшем она будет использоваться для формирования строк, значащие разряды которых будут указывать, какие узлы отделяются от всех источников соответствующим сечением. Будем называть эти строки узловыми строками сечений, а строки, значащие разряды которых указывают ветви, входящие в данное сечение, — звеньевыми строками сечений.)

Строка m_i матрицы M записывается в качестве первой строки q_1 матрицы Q звеньевых строк сечений. Соответствующая строка e_i матрицы E записывается в качестве первой строки матрицы R узловых строк сечений.

Испытывается очередная пара строк q_i, r_i матриц Q, R путем поочередного сопоставления со строками матриц M, E с целью проверки условий:

$$q_i \wedge m_j \neq 0; \quad (2)$$

$$r_i \wedge e_j = 0, \quad (3)$$

где m_i, e_i, i -е строки матриц M, E ; $\wedge$ — операция поразрядного логического умножения; 0 — строка, состоящая из нулей.

Если оба условия выполнены, формируется звеньевая строка рассекающего множества (по терминологии обсуждаемой статьи — сечения, которое может оказаться не минимальным)

$$q^{(i, j)} = q_i \oplus m_j, \quad (4)$$

где $\oplus$ — операция поразрядного сравнения строк, и соответствующая узловая строка

$$r^{(i, j)} = r_i \vee e_j, \quad (5)$$

где $\vee$ — операция поразрядного логического сложения строк.

Сформированное рассекающее множество $q^{(i, j)}$ проверяется на непоглощаемость, т. е. поочередным сопоставлением его со строками q_k матрицы Q проверяется выполнение условия

$$q_k \wedge q^{(i, j)} \neq q_k, \quad (6)$$

которое должно быть выполнено для всех строк матрицы Q .

Определяются номера $v_1, v_2, \dots, v_k$ строк матриц M и E соответствующих узлам, которые рассекающее множество $q^{(i, j)}$ отделяет вместе с заданным узлом от всех источников, путем сопоставления строки $r^{(i, j)}$ со строками E с проверкой условия

$$r^{(i, j)} \wedge e_{v_k} \neq 0. \quad (7)$$

Соответствующие строки m_{v_k} временно удаляются из матрицы M и производится проверка связности графа с полученной таким образом матрицей соединений. (Алгоритм проверки графа на связность очень прост.) Если граф оказывается связным, то $q^{(i, j)}$ — сечение, и поэтому строка $q^{(i, j)}$ должна быть записана в качестве последней строки матрицы Q , а строка $r^{(i, j)}$ — матрицы R . После этого осуществляется переход к проверке по условиям (2) и (3) следующей пары строк m_{j+1}, e_{j+1} матриц M, E .

После того, как все строки матриц M, E проверены по условиям (2) и (3) начинается процесс проверки этих условий со следующей парой строк q_{i+1}, r_{i+1} матриц Q, R , начиная с первой пары строк m_1, e_1 матриц M, E .

Если при проверке очередной пары строк q_i, r_i ни разу не выполнялись условия (2) и (3), либо во всех тех случаях, когда они выполнялись, не выполнялось условие (6) или проверявшийся граф оказывался несвязным, то также производится переход к проверке следующей пары строк q_{i+1}, r_{i+1} матриц Q, R .

После того, как будет проверена таким образом последняя пара строк q_w, r_w матриц Q, R , эти матрицы окажутся полностью сформированными.

Далее, предлагаемый авторами метод выделения путей, названный ими методом разветвления путей, хотя и лучше, чем известный квазиминорный метод, но, на наш взгляд, все же нуждается в значительном усовершенствовании [Л. 7]. В самом деле, при использовании этого метода приходится многократно для одних и тех же ветвей проверять, не войдут ли они в какой-либо путь. Кроме того, ничем не оправдан учет авторами в числе других и таких путей, которые содержат в качестве промежуточных узлы-источники, поскольку все подмножество таких путей с фиксированным номером узла-источника, ближайшего к рассматриваемому потребителю-узлу, может быть при построении переключающей функции заменено одним путем, представляющим собой общий отрезок этих путей.

2. Нуждается в усовершенствовании и основная часть логического анализа системы — алгоритм определения вероятности полного отказа системы относительно заданного узла. Используемая в статье методика определения вероятности исправного состояния хотя бы одного из путей, изложенная в [Л. 2], не может быть применена для схем электроснабжения большой степени сложности из-за огромного числа слагаемых в формуле для подсчета вероятности [формула (6)] в [Л. 2]:

$$K = 2^n - 1, \quad (8)$$

где s — число путей. Если применить алгоритм выделения сечений графа типа вышеизложенного с последующей ортогонализацией [Л. 4] переключающей функции, то решение задачи может быть получено. По-видимому, допустимо также вместо применения трудоемкого процесса ортогонализации пренебречь в первом приближении слагаемыми более высокого, чем первый, порядка малости в выражении для вероятности перерыва электроснабжения узла.

Кроме того, ошибочно утверждение авторов о том, что «при определении уровней вероятности надежной работы или отказа последующих путей (или сечений) не учитываются те элементы, которые уже входили в состав предыдущих путей (или сечений)». Это утверждение верно только для случаев условной вероятности надежной работы путей и отказа сечений и неверно для двух оставшихся случаев. В самом деле, пусть $\mu_1 = \{a_1, a_2, a_3, a_4\}$, $\mu_2 = \{a_2, a_3, a_5, a_6\}$ — пути от источников питания к рассматриваемому потребителю-узлу и $a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6$ — составляющие их ветви. Тогда

$$p(\mu_2/\mu_1) = p(a_5)p(a_6), \quad (9)$$

где $p(\mu_2/\mu_1)$ — условная вероятность надежной работы пути μ_2 при условии надежной работы пути μ_1 , $p(a_5)$; $p(a_6)$ — вероятности надежной работы звеньев a_5, a_6 , но вопреки утверждению авторов обсуждаемой статьи

$$p(\bar{\mu}_2/\bar{\mu}_1) \neq p(\bar{a}_5)p(\bar{a}_6), \quad (10)$$

где $p(\bar{\mu}_2/\bar{\mu}_1)$ — условная вероятность отказа пути μ_2 при отказе пути μ_1 , $p(\bar{a}_5)$; $p(\bar{a}_6)$ — вероятности отказов звеньев a_5, a_6 . Правильная формула выглядит так:

$$p(\bar{\mu}_2/\bar{\mu}_1) = p(\bar{a}_5)p(\bar{a}_6)p(\bar{a}_2/\bar{\mu}_1)p(\bar{a}_3/\bar{\mu}_1), \quad (11)$$

где $p(\bar{a}_2/\bar{\mu}_1)$, $p(\bar{a}_3/\bar{\mu}_1)$ — условные вероятности отказов звеньев a_2, a_3 при условии отказа пути μ_1 , определяемые как

$$p(\bar{a}_2/\bar{\mu}_1) = \frac{p(\bar{a}_2)p(\bar{\mu}_1/\bar{a}_2)}{p(\bar{\mu}_1)} = \frac{p(\bar{a}_2)}{1 - p(a_1)p(a_2)p(a_3)p(a_4)}; \quad (12)$$

$$p(\bar{a}_3/\bar{\mu}_1) = \frac{p(\bar{a}_3)}{1 - p(a_1)p(a_2)p(a_3)p(a_4)}, \quad (13)$$

где $p(\bar{\mu}_1/\bar{a}_2) = p(\bar{\mu}_1/\bar{a}_3) = 1$ — условные вероятности отказа пути μ_1 при отказе звена a_2 и a_3 соответственно. Аналогично обстоит дело с сечениями, но с переменной ролей отказов и надежной работы.

В примере с простейшей мостиковой схемой авторы учитывают только вероятность выхода из строя одного «доминирующего» сечения. Но такой подход, разумеется, не может быть применен в случае сложных схем, так как в этом случае невозможно предложить четкий критерий выбора «доминирующих» сечений, пригодный для алгоритмизации задачи с целью ее автоматизированного решения и гарантирующий приемлемый уровень погрешностей.

Наконец, следует отметить, что введение в формулу (10) коэффициента k_i , учитывающего невозможность выхода элементов из строя из-за планового ремонта в случае наличия отказов других элементов, не является вполне удовлетворительным решением в силу присущей ему субъективности. С нашей точки зрения вполне достижим объективный учет этой специфической особенности эксплуатации систем электроснабжения на основе чисто теоретико-вероятностного подхода.

3. Относительно учета частичных отказов системы также можно высказать некоторые пожелания по усовершенствованию методики [Л. 1]. При определении математического ожидания недоотпуска электроэнергии из-за ограниченной пропускной способности сети при аварийных отключениях элементов целесообразно учитывать не все состояния схемы с отключением не более двух элементов, а значительно меньшее число состояний (хотя возможно, учитывая при этом и отключения трех элементов), при которых отключаются только элементы, входящие в одно и то же сечение. Именно эти состояния вносят наибольший вклад в общую сумму математического ожидания недоотпуска.

Предложение авторов об оценке эффективности схем с точки зрения надежности модулем вектора $\vec{H}_i(p(A_i), S_{\Sigma}, U_i)$

нереализуемо, так как упорядочение множества векторов по этому критерию зависит от выбора масштабов измерения отдельных составляющих вектора $\vec{H}_i$. Кроме того, настоятельной необходимостью является оценка интегрального критерия надежности в денежном выражении.

Выводы. 1. Рассмотренная статья представляет собой весьма существенный вклад в решение одной из самых актуальных в условиях АСУ задач электроэнергетической науки — задачи структурно-логического анализа надежности сложных систем электроснабжения.

2. Для окончательного решения поставленной проблемы отдельные положения статьи нуждаются в дальнейшем развитии и совершенствовании. Помимо замечаний, сделанных в данной заметке, некоторые предложения содержатся в [Л. 7].

Список литературы

1. Фокин Ю. А., Чан Динь Лонг. Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электроснабжения. — «Электричество», 1973, № 5, с. 16—24.

2. Фокин Ю. А., Чан Динь Лонг. Критерий выбора схемы электроснабжения с учетом надежности и пропускной способности ее элементов. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1972, № 5, с. 57—65.

3. Сешу С., Рид М. Д. Линейные графы и электрические цепи. М., «Высшая школа», 1971, 448 с.

4. Рябинин И. А. Основы теории и расчета надежности судовых электроэнергетических систем. М., «Судостроение», 1971, 456 с.

5. Вентцель Е. С. Исследование операций. М., «Сов. радио», 1972, 552 с.

6. Форд Л. Р., Фалкерсон Д. Р. Потоки в сетях. М., «Мир», 1966, 317 с.

7. Поспелов Г. Е., Гурский С. К., Шур Е. В. Оценка надежности основной электрической сети энергосистемы при проектировании ее развития. — В сб.: Основные направления по рациональному проектированию электрических сетей. Минск, 1973, с. 108—109.

[4.10.1974]



УДК 621.311.031.619.34

Ответ автора

В выступлении Поспелова Г. Е., Гурского С. К. и Шура Е. В. отмечаются нерешенные вопросы и неточности обсуждаемой статьи, причем в отдельных местах упоминаются также недостатки более ранней статьи тех же авторов [Л. 3]. Рассмотрим по порядку замечания Поспелова Г. Е., Гурского С. К., Шура Е. В.

1. В первом замечании указывается на невозможность применения в чистом виде предлагаемых методов структурного анализа для оценки показателей надежности систем электроснабжения большой сложности, в частности, многозвенной сложно-замкнутой сети крупного металлургического комбината. Для сложных схем в [Л. 1] предлагается выделять вместо путей сечения схемы относительно рассматриваемых узлов и приводится один из возможных методов определения их с использованием матрицы соединений M . На данном этапе исследования возможностей применения методов структурного анализа для оценки надежности сложных схем систем электроснабжения не следует делать противопоставления двух основных структурных схем: составленных из совокупности минимального числа элементов, работа которых обеспечивает нормальное функционирование схемы относительно узла нагрузки (минимальные пути) и отказ которых приводит к прекращению нормального функционирования (минимальные сечения).

Для многосвязных схем концентрированного характера с малым числом последовательно включенных элементов или их групп число путей оказывается часто больше числа сечений, а для протяженных схем с большим числом последовательно включенных элементов или их групп число сечений оказывается больше числа путей, в особенности, если учитывать в качестве отдельных элементов сборные шины подстанций (узловых пунктов). Реальные схемы электроснабжения обычно нельзя четко разделить на две указанные категории. Поэтому, в каких случаях какой из методов наиболее эффективен, следует решать с учетом конкретных обстоятельств.

В [Л. 2] указывается способ довольно простого и быстрого перехода от путей к сечениям. В реальной системе электроснабжения большой сложности число сечений, так же как и число путей, может быть очень велико, поэтому в [Л. 2] указывается один из возможных способов сокращения размерности задачи, а именно, разделение исходной сложной схемы на подсхемы относительно одной или нескольких узловых точек. При этом определяются показатели надежности относительно точек деления (обычно сборных шин узловых подстанций), а затем эти точки для другой части схемы считаются за узлы источников питания с заданными характеристиками надежности (рис. 1). В этом плане предлагаемую авторами методику определения сечений следует рассматривать как добавление, а не противопоставление к структурному анализу схемы. Если возможно определить непосредственно минимальные сечения, можно предложить как добавление к [Л. 2] методику

определения показателей надежности, основанную только на использовании сечений.

При тех же допущениях, которые были сделаны в [Л. 2], изложим суть предлагаемого метода, основа которого состоит в том, что при рассмотрении показателей надежности на достаточно длительных интервалах времени (сезон, год) практически можно не учитывать состояние элемента в начале рассматриваемого промежутка времени.

Узел нагрузки потеряет питание, если при отказе любого i -го элемента с параметром потока отказов λ_i откажет оставшаяся часть, представленная в виде эквивалентной структурной схемы сечений, в состав которой входит $(n-1)$ оставшихся элементов. Она получается из исходной структурной схемы минимальных сечений исключением из всех сечений рассматриваемого элемента (рис. 2), затем исключением из получившейся совокупности сечений неминимальных. Таким образом, число отказов системы при этой гипотезе за время t

$$N_i = \lambda_i t Q \left(\sum_{l=1}^{r_i} C_{r_l} \right) \approx \lambda_i t \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{ki}} \lambda_{lj} \bar{t}_{bij}, \quad (1)$$

где $\bar{t}_{bij}$ — среднее время восстановления j -го элемента; m_{ki} — число элементов в k -м сечении совокупности r_i сечений; r_i — число сечений относительно узла нагрузки после исключения i -го элемента из схемы; Q — вероятность отказа C_{r_l} сечений ($l=1, 2, \dots, r_i$).

Эквивалентный параметр потока отказов системы при i -й гипотезе

$$\lambda^{(i)} = \lambda_i \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{ki}} \lambda_{lj} \bar{t}_{bij}. \quad (2)$$

Результирующий поток отказов системы относительно узла определяется как сумма n потоков при каждой гипотезе (он будет обладать всеми свойствами простейшего потока):

$$\lambda_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n \lambda_i \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{ki}} \lambda_{lj} \bar{t}_{bij}. \quad (3)$$

Функция надежности схемы относительно узла, среднее время восстановления и безотказной работы определяются так же, как в [Л. 2], но с использованием (3). Среднее время аварийного восстановления

$$\bar{T}_a = \frac{\sum_{i=1}^n \prod_{j=1}^{m_{ki}} \lambda_{lj} \bar{t}_{bij}}{\sum_{i=1}^n \lambda_i \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{ki}} \lambda_{lj} \bar{t}_{bij}}, \quad (4)$$

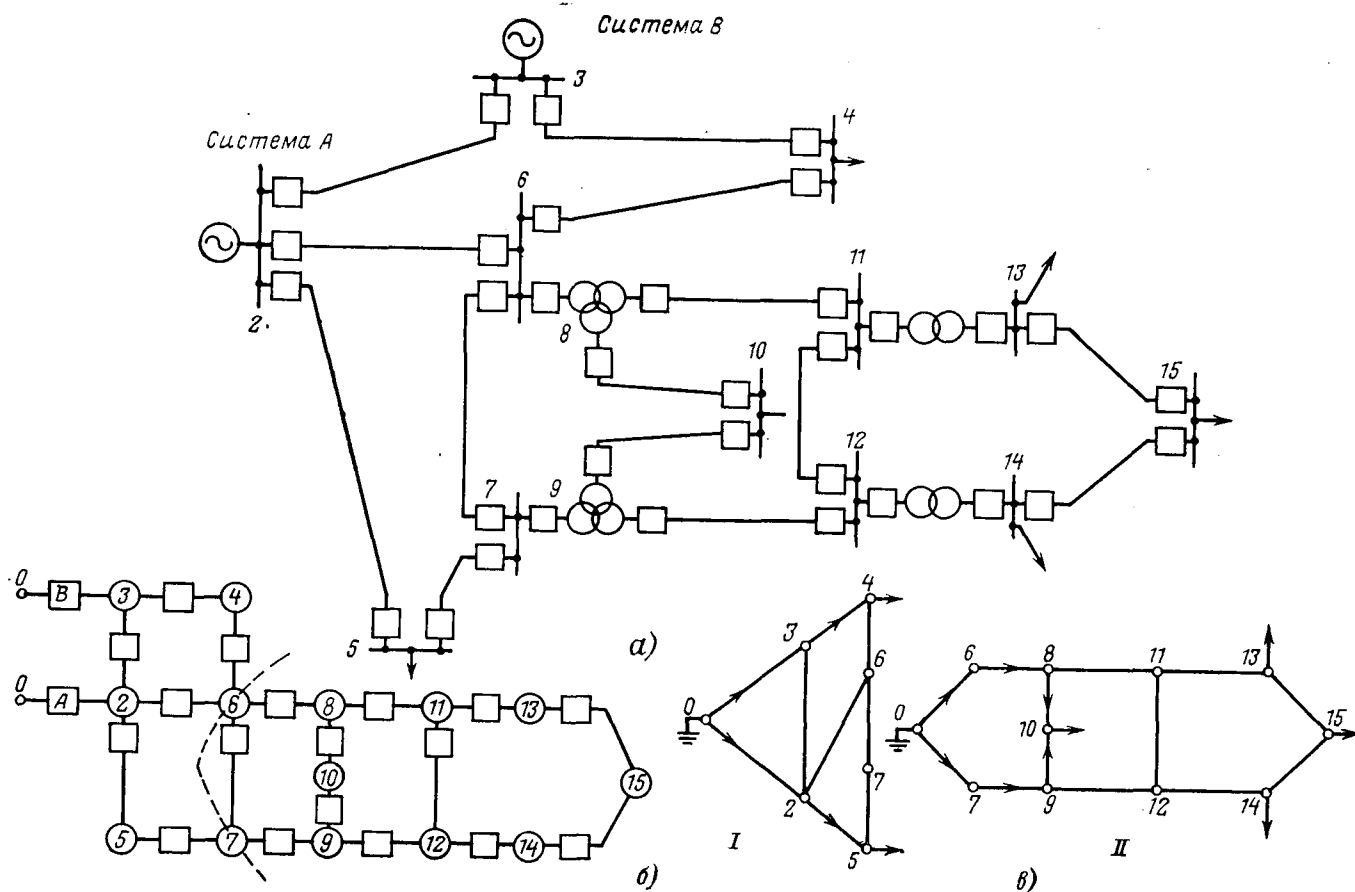


Рис. 1. Схема, поясняющая принцип разделения сложной схемы на подсхемы для расчета показателей надежности.

где m_k — число минимальных сечений схемы относительно узла нагрузки; m_{kj} — число элементов в сечении k совокупности m_k сечений.

Этот метод позволяет также просто учесть влияние профилактических ремонтов (преднамеренных отключений) на показатели надежности сложной схемы электроснабжения.

Относительно последней части первого замечания: учета путей, содержащих промежуточные узлы источника в [Л. 2] ни в тексте, ни в иллюстрациях на это обстоятельство не указывается, тем более, что источники питания вводятся в расчетную схему по надежности отдельными элементами. Поэтому эта часть замечания не относится к материалу статьи [Л. 2].

2. Второе замечание в большей степени относится к статье тех же авторов [Л. 3], освещающей применение структурного анализа для оценки показателей надежности сложных схем электроснабжения. Действительно, алгоритм расчета рабочего состояния схемы относительно узла нагрузки с использованием формулы вероятности суммы совместимых событий довольно трудоемок из-за необходимости учета всех слагаемых суммы, поэтому в [Л. 2] авторы уже не ограничились использованием представления схемы в виде путей, а рассматривали также возможность представления схемы в виде сечений. На стр. 20 [Л. 2] подчеркивается, что значения вероятностей отказов состояний «...несколько проще определяются через минимальные сечения». Дополнительные исследования показали, что для практических расчетов часто вполне достаточно ограничиться лишь основными «доминирующими» сечениями, т. е. сечениями, содержащими не более трех элементов.

Вторая часть второго замечания относится к недостатку редакционного характера. Из определения минимальных путей схемы и минимальных сечений не может следовать того, что предлагают авторы [Л. 1] «...для двух оставшихся случаев». В самом деле, на стр. 19 [Л. 2] читаем: «...при определении

условной вероятности надежной работы (или отказа) последующих путей (или сечений) не учитываются те элементы, которые уже входили в состав предыдущих путей (или сечений)». Более подробно эту фразу можно записать так: «...при определении условной вероятности надежной работы последующих путей не учитываются те элементы, которые уже входили в состав предыдущих путей; при определении условной вероятности отказа последующих сечений не учитываются те элементы, которые уже входили в состав предыдущих сечений». Из этого текста никаких еще «двух оставшихся случаев» не следует, если вспомнить определение путей и сечений [Л. 4].

На стр. 20 [Л. 2] читаем «... следует отметить, что для всех элементов электрических сетей вероятность отказов $q_i \ll$

$$\ll 1, \text{ поэтому величины } Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right) \text{ и } Q \left(\sum_{j=1}^k \Pi_j \right) \text{ [т. е. ве-}$$

роятность отказа соответственно $(k-r_i)$ и k путей] несколько проще определяются через минимальные сечения, полученные по одной и той же матрице путей...». Этот подход реализован и в приложении 1 [Л. 2] при определении показателей надежности мостиковой схемы (последний абзац, левая колонка, стр. 23). Таким образом, в [Л. 2] предлагается перейти вначале от путей к сечениям и по сечениям уже определить вероятность отказа путей. В [Л. 2] отсутствует методика и упоминание о таковой, когда непосредственно при представлении схемы эквивалентной последовательно-параллельной (пути) определяется вероятность отказа, и эквивалентной параллельно-последовательной (сечения) — определяется вероятность безотказной работы (т. е. «два оставшихся случая» [Л. 1]. Поэтому формула (10) [Л. 1], выражающая условную вероятность отказа второго пути при отказе первого пути, как произведение вероятностей отказа элементов, входящих

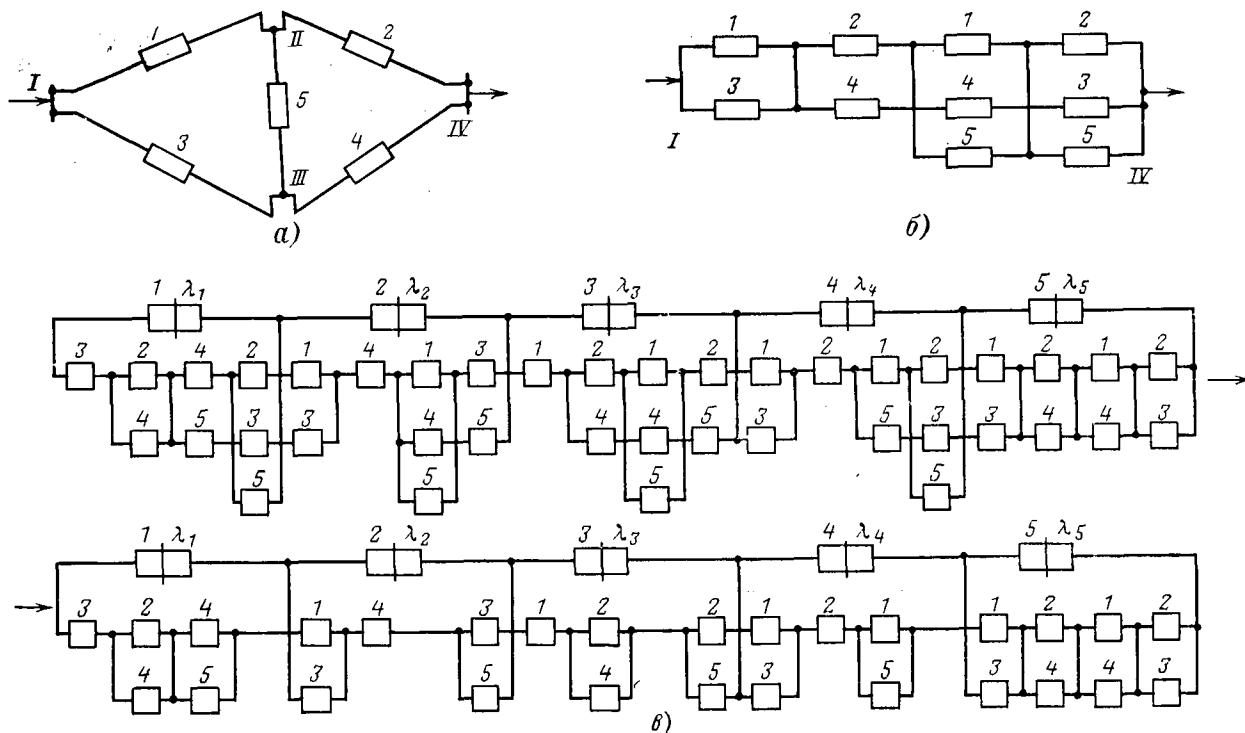


Рис. 2. Схема, поясняющая методику определения параметра потока отказов в сложной схеме относительно узла с использованием минимальных сечений относительно узла IV.

$$\lambda_{IV} = \sum_{i=1}^n \lambda_i Q \left(\sum_{i=1}^n C_{ri} \right) \sim \sum_{i=1}^n \lambda_i \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{li}} \lambda_{l_j} \bar{t}_{l_j} = \lambda_1 (\lambda_3 \bar{t}_{B3} + \lambda_2 \bar{t}_{B2} \lambda_4 \bar{t}_{B4} + \lambda_1 \bar{t}_{B4} \lambda_5 \bar{t}_{B5}) + \lambda_2 (\lambda_1 \bar{t}_{B1} \lambda_3 \bar{t}_{B3} + \lambda_4 \bar{t}_{B4} + \lambda_3 \bar{t}_{B3} \lambda_5 \bar{t}_{B5}) + \lambda_3 (\lambda_1 \bar{t}_{B1} + \lambda_2 \bar{t}_{B2} \lambda_4 \bar{t}_{B4} + \lambda_2 \bar{t}_{B2} \lambda_5 \bar{t}_{B5}) + \lambda_4 (\lambda_1 \bar{t}_{B1} \lambda_3 \bar{t}_{B3} + \lambda_2 \bar{t}_{B2} + \lambda_1 \bar{t}_{B1} \lambda_5 \bar{t}_{B5}) + \lambda_5 (\lambda_1 \bar{t}_{B1} \lambda_3 \bar{t}_{B3} + \lambda_2 \bar{t}_{B2} \lambda_4 \bar{t}_{B4} + \lambda_1 \bar{t}_{B1} \lambda_4 \bar{t}_{B4} + \lambda_2 \bar{t}_{B2} \lambda_3 \bar{t}_{B3}).$$

только во второй путь, неверна. Ни в [Л. 2], ни в [Л. 3] нет даже упоминания о таком алгоритме расчета.

В целях устранения неточности разберем более подробно предложения авторов [Л. 1] по методике определения условных вероятностей отказов путей формулы (9)–(11), которая должна по их мнению восполнить пробел для «двух оставшихся случаев». В [Л. 1] предлагается определять вероятность отказа второго пути μ_2 , состоящего из элементов $\{a_2, a_3, a_5, a_6\}$, при отказе первого пути μ_1 элементы $\{a_1, a_2, a_3, a_4\}$, по формуле (11) [Л. 1]:

$$p(\bar{\mu}_2/\bar{\mu}_1) = p(\bar{a}_5) p(\bar{a}_6) p(\bar{a}_2/\bar{\mu}_1) p(\bar{a}_3/\bar{\mu}_1)^*,$$

где $p(\bar{a}_i)$ — безусловные вероятности отказа элемента (звена) i ; $p(\bar{a}_i/\bar{\mu}_j)$ — условная вероятность отказа элемента i при отказе пути j .

Иначе говоря, условная вероятность отказа второго пути μ_2 при отказе первого пути μ_1 согласно предложениям авторов [Л. 1] равна произведению вероятностей отказов элементов (звеньев) a_5, a_6 , т. е. элементов пути μ_2 на условную вероятность отказов элементов a_2, a_3 при отказе пути μ_1 , т. е. звеньев, входящих в путь μ_1 и μ_2 . Предлагается, таким образом, определять вероятность отказа совокупности последовательно соединенных элементов (пути) как вероятность совмещения событий отказа отдельных элементов, т. е. как произведение вероятностей отдельных событий! До сих пор в практике расчетов надежности технических систем для определения вероятности отказа системы, состоящей из последовательно соединенных элементов, по известным вероятностям отказа отдельных элементов применялось правило сложения вероятностей совместимых событий — отказа отдельных элементов, а не правило умножения, как это сделали авторы [Л. 1], или правило умножения, но для вероятностей событий безотказной работы элементов, т. е. противоположных событий. Вероятность отказа системы определяется в последнем

случае как вероятность противоположного события (безотказная работа системы). Поэтому алгоритм «уточнения» и развития методов [Л. 2], предлагаемый авторами [Л. 1], неверен.

Представление сложной схемы в виде эквивалентных с использованием путей и сечений позволяет решить задачу, возникшую в ходе этой дискуссии, т. е. определение вероятностей отказа системы, представленной в виде путей относительно узла нагрузки, непосредственно по вероятностям отказа отдельных элементов; и вероятностей безотказной работы системы, представленной в виде сечений, непосредственно по вероятностям безотказной работы отдельных элементов. Причем пути и сечения в общем случае зависимы, так как в них могут входить одни и те же элементы.

Предлагаемое решение указанной задачи целесообразно рассмотреть на этом же примере двух путей: μ_1 с элементами a_1, a_2, a_3, a_4 ; μ_2 с элементами a_2, a_3, a_5, a_6 , т. е. схему, рассматриваемую авторами [Л. 1]. В целях упрощения индексации обозначим вероятности безотказной работы элементов схемы соответственно $p_1, p_2, p_3, p_4, p_5, p_6$, а вероятности отказов их $q_1 = (1 - p_1)$; $q_2 = (1 - p_2)$; $q_3 = (1 - p_3)$; $q_4 = (1 - p_4)$; $q_5 = (1 - p_5)$; $q_6 = (1 - p_6)$.

Вероятность отказа системы q_c , представленной в виде двух путей μ_1 и μ_2 ,

$$q_c = Q(\mu_1, \mu_2) = Q(\mu_2/\mu_1), \quad (5)$$

где $Q(\mu_1)$ — вероятность отказа первого пути μ_1 ; $Q(\mu_2/\mu_1)$ — вероятность отказа второго пути μ_2 при условии отказа первого μ_1 .

Вероятность отказа первого пути $Q(\mu_1)$:

$$\begin{aligned} Q(\mu_1) &= q_1 + q_2 + q_3 + q_4 - q_1 q_2 - q_1 q_3 - q_1 q_4 - \\ &\quad - q_2 q_3 - q_2 q_4 - q_3 q_4 + q_1 q_2 q_3 + \\ &\quad + q_1 q_2 q_4 + q_2 q_3 q_4 + q_1 q_3 q_4 - q_1 q_2 q_3 q_4 = \\ &= (q_1 + q_4 - q_1 q_4) + (q_2 + q_3 - q_2 q_3) - \\ &\quad - (q_1 + q_4 - q_1 q_4) (q_2 + q_3 - q_2 q_3). \end{aligned} \quad (6)$$

* Обозначения см. в [Л. 1].

Условная вероятность отказа второго пути при отказе первого $Q(\mu_2/\mu_1)$ определяется с использованием правила сложения совместимых событий. В качестве таких событий здесь целесообразно рассматривать два: первое — событие A отказа элементов, не входящих в первый путь, т. е. элементов a_5 и a_6 , их вероятность отказа (как последовательно соединенных) $Q(A) = q_5 + q_6 - q_5q_6$; второе — событие B отказа элементов, входящих в путь μ_1 и в путь μ_2 , т. е. элементов a_2, a_3 , их условная вероятность отказа (как последовательно соединенных) при отказе первого пути определяется по формуле вероятностей зависимых событий и равна частному от деления безусловной вероятности события отказа этих элементов, т. е. $q_2 + q_3 - q_2q_3$ на вероятность условия — отказа пути μ_1 , т. е. $Q(\mu_1)$:

$$Q(B) = \frac{q_2 + q_3 - q_2q_3}{Q(\mu_1)} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \text{Вероятность отказа второго пути при отказе первого} \\ Q(\mu_2/\mu_1) = Q(A) + Q(B) - Q(A)Q(B) = (q_5 + q_6 - q_5q_6) + \\ + \frac{(q_2 + q_3 - q_2q_3)}{Q(\mu_1)} - \frac{(q_5 + q_6 - q_5q_6)(q_2 + q_3 - q_2q_3)}{Q(\mu_1)}. \end{aligned} \quad (8)$$

С учетом (6)–(8) вероятность отказа двух путей, т. е. отказа этой системы

$$\begin{aligned} q_0 = Q(\mu_1) \left[(q_5 + q_6 - q_5q_6) + \frac{(q_2 + q_3 - q_2q_3)}{Q(\mu_1)} - \right. \\ \left. - \frac{(q_5 + q_6 - q_5q_6)(q_2 + q_3 - q_2q_3)}{Q(\mu_1)} \right] = (q_2 + q_3 - q_2q_3) + \\ + (q_1 + q_4 - q_1q_4)(q_5 + q_6 - q_5q_6) - \\ - (q_2 + q_3 - q_2q_3)(q_1 + q_4 - q_1q_4)(q_5 + q_6 - q_5q_6). \end{aligned} \quad (9)$$

Для того чтобы у читателя не возникло сомнений в правильности предложенного решения расчета вероятностей отказов путей непосредственно по вероятностям отказов отдельных элементов системы, покажем, что тот же результат можно получить по вероятностям безотказной работы путей, используя правила [Л. 2 и 3]:

$$\begin{aligned} q_0 = 1 - p_0 = 1 - [(q_2 + q_3 - q_2q_3) + (q_1 + q_4 - q_1q_4) \times \\ \times (q_5 + q_6 - q_5q_6) - (q_2 + q_3 - q_2q_3) \times \\ \times (q_1 + q_4 - q_1q_4)(q_5 + q_6 - q_5q_6)], \end{aligned} \quad (10)$$

где

$$\begin{aligned} p_0 = p(\mu_1) + p(\mu_2) - p(\mu_1)p(\mu_2) = \\ = p_1p_2p_3p_4 + p_2p_3p_5p_6 - p_1p_2p_3p_4p_5p_6, \end{aligned} \quad (11)$$

где p_0 — вероятность безотказной работы двух путей μ_1 и μ_2 ; $p(\mu_1)$, $p(\mu_2)$ — соответственно вероятности безотказной работы путей μ_1 и μ_2 , $p_i = (1 - q_i)$.

В качестве критерия выбора «доминирующих» сечений можно предложить либо ограничение по вероятности отказа нескольких сечений, ограничив ее, например, значением 10^{-6} – 10^{-8} , либо по числу элементов, входящих в сечение. Как показывает анализ реальных схем, сечения с числом элементов более трех практически во всех случаях можно не учитывать!

Последняя часть этого замечания касается введения коэффициента $k_i < 1$ (формула (10) [Л. 2]), «учитывающего уменьшение вероятности совпадения отказов вследствие того, что возможно лишь наложение случайных отказов на плановый ремонт, а не наоборот» (стр. 20 [Л. 2]). Кстати, в [Л. 1] авторы дают ему несколько иной оттенок в трактовке, предлагаясь умозрительное решение этой задачи на основе «...чисто теоретико-вероятностного подхода». Ввиду неясности этого вопроса следует более подробно остановиться на природе этого коэффициента.

Результирующий поток отказов системы относительно узла нагрузки равен сумме двух потоков: потока случайных отказов и потока отказов, происходящих во время профилактических ремонтов (преднамеренных отключений) элементов. Среднее время безотказной работы и среднее время простоя системы в этом случае определяются по формулам (9) и (10) [Л. 2]. Отметим, что эти показатели можно также определить с использованием предлагаемого в настоящей статье метода с учетом преднамеренных отключений элементов:

$$\bar{T} = \left[\sum_{i=1}^n \left(\lambda_i + \frac{1}{\bar{T}_{\pi i}} \right) \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{li}} \lambda_{lj} \bar{T}_{\pi lj} \right]^{-1}; \quad (12)$$

$$\bar{T}_{\pi i} = \frac{\sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{li}} \lambda_{lj} \bar{T}_{\pi lj} + \sum_{l=1}^n k_i \frac{\bar{T}_{\pi i}}{\bar{T}_{\pi i}} \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{li}} \lambda_{lj} \bar{T}_{\pi lj}}{\sum_{i=1}^n \left(\lambda_i + \frac{1}{\bar{T}_{\pi i}} \right) \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{li}} \lambda_{lj} \bar{T}_{\pi lj}}, \quad (13)$$

где $k_i < 1$ — обсуждаемый коэффициент.

Физическая природа этого коэффициента, который всегда меньше единицы, вытекает из того, что вероятность отказа оставшейся части системы за относительно короткий промежуток времени (отрезок времени преднамеренного отключения элемента $\bar{T}_{\pi i}$) должна быть меньше, чем средняя вероятность отказа за рассматриваемый отрезок времени i (сезон, год). При этом следует также учесть то обстоятельство, что профилактический ремонт элементов системы происходит только при условии, что оставшаяся часть находится в рабочем состоянии, т. е. возникает задача определения отказа оставшейся части системы во время преднамеренного отключения одного из элементов системы [второе слагаемое числителя (12) и (13)] на коротком интервале времени с учетом начальных условий, т. е. рабочего состояния этой части системы. Наиболее подходящим методом для решения поставленной задачи является моделирование процессов отказов и восстановлений работающей части системы марковским процессом. При этом оставшуюся часть системы целесообразно представить в виде одного эквивалентного элемента. Для описания вероятностей состояния можно составить систему дифференциальных уравнений:

$$\begin{aligned} \frac{dp_{\pi 1}(t)}{dt} &= -\lambda_2 p_{\pi 1}(t) + \mu_2 p_{\pi 2}(t); \\ \frac{dp_{\pi 2}(t)}{dt} &= -\mu_2 p_{\pi 2}(t) + \lambda_2 p_{\pi 1}(t), \end{aligned}$$

где $p_{\pi 1}(t)$ — вероятность рабочего состояния эквивалентного элемента; $p_{\pi 2}(t)$ — вероятность отказового состояния эквивалентного элемента; λ_2 — параметр потока отказов эквивалентного элемента можно определить по (3) настоящей статьи или (5) [Л. 2] для оставшейся части системы; $\mu_2 = \bar{T}_{\pi 2}^{-1}$ — интенсивность восстановления эквивалентного элемента определяется по (4) для схемы без рассматриваемого элемента.

Решая эту систему при условии $p_{\pi 1}(0) = 1$, $p_{\pi 2}(0) = 0$, получаем:

$$p_{\pi 2}(t) = \frac{\lambda_2}{\lambda_2 + \mu_2} [1 - e^{-(\lambda_2 + \mu_2)t}].$$

Средняя вероятность отказа эквивалентного элемента за время преднамеренного отключения i -го элемента $\bar{T}_{\pi i}$

$$\begin{aligned} p_{\pi 2}(\bar{T}_{\pi i}) &= \frac{1}{\bar{T}_{\pi i}} \int_0^{\bar{T}_{\pi i}} \frac{\lambda_2}{\lambda_2 + \mu_2} [1 - e^{-(\lambda_2 + \mu_2)t}] dt = \\ &= \sum_{l=1}^{r_i} \prod_{j=1}^{m_{li}} \lambda_{lj} \bar{T}_{\pi lj} \left[1 - \frac{\bar{T}_{\pi i}}{\bar{T}_{\pi i}} \left(1 - e^{-\frac{\bar{T}_{\pi i}}{\bar{T}_{\pi i}}} \right) \right], \end{aligned}$$

откуда

$$k_i = \left[1 - \frac{\bar{T}_{\pi i}}{\bar{T}_{\pi i}} \left(1 - e^{-\frac{\bar{T}_{\pi i}}{\bar{T}_{\pi i}}} \right) \right]. \quad (14)$$

Значение коэффициента k_i существенно зависит от соотношения времени преднамеренного отключения элемента и времени аварийного восстановления оставшейся части системы (эквивалентного элемента) (см. рис. 3). Такого рода подход сильно усложняет решение поставленной задачи определения показателей надежности сложных схем относительно узлов нагрузок, поэтому для практических расчетов учет уменьшения вероятности следует оценивать приближенным способом, введенным $k_i < 1$. Более строгое решение (14) вполне возможно, но оно связано с очень громоздкими и трудоемкими расчетами.

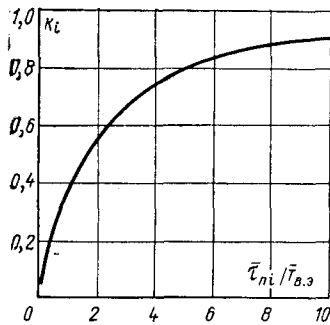


Рис. 3. Зависимость понижающего коэффициента k_i от отношения времени преднамеренного отключения i -го элемента к времени аварийного восстановления оставшейся части схемы.

3. По третьему замечанию [Л. 1] следует отметить, что предложения авторов учитывать не все состояния схемы с отключением не более двух элементов, входящих в одно сечение, хотя в него может входить и большее число элементов, не всегда верно. Чем большее число элементов отключается (при независимости отказов каждого), тем меньше вероятность таких состояний, и, как правило, увеличение числа элементов, хотя бы на один, уменьшает на 2—3 порядка вероятность такого состояния, а следовательно, и недоотпуск электроэнергии при этом состоянии. Учет только элементов, входящих в одно и то же сечение, не связано с недоотпуском электроэнергии из-за ограниченной пропускной способности сети, так как при отключении элементов, входящих в сечение, узел нагрузки полностью теряет питание, и недоотпуск в этом случае определяется так же, как и при неограниченной пропускной способности элементов сети.

Вторая часть последнего замечания касается возможности применения критерия эффективности схемы, комплексно учитывающего технические показатели схемы относительно узлов нагрузки: вероятность надежной работы, пропускную способность, уровень напряжения. Этот критерий вводится как дополнительный [Л. 2 и 3], о чем сказано даже в подзаголовке статьи [Л. 2], и он вовсе не должен заменять основной — приведенные затраты с учетом ущерба от недоотпуска электроэнергии. Однако в зонах экономической устойчивости решений и в тех случаях, когда методика оценки ущерба от недоотпуска электроэнергии для ряда потребителей отсутствует, этот критерий в силу его объективной природы (в составляющие входят натуральные показатели схемы) обеспечивает более правильный выбор варианта. Чувствительность критерия к изменению конфигурации схемы более высокая по сравнению с критерием приведенных затрат.

В качестве масштабов измерения составляющих отдельных узлов, впредь до более детальных исследований и обоснований, могут быть использованы весовые коэффициенты, значения которых пропорциональны доли мощности узла относительно общей суммарной мощности всех узлов схемы. Составляющие самого вектора N_i [Л. 2]: вероятность безотказной работы относительно узла p_i , суммарная пропускная способность $S_{\Sigma i}$ и напряжение в узле U_i измеряются в от-

носительных единицах, уровень напряжения можно отнести к номинальному.

Выводы. 1. Методики расчета показателей надежности сложных схем систем электроснабжения, основанные на использовании путей или сечений, нельзя противопоставлять одну другой, так как число путей и сечений в схемах в очень сильной степени зависит от внутренней структуры схемы, и без анализа конкретных условий невозможно выделить преимущественную область применения структурных схем в виде путей или сечений. Эти методики должны дополнять одна другую, о чем указано в [Л. 2]. Одним из эффективных способов сокращения размерности решаемой задачи может быть рациональное разделение исходной сложной схемы на отдельные подсхемы [Л. 2] с определением показателей надежности относительно точек деления. Поэтому дальнейшим направлением исследований является разработка практических рекомендаций разделения сложных схем на подсхемы.

2. Предлагаемая в [Л. 1] методика определения условных вероятностей отказа путей ошибочна вследствие неправильной трактовки определения минимальных путей и сечений схемы относительно узла нагрузки.

3. Учет уменьшения вероятности совпадения отказов вследствие того, что возможно лишь наложение случайных отказов на преднамеренные отключения элементов, а не наоборот, можно сделать на основе чисто теоретико-вероятностного подхода. Однако использование этой методики для расчета показателей надежности сложных схем связано с очень трудоемкими вычислениями; как приближенный способ может быть рекомендовано введение понижающего коэффициента, конкретные значения которого могут быть получены на основании зависимости рис. 3.

4. Рекомендации авторов [Л. 1] о дальнейшем усовершенствовании методики определения недоотпуска электроэнергии при ограниченных пропускных способностях элементов и технико-экономическому обоснованию интегральных критериев [Л. 2 и 3] качества электроснабжения в целом не вызывают возражений.

Список литературы

1. Поспелов Г. Е., Гурский С. К., Шур Е. В. О задаче структурно-логического анализа надежности сложных схем электроснабжения. — «Электричество», 1975, № 2.
2. Фокин Ю. А., Чан Динь Лонг. Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электроснабжения. — «Электричество», 1973, № 5, с. 16—24.
3. Фокин Ю. А., Чан Динь Лонг. Критерий выбора схемы электроснабжения с учетом надежности и пропускной способности ее элементов. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1972, № 5, с. 57—65.
4. Рябинин И. А. Основы теории и расчета надежности судовых электроэнергетических систем. М., «Судостроение», 1971, 456 с.

Канд. техн. наук Фокин Ю. А.

ОТ РЕДАКЦИИ

Публикацией выступления Поспелова Г. Е., Гурского С. К. и Шура Е. В. и ответа автора Фокина Ю. А. редакция заканчивает дискуссию по статье Фокина Ю. А. и Чан Динь Лонга, «Электричество», 1973, № 5.



ЧЛЕН-КОРРЕСПОНДЕНТ АН АрмССР Г. Т. АДОНЦ

(К 60-летию со дня рождения)

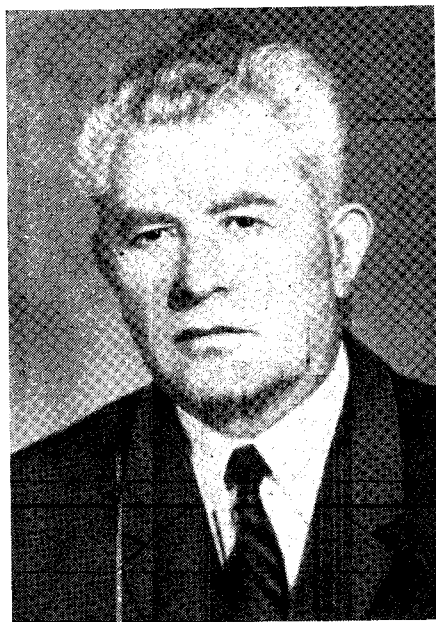
Исполнилось 60 лет со дня рождения члена-корреспондента АН АрмССР, заслуженного деятеля науки Армянской ССР, доктора технических наук, профессора Г. Т. Адонца.

Грант Тигранович Адонц родился в Баку в семье служащего. В 1940 г. окончил энергетический факультет индустриального института им. Азизбекова. С 1941 по 1946 г. находился в рядах Советской Армии, а затем до 1956 г. работал в Энергетическом институте АН АзССР. С 1956 г. Г. Т. Адонц работает в системе АН АрмССР, последовательно занимая должности директора Лаборатории электротехники, директора Института электротехники, а с 1961 г. — директора Института энергетики.

Докторская диссертация, защищенная Г. Т. Адонцем в 1955 г. в Энергетическом институте им. Г. М. Кржижановского, была посвящена теории и методам расчета сложных несимметричных режимов электрических систем. Многолетние исследования в этой области позволили Г. Т. Адонцу обобщить известный в теоретической электротехнике классический метод симметричных составляющих и создать цельную теорию сложных несимметричных режимов электрической системы.

В области режимов электроприводов нефтяной промышленности Г. Т. Адонцем проведены экспериментальные исследования по автоматическому повторному пуску узлов нагрузок энергосистемы. Результаты этих исследований были внедрены в Азербайджанской энергосистеме и привели к обеспечению устойчивости мощных узлов нагрузок энергосистемы.

Дальнейшие творческие усилия Г. Т. Адонца были направлены на разработку и практическое применение теории и методов расчета параметров и



режимов многополюсников. Некоторые вопросы этих разработок изложены в монографии «Многополюсник» (Теория и методы расчета). Весьма кропотливые исследования ученого в области стационарных режимов энергосистем привели к созданию нового, весьма общего, метода расчета, позволяющего перенести результаты исследований на решение целого ряда нелинейных систем уравнений высоких порядков.

Под руководством Г. Т. Адонца проведен ряд экспериментальных исследований и расчетов динамической устой-

чивости энергосистем. Важное значение для теории и методов управления динамическими процессами сложных энергосистем при больших дефицитах активной мощности в системе имеют работы в области режимов энергосистем, связанных с отключениями в системе генераторов большой мощности.

Исследования Г. Т. Адонца в области создания специализированных средств расчета режимов энергосистем завершились созданием первой в стране аналоговой автоматизированной модели энергосистемы АМЭС-2М, позволяющей рассчитывать стационарные режимы и электротехнические переходные процессы энергосистемы.

Научную работу Г. Т. Адонц успешно совмещает с большой педагогической и общественной деятельностью. Он является профессором Ереванского политехнического института им. К. Маркса, под его руководством подготовлено 15 кандидатов наук. Член советского национального комитета СИГРЭ, Научного совета по теоретическим проблемам электроэнергетики АН СССР, Г. Т. Адонц является также председателем республиканского правления НТОЭ и ЭП, членом главной редакции Армянской советской энциклопедии, заместителем редактора журнала «Известия АН АрмССР» (серия технических наук), членом комиссии по государственным премиям АрмССР.

За большие заслуги в развитии советской науки и техники, подготовку высококвалифицированных специалистов в 1963 г. Г. Т. Адонц был избран членом-корреспондентом АН АрмССР. Автор более 100 научных трудов и изобретений, прекрасный педагог, человек замечательных качеств, Г. Т. Адонц полон творческих сил и энергии.

Группа товарищей



ДОКТОР ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК, ПРОФЕССОР Г. Н. ТЕР-ГАЗАРЯН

(К 60-летию со дня рождения)

Исполнилось 60 лет Григорию Наримановичу Тер-Газаряну, известному специалисту в области электрических машин.

Г. Н. Тер-Газарян окончил Грузинский политехнический институт в 1938 г. и был направлен в тбилисский НИИ Гидроэнергетики (ныне ГрузНИИЭГС), где работает непрерывно вот уже 36 лет; в настоящее время он заведует Отделом электроэнергетики и электрических машин.

Основные работы Г. Н. Тер-Газаряна относятся к исследованиям режимов электрических машин в энергетических системах.

В первые годы работы Г. Н. Тер-Газарян занимался вопросами машинного возбуждения синхронных генераторов. Им теоретически были получены параметры возбудителей, необходимые для увеличения устойчивости асинхронных двигателей, исследовано поведение различных схем возбуждения в переходных процессах. Эти работы были использованы при внедрении форсировки возбуждения на электростанциях СССР, а также при составлении требований ГОСТ на возбудители синхронных генераторов и машинную схему возбуждения гидрогенераторов.

Большую ценность имеют многолетние работы Г. Н. Тер-Газаряна по исследованию механических напряжений, дополнительных потерь, несинхронных полей и других явлений, сопровождаю-



щих режимы работы гидрогенераторов. Экспериментальная часть этих исследований выполнялась под его руководством и при неизменном личном участии на всех крупных ГЭС Советского Союза. Часть результатов, относящаяся к несим-

метричным режимам гидрогенераторов, получила теоретическое обобщение в докторской диссертации Г. Н. Тер-Газаряна, защищенной в 1960 г., и в двух монографиях, изданных в 1956 и в 1969 гг.

В последние годы под руководством Г. Н. Тер-Газаряна ведутся работы по диагностике механического состояния крупных синхронных машин, а также исследования дополнительные потери в гидрогенераторах высокого использования. Первые результаты этих работ уже эффективно применяются на ГЭС и электромашиностроительных заводах.

Автор более 60 печатных работ, Григорий Нариманович отдает много сил подготовке научных кадров, под его руководством подготовлено 12 кандидатов наук. Признанием этой стороны деятельности Г. Н. Тер-Газаряна было присвоение ему в 1969 г. звания профессора.

Г. Н. Тер-Газарян является членом постоянной экспертной комиссии Минэнерго СССР по электрооборудованию, членом ученых советов ГПИ им. В. И. Ленина, ГрузНИИЭГС.

Плодотворная деятельность Г. Н. Тер-Газаряна отмечена орденом «Знак Почета» и медалями. В 1972 г. ему присвоено звание заслуженного деятеля науки и техники Грузинской ССР.

Свое шестидесятилетие Григорий Нариманович встречает новыми творческими планами. От души желаем ему здоровья и успехов.

Группа товарищей



Уважаемый читатель!

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ» ВЫПУСТИЛО РЯД НОВЫХ КНИГ, КОТОРЫЕ РЕКОМЕНДУЮТСЯ ЧИТАТЕЛЯМ НАШЕГО ЖУРНАЛА.

Библиотека по автоматике

Громыко В. Д., Санковский Е. А. Самонастраивающиеся системы с моделью. 80 с. с ил.

Изложены вопросы построения самонастраивающихся систем с эталонной моделью на основе второй методы Ляпунова. Рассмотрены методы оптимизации и анализа систем с эталонной моделью, находящихся под воздействием детерминированных и регулярных сигналов. Предназначена для научных работников и инженеров, занимающихся проектированием автоматических систем управления, и может быть использована студентами соответствующих специальностей.

Кузьмин И. В., Буриазян Р. Г., Ковергин А. А. Аппаратный контроль электронных цифровых вычислительных машин. 72 с. с ил.

Рассматриваются такие виды аппаратного контроля цифровых вычислительных машин, как контроль по модулю, аппаратный контроль с применением дублирования и троирования основного оборудования ЦВМ. Подробно анализируются прин-

ципы построения и варианты технической реализации аппаратного контроля с применением дублирования оборудования. Излагается сравнительная оценка эффекта от введения различных видов аппаратного контроля и контроля методов двойного счета в ЦВМ, предназначенных для решения научно-технических задач, и в управляющих ЦВМ.

Книга представляет интерес для инженеров, имеющих дело с разработкой систем контроля ЦВМ и эксплуатацией различных машин.

Саломатин В. И. Бесконтактные измерители линейных и угловых скоростей. 96 с. с ил.

Описываются схемы и конструкции магнитных, магнитоиндукционных электронных и других типов измерителей линейных и угловых скоростей; большое внимание уделено новым бесконтактным схемам измерителей, выполненным на основе линейных газоразрядных индикаторов и электролюминесцентных панелей. Приведены методы расчета статических и динамических характеристик указателей магнитной системы. Описаны наиболее оригинальные схемы и конструкции электронных измерителей линейных и угловых скоростей, разработанные некоторыми зарубежными фирмами. Предназначена для широкого круга инженерно-технических работников, занимающихся проектированием и эксплуатацией измерителей линейных и угловых скоростей, а также для студентов соответствующих специальностей.

ДОКТОР ТЕХН. НАУК, ПРОФ. Г. В. БУТКЕВИЧ

В августе 1974 г. скончался Георгий Владимирович Буткевич, лауреат Государственной и Ленинской премий, выдающийся специалист в области высоковольтного электроаппаратостроения, сыгравший ведущую роль в становлении и развитии этой отрасли техники в нашей стране.

Г. В. Буткевич родился в 1903 г. В 1926 г., еще будучи студентом электромеханического факультета МВТУ, он поступил в Государственный электротехнический институт (ныне ВЭИ им. В. И. Ленина), где проработал непрерывно до 1962 г., последовательно занимая должности инженера, научного сотрудника, руководителя лаборатории, начальника отдела, научного консультанта. В период с 1937 по 1940 г. под непосредственным руководством Г. В. Буткевича впервые в СССР была создана в ВЭИ лаборатория разрывных мощностей. В 1950—1955 гг. он активно участвовал в создании ленинградского филиала ВЭИ с его мощной испытательной лабораторией.

В послевоенные годы, когда потребовалась разработка новых конструкций аппаратов для восстановления и развития народного хозяйства страны, Г. В. Буткевичем и его сотрудниками была проведена большая работа по созданию отечественных воздушных выключателей на все классы напряжений от 6 до 500 кВ. За эти работы он совместно с другими сотрудниками ВЭИ и промышленности был удостоен Государственной (1974 г.) и Ленинской (1962 г.) премий.

Степень кандидата технических наук была присуждена Г. В. Буткевичу по совокупности работ; в 1938 г. после защиты диссертации на тему «Ионномеханический выключатель высокого напря-



жения» ему была присуждена ученая степень доктора технических наук, а в 1939 г. — ученое звание профессора.

В 1928 г. параллельно с научно-исследовательской работой в ВЭИ Георгий Владимирович начал преподавательскую деятельность в МЭИ. С 1961 по 1972 г. он заведовал кафедрой электроаппаратостроения МЭИ. Под руководством Г. В. Буткевича кафедра создала экспериментальную базу по высоковольтной аппаратуре, которая широко используется как в учебном процессе, так и в научно-исследовательской работе.



Талантливый педагог, он много сделал для подготовки инженерных и научных кадров; им подготовлено более 20 кандидатов технических наук. Он является автором 70 статей и 9 учебников и учебных пособий, которые стали настольными книгами работников промышленности и науки.

Г. В. Буткевич известен широкому кругу отечественных и зарубежных специалистов своими работами по теории электрической дуги и дуговым процессам при коммутации электрических цепей, теоретическими и прикладными разработками в области высоковольтных аппаратов.

Член КПСС с 1947 г., Георгий Владимирович вел также большую общественную работу в качестве председателя секции высоковольтного аппаратостроения Научно-технического совета Минэлектротехпрома, много лет был членом редколлегии журнала «Электричество», достойно представлял нашу страну в ряде международных организаций (МЭК, СИГРЭ, СЭВ).

Научная и педагогическая деятельность Г. В. Буткевича высоко оценена партией и правительством. Он награжден орденами Ленина, Трудового Красного знамени, «Знак почета» и медалями.

Вся научная и педагогическая деятельность Г. В. Буткевича является примером творческого горения, непрерывного поиска, широты научных интересов, тесной связи теории с инженерной практикой, заботы о воспитании смены. Память о Г. В. Буткевиче навсегда сохранится в сердцах тех, кому довелось работать вместе с ним и учиться у него.

Группа товарищей

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Афанасьев В. В., Бертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ипатов П. М., Костенко М. В., Костенко М. П., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Мамиконянц Л. Г. (главный редактор), Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нейман Л. Р., Нетушил А. В., Петров И. И. (зам. главного редактора), Рабинович С. И., Слежановский О. В., Совалов С. А., Тареев Б. М., Толстов Ю. Г., Федосеев А. М., Хачатуров А. А., Чиликин М. Г., Шаталов А. С.

Адрес редакции: 103012 Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

Почтовый адрес: 101000 Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Л. Н. Никитина

Сдано в набор 16/XII 1974 г.
Формат 60×90¹/₈.
Тираж 9 642 экз.

Подписано к печати 5/II 1975 г.
Усл. п. л. 12
Зак. 1028

T-03267
Уч.-изд. л. 14,74
Цена 80 коп

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательства, полиграфии и книжной торговли. Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.

СОДЕРЖАНИЕ

Дмитренко А. М. — Дифференциальная защита трансформаторов и автотрансформаторов	1	Никитин В. М., Поздеев А. Д., Сабинин Ю. А. — Качество регулирования в вентильном электроприводе с учетом дискретности и полупроводимости выпрямителя	53
Кужеков С. Л., Иванков Ю. И., Колесникова Л. Д., Васина Л. В., Алтынпара Л. З. — Универсальные характеристики трансформаторов тока в переходном режиме короткого замыкания	9	Грабовецкий Г. В. — Некоторые вопросы динамики вентильных преобразователей частоты	58
Мардер Л. И., Мызин А. Л. — Регрессионные и авторегрессионные модели прогнозирования показателей развития электроэнергетических систем	14	Салютин А. А., Здрок А. Г. — Параллельная работа двух выпрямителей на общую нагрузку	61
Железко Ю. С. — Погрешности определения потерь энергии в электрических сетях	19	Балагуров В. А., Ледовский А. Н., Сугробов А. М. — Определение высших гармоник напряжения и тока трехфазных индукторных генераторов	66
Беляков Н. Н., Рашкес В. С. — Способ ограничения перенапряжений при повторных включениях линий электропередачи	22	Сообщения	
Якобс А. И., Королев С. Г., Коструба С. И. — Оценка уровня электробезопасности и новые нормы на характеристики заземляющих устройств электроустановок с большими токами замыкания на землю	28	Ивлев А. В., Калмыков Ю. К., Кибардин А. С., Кучинский В. Г., Морозов Ю. А. — Упрощенный метод расчета индуктивных накопителей	71
Борин В. Н. — Изоляция элегазовых комплектных распределительных устройств	34	Буссель А. Г., Жириков Г. А., Обухова Е. П., Шаргородский В. Л. — Причины отключений воздушных линий 100—220 кВ	72
Толмачев С. Т. — Расчет эффективной электропроводности (проницаемости) двухфазных сред с цилиндрическими включениями	39	Плотников Э. А. — Прогноз нагрузок подстанций энергосистем на перспективу 5—10 лет	78
Верещагин И. П., Морозов В. С., Пашин М. М. — Зарядка проводящих несферических частиц в поле коронного разряда	44	Варлей В. В. — Электромагнитный момент синхронно-реактивных электродвигателей с электромеханической редукцией скорости	82
Нус Г. С. — Определение основных параметров рудовосстановительных электропечей	49	Дискуссии	85
		Хроника	92

CONTENTS

Differential Relaying for Transformers and Autotransformers — A. M. Dmitrenko	1	The Quality of Regulation in an Electronic Drive With Account Taken of the Discrete Performance and Semi-Controllability of the Rectifier — V. M. Nikitin, A. D. Pozdveyev, U. A. Sabinin	53
Universal Characteristics for a Current Transformer During Fault Transients — S. L. Kudjekov, U. I. Ivanov, L. D. Kolesnikova, L. V. Vasina, L. Z. Altinpara	9	On the Dynamics of Electronic Frequency Converters — G. V. Grabovetski	58
Regression and Autoregression Models for Forecasting the Characteristics of Power System Development — L. I. Marder, A. L. Mizin	14	The Performance of Two Rectifiers Operating in Parallel on a Common Load — A. A. Salutin, A. G. Zdrok	61
Errors in Determining Network Energy Losses — U. S. Djelezko	19	Determining the Higher Harmonics in the Voltage and Current of Three-Phase Inductor Generators — V. A. Balagurov, A. N. Ledovski, A. M. Sugrobov	66
A Way of Limiting Overvoltages During Automatic Reclosure of Transmission Lines — N. N. Belyakov, V. S. Rashkes	22	REPORTS	
Appraisal of the Electric Safety Level and New Standards for the Characteristics of Grounding Devices at Installations With Grounded Neutrals — A. I. Jacobs, S. G. Korolov, S. I. Kostruba	28	A Simplified Method of Calculating Inductive Storage — A. V. Ivlev, U. K. Kalmikov, A. S. Kibardin, V. G. Kuchinski, U. A. Morozov	71
The Insulation of SF ₆ Switchgear — V. N. Borin	34	The Causes of Tripping of 110—220 kV Overhead Lines — A. G. Bussel, G. A. Djirnikov, E. P. Obukhova, V. L. Shargorodski	72
Calculation of the Effective Electrical Conductivity of Two-Phase Media With Cylindrical Particles — S. T. Tolmachev	39	Forecasting the Loads on Power System Substations for the Coming 5—10 Years — E. A. Plotnikov	78
The Charging of Non-Spherical Conducting Particles in a Corona Discharge Field — I. P. Vereschagin, V. S. Morozov, M. M. Pashin	44	The Electromagnetic Torque on Synchronous Reactive Motors With Electromechanical Speed Reduction — V. V. Varley	82
Determining the Main Parameters of Ore-Recovery Electric Furnaces — G. S. Nus	49	DISCUSSION	85
		CHRONICLE	92

РЕФЕРАТЫ ПУБЛИКУЕМЫХ СТАТЕЙ

УДК /621.314.222.6+621.314.223/:621.316.925

Дифференциальная защита трансформаторов и автотрансформаторов. Д м и т р е н к о А. М. — «Электричество», 1975, № 2.
Рассмотрены основные особенности формы кривой токов, протекающих на входе дифференциальной защиты при включении силовых трансформаторов на холостой ход, и сделан вывод о целесообразности использования для отстройки защиты от указанных токов времени импульсного принципа в сочетании с торможением во 2-й гармонике дифференциального тока. Рассмотрена структурная схема защиты, и дан анализ работы ее основных узлов: рабочей цепи и цепи торможения от 2-й гармоники дифференциального тока, цепи процентного торможения, время-импульсного реагирующего органа. Приведены основные характеристики защиты и даны рекомендации по выбору ее уставок. Приведены некоторые результаты опытной эксплуатации. Библ. 14.

УДК 621.311.1.001.57

Регрессионные и авторегрессионные модели прогнозирования показателей развития электроэнергетических систем. М а р д е р Л. И., М ы з и н А. Л. — «Электричество», 1975, № 2.
Рассмотрено формирование многофакторной модели прогнозирования протяженности электрической сети энергосистемы и выявления факторы, определяющие развитие электрической сети, и установлена их связь с прогнозируемым показателем.
Проанализированы регрессионные и авторегрессионные модели прогнозирования максимальных нагрузок энергосистем. Предложен метод согласования прогнозов в системах с иерархической структурой. Библ. 6.

УДК 621.316.1.3.017.001.24

Погрешности определения потерь энергии в электрических сетях. Ж е л е з к о Ю. С. — «Электричество», 1975, № 2.
Анализируется точность определения потерь энергии в сетях электрических систем при применении некоторых методов расчетов. Количественная оценка погрешностей проводится по специальной программе на ЦВМ. Предложен метод, позволяющий значительно повысить точность определения потерь электроэнергии при эксплуатации электрических сетей. Библ. 4.

УДК 621.316.91

Способ ограничения перенапряжений при повторных включениях линий электропередачи. Б е л я к о в Н. Н., Р а ш к е с В. С. — «Электричество», 1975, № 2.
Рассмотрены сложные колебания отключенной линии с реактором при различных видах повреждений, показана практическая применимость метода ограничения перенапряжений при ТАПВ, основанного на включении в минимум бинения напряжения на контактах линейного выключателя; разработаны способы реализации этого метода. Приведены результаты экспериментов на электропередаче 750 кВ Конаково—Москва, подтверждающих осуществимость метода. Библ. 5.

УДК 631.371:621.311.4:621.316.995

Оценка уровня электробезопасности и новые нормы на характеристики заземляющих устройств электроустановок с большими токами замыкания на землю. Я к о б с А. И., К о р о л е в С. Г., К о с т р у б а С. И. — «Электричество», 1975, № 2.
Проведена оценка опасности попадания под напряжение и поражения ремонтного и оперативного персонала на трансформаторных подстанциях (ТП) с большими токами замыкания на землю. Оценена целесообразность выбора в качестве расчетной величины (при расчете параметров заземляющих устройств по нормам на допустимое напряжение прикосновения) времени действия основной и резервной защит. Показано, что уровень электробезопасности на ТП с большими токами замыкания на землю при сооружении заземляющих устройств в соответствии с нормами на допустимое напряжение прикосновения, достаточно высок. Библ. 5.

УДК 621.315.618.9

Изоляция элегазовых комплектных распределительных устройств. Б о р и н В. Н. — «Электричество», 1975, № 2.
Рассмотрены вопросы, связанные с проектированием изоляции элементов элегазовых комплектных распределительных устройств. На основании анализа зависимости разрядной напряженности от давления газа и площади электродов и требований к изоляции элегазовых КРУ рекомендована верхняя граница рабочих давлений элегазовых КРУ. Рассмотрен вопрос координации изоляции элегазовых КРУ; показано, что прочность элементов должна превышать на 10—15% прочность всего КРУ. Библ. 6.

УДК 621.396.671:621.3.011.5

Расчет проводимости и емкости устройств с цилиндрическими включениями. Т о л м а ч е в С. Т. — «Электричество», 1975, № 2.
Рассмотрены вопросы аналитического определения эффективной электропроводности (проницаемости) двухфазных сред с периодическими включениями в виде круговых и эллиптических цилиндров. Для двух типов расположения дискретных элементов — прямоугольного и шахматного — найдены аналитические выражения, являющиеся обобщением известных формул Релея для круговых цилиндров, расположенных в вершинах прямоугольного периода. Показано, что и в случае эллиптических цилиндров задача может быть сведена к исследованию бесконечной линейной системы алгебраических уравнений, коэффициенты которой выражаются через ряды Эйнштейна, которые в рассматриваемых случаях вещественны.
Приведены примеры вычисления эффективной электропроводности и сравнение результатов расчета с экспериментальными значениями. Полученные выражения используются для вычисления емкости и проводимости устройств со сложной формой электродов или с кусочно-однородной средой, содержащей дискретные цилиндрические элементы указанных видов. Библ. 8.

УДК 621.319.7.001.6

Зарядка проводящих несферических частиц в поле коронного разряда. В е р с а г и н И. П., М о р о з о в В. С., П а ш и н М. М. — «Электричество», 1975, № 2.
Приводятся результаты измерения зарядов частиц различной формы при их зарядке в поле коронного разряда. Проводится сравнение с расчетом, выполненным при замене реальной частицы эквивалентным по объему и соотношению осей эллипсоидом.
Рассмотрены условия возникновения коронного разряда у поверхности частиц аэрозоля. Приведено сравнение расчетного и экспериментального значений начальной напряженности для эллипсоидальной частицы. Библ. 9.

УДК 621.365.3

Определение основных параметров рудовосстановительных электропечей. Н у с Г. С. — «Электричество», 1975, № 2.
Дан критический анализ применяемых методов моделирования рабочего процесса и расчета основных параметров рудовосстановительных электропечей и предложен новый метод, базирующийся на учете процессов выделения джоулева тепла, а также тепло- и массообмена в рабочем пространстве печи. Предложен также принцип классификации рудовосстановительных электропечей по характеру лимитирующих процессов в тепло- и массообмена в печи, т. е. по типу описывающих эти процессы дифференциальных уравнений.
Предлагаемый метод расчета рудовосстановительных электропечей, работающих с большим объемом шлака, исходит из условия сохранения температуры на внутренней поверхности футеровки печи при увеличении ее мощности и производительности и вскрывает неиспользованные возможности интенсификации рабочего процесса. Библ. 11.

УДК 62-83:621.3.018.782.3

Качество регулирования в вентильном электроприводе с учетом дискретности и полупроводимости выпрямителя. Н и к и т и н В. М., П о з д е е в А. Д., С а б и н и н Ю. А. — «Электричество», 1975, № 2.
Методом Z-преобразования проведен анализ переходных процессов в замкнутой системе вентильного электропривода постоянного тока (ВЭП). Показано, что при ограничении полосы пропускания линейной части ВЭП по условиям устойчивости к низшим субгармоническим автоколебаниям качество переходных процессов очень мало отличается от кривых в линеаризованной структуре. Теоретический анализ подтверждается результатами экспериментальных исследований на АВМ. Показано, что в ВЭП с числом фаз управляемого выпрямителя $m \geq 3$ не могут быть реализованы процессы, заканчивающиеся за минимальное число интервалов дискретности выпрямителя. Библ. 5.

УДК 621.314.26.001.24

Некоторые вопросы динамики вентильных преобразователей частоты. Г р а б о в е ц к и й Г. В. — «Электричество», 1975, № 2.
Излагается методика расчета амплитудно-частотных и фазово-частотных характеристик вентильных преобразователей частоты (ВПЧ) с непосредственной связью и естественной коммутацией, работающих в режимах непрерывного или предельно-непрерывного токов. Анализируются режимы уравнивающего тока ВПЧ с совместным управлением и влияние «шумов» преобразования управляющего сигнала на работу ВПЧ. Даются рекомендации по построению систем управления ВПЧ и использованию изложенной методики для проектирования и исследования САР и ВПЧ. Библ. 2.

УДК 621.314.632.062

Параллельная работа двух выпрямителей на общую нагрузку. С а л о т и н А. А., З д р о к А. Г. — «Электричество», 1975, № 2.
Рассмотрена работа двух однофазных выпрямителей на общую активно-индуктивную нагрузку. По найденным законам изменения токов и напряжений получены их средние и действующие значения. Анализом результатов вычислений установлено, что эффективность параллельной работы выпрямителей существенно зависит от сдвига фаз α д. с. источников и соотношения их амплитуд. При угле сдвига, равном 90° , выпрямители представляют собой двухфазную систему выпрямления, характеризующуюся лучшей формой выпрямленного напряжения и токов вентилей. Библ. 2.

УДК 620.91.001.24

Упрощенный метод расчета индуктивных накопителей. И в л е н А. В., К а л м ы к о в Ю. К., К и б а р д и н А. С., К у ч и н с к и й В. Г., М о р о з о в Ю. А. — «Электричество», 1975, № 2.
Рассмотрен расчет индуктивного накопителя без учета краевых эффектов и магнитного потока, проистывающего металл обмотки. Получены зависимости, связывающие энергию и мощность накопителя с параметрами установок: напряжением на коммутаторах, напряженностью магнитного поля, мощностью питания, весом металла обмотки.
Решена задача о накоплении энергии в толстостенном соленоиде с учетом диффузии магнитного поля в металлах при цилиндрическом приближении. Библ. 4.

УДК 621.315.1.064.2

Причины отключений воздушных линий 110—220 кВ. Б у с с е л ь А. Г., Ж и р н и к о в Г. А., О б у х о в а Е. П., Ш а р г о р о д с к и й В. Л. — «Электричество», 1975, № 2.
Приведены результаты анализа автоматических отключений воздушных линий 110—220 кВ Узбекской энергосистемы. Выделен ряд наиболее часто встречающихся причин отключений и характерные признаки, присущие каждой из этих причин. Введены дополнительные показатели, облегчающие проведение анализа: коэффициент успешности АПВ, коэффициенты годового и суточного распределения отключений. На основании признаков, приведенных в статье, определены наиболее вероятные причины автоматических отключений воздушных линий Узбекской энергосистемы. Библ. 7.