

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



1973

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

12

Сравнительная оценка чувствительности к переходным сопротивлениям измерительных органов защиты от замыканий на землю линий электропередачи

Инж. РУБИНЧИК В. А.

Москва

В настоящее время все большее внимание уделяется актуальной задаче совершенствования ступенчатой защиты от замыканий на землю для сети с глухозаземленной нейтралью [Л. 1—3]. При выборе типа измерительного органа этой защиты необходимо учитывать возможность замыкания на землю через значительное переходное сопротивление. С точки зрения обеспечения чувствительности защиты при повреждениях в качестве измерительного органа дистанционной защиты от замыканий на землю наиболее целесообразно было бы применять однофазное реле, реагирующее на угол между током нулевой последовательности и компенсированным напряжением поврежденной фазы [Л. 4], или реле, построенное на принципе сравнения (в момент перехода тока нулевой последовательности через нуль) фаз компенсированного напряжения и полного падения напряжения в сопротивлении защищаемой зоны [Л. 5].

Характеристики указанных реле в комплексной плоскости сопротивлений (при неучете нагрузки) аналогичны характеристикам реле реактивного сопротивления. Однако эти реле должны применяться только совместно с пусковыми органами (избирателями поврежденных фаз), необходимыми для переключений в зависимости от вида замыкания, что усложняет защиту, снижает ее надежность и увеличивает время действия; необходимо также решение отдельной задачи разработки пусковых органов с удовлетворительными характеристиками. Следует учитывать возможность, в большей или меньшей степени, неправильного действия этих реле при замыканиях на землю в режимах, характеризующихся углом между э. д. с. по концам передачи [Л. 2].

Представляется более перспективным применение многофазных реле от замыканий на землю; по сравнению с упомянутыми выше однофазными реле они не требуют пусковых органов; так же, как и однофазные реле, включаемые на петлю короткого замыкания, многофазные реле позволяют сократить число реле и упростить схемы защиты в целом. Весьма существенно также и то, что известные многофазные реле от замыкания на землю не реагируют на нагрузку и качания. С другой стороны, современное состояние полупроводниковой техники облегчает возможность создания многофазных реле, удовлетворяющих многообразным требованиям, и использования их без значительного усложнения эксплуатации.

Из известных в настоящее время многофазных реле, действующих при всех видах замыканий на землю, наибольший интерес представляют:

реле, срабатывающее при одинаковой поляриности четырех величин: тока ($-I_0$) и трех компенсированных фазных напряжений U'_A , U'_B и U'_C [Л. 5] (назовем его реле I);

реле, срабатывающее при условии, что векторы компенсированных напряжений трех фаз отстают от вектора тока нулевой последовательности не более, чем на 180° [Л. 6] (реле II).

Ниже проводится сравнение этих реле по чувствительности к переходным сопротивлениям при однофазных замыканиях на землю как друг с другом, так и с другими измерительными органами защиты от замыканий на землю:

однофазным реле сопротивления, включенным на фазное напряжение и фазный ток, компенсированный ток нулевой последовательности; рассматриваются реле с характеристикой в комплексной пло-

скости сопротивлений в виде окружности с центром в начале координат (реле III) и направленным реле сопротивления (реле V);

реле тока нулевой последовательности (измерительным органом токовой отсечки нулевой последовательности) — реле IV.

Сравнение с реле III и V представляет интерес для выявления как принципиальных, так и количественных отличий многофазных реле от однофазных, включаемых на петлю короткого замыкания, и, (в части реле III) имеющих благоприятную для охвата переходного сопротивления характеристику срабатывания. Сравнение с реле IV интересно для сопоставления с рассматриваемой точки зрения дистанционного и токового принципов выполнения защиты.

Данный вопрос рассматривается применительно к сетям 110—220 кВ; при этом в целях упрощения э. д. с. по концам передачи принимаются равными, что можно для сетей такого напряжения считать допустимым.

На рис. 1 показаны граничные линии, построенные в соответствии с уравнениями [Л. 1], отражающими условия срабатывания реле I и II для однофазного замыкания на землю в определенной точке и для определенного режима работы. Участки этих линий, показанные сплошными отрезками и дугами, составляют характеристики срабатывания: реле I — отрезок ba — дуга aO_1g — отрезок ge — дуга ed , отрезок dc — дуга cR_1b ; реле II — отрезки bag — ged — dc . Для случая неучета нагрузки достаточно рассмотреть первый квадрант плоскости сопротивлений, в котором область срабатывания реле I ограничивают показанные жирными линиями дуга R_1b , отрезок ba и дуга aO_1 , а реле II — отрезки baX_y и bR_2 .

На плоскость (R, X) нанесены также круговые характеристики однофазных реле III и V. Характеристики этих реле сопротивления не зависят от ме-

ста повреждения и режима работы, следовательно, они могут рассматриваться применительно к тем же условиям, для которых построены характеристики реле I и II.

На этой же плоскости нанесена также характеристика измерительного органа тока нулевой последовательности — реле IV. Эта кривая также является дугой окружности. Вид характеристики токовой защиты нулевой последовательности зависит от места повреждения и от тока срабатывания защиты.

Максимальное значение переходного сопротивления $R_{з.м.}$, охватываемого защитой, для каждого места короткого замыкания может быть найдено с помощью соответствующей характеристики.

Как видно из рис. 1, наилучшей характеристикой с точки зрения охвата переходных сопротивлений при принятых для построения граничных линий условиях обладает реле I, наихудшей — реле V. Реле III имеет лучшую, чем реле II, чувствительность к переходным сопротивлениям в начале линии, но резко ухудшающуюся к концу линии. При данной оценке необходимо учитывать, что значения $R_{з.м.}$ зависят от коэффициентов токораспределения для токов прямой (k_{T1}) и нулевой (k_{T0}) последовательностей и при повреждениях в разных точках изменяются не пропорционально соответствующим значениям ($R-R_{1к}$) на рис. 1.

Так, например, если значения k_{T0} и k_{T1} при перемещении точки замыкания от начала линии к концу уменьшаются (что имеет место для линий с двусторонним питанием), то значение $R_{з.м.}$ падает. Кроме того, следует учитывать и изменение самих характеристик многофазных реле I и II при перемещении точки замыкания. На рис. 1 максимальное значение переходного сопротивления для реле IV при замыкании на землю в начале линии больше, чем для реле сопротивления II и III. Это значение в сильной степени зависит от тока срабатывания защиты $I_{с.з}$ и от места повреждения. Чем больше $I_{с.з}$ и дальше точка замыкания от места установки защиты, тем меньше значение $R_{з.м.}$ Для сравнительной оценки реле по рассматриваемому свойству представляет интерес выявить влияние на значение $R_{з.м.}$ режимов работы питающих систем и определить минимальные значения этих сопротивлений. Непосредственное использование для этой цели самих характеристик реле является неудобным ввиду описанной выше достаточно сложной их зависимости от режимов работы и места повреждения. Представляется более целесообразным использование для этой цели расчетных выражений, непосредственно определяющих зависимость между $R_{з.м.}$ и параметрами сети. Такие выражения могут быть получены из уравнений характеристик срабатывания соответствующих реле для определенной точки повреждения. Для оценки рассматриваемой зависимости в целях упрощения можно ограничиться выражениями, составленными хотя бы для одной какой-либо точки.

Наиболее целесообразно в качестве такой точки рассмотреть начало линии. Указанное подтверждается следующими соображениями:

при замыкании в этой точке расчетные выражения имеют более простой вид, что облегчает анализ;

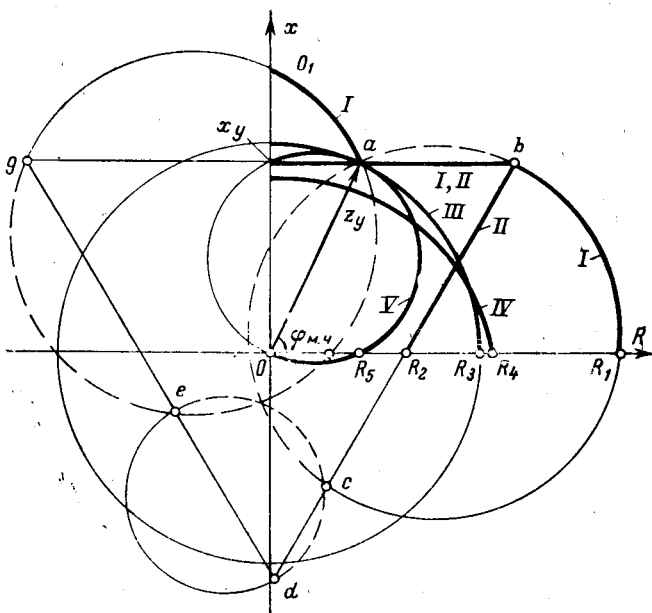


Рис. 1. Характеристики срабатывания реле в плоскости сопротивлений. 1

при замыкании в этой точке реле II имеет наименьшую чувствительность к переходным сопротивлениям, а реле III и IV — наибольшую чувствительность; сравнение поведения этих реле в таких крайних условиях облегчает распространение выводов на другие точки повреждения;

чувствительность реле I к переходным сопротивлениям сравнительно мало зависит от места повреждения (за исключением точек, близко расположенных к концу зоны).

В табл. 1 приведены выражения, определяющие рассматриваемую зависимость для реле I—IV для случая повреждения в начале линии. Направленное реле сопротивления V отдельно не рассматривается, поскольку для данного места повреждения значение $R_{з.м(V)}$ для этого реле связано со значением $R_{з.м(III)}$ для реле III однозначной зависимостью:

$$R_{з.м(V)} = R_{з.м(III)} \cos \varphi_{м.ч}, \quad (1)$$

где $\varphi_{м.ч}$ — угол максимальной чувствительности реле V.

Выражения табл. 1 получены из характеристик срабатывания реле для случая замыкания в начале линии по рис. 2, при этом активные составляющие сопротивлений элементов сети в целях упрощения не учитывались.

В табл. 1 приняты следующие обозначения: $x_{1л}, x_{1сI}, x_{0сI}$ — то же, что на рис. 2; $z_y(x_y)$ — полное (индуктивное) сопротивление между местом установки дистанционной защиты и концом защищаемой зоны; $p = 1 + 3k = x_{0л}/x_{1л}$ — отношение индуктивных сопротивлений нулевой и прямой последовательности защищаемой линии (k — коэффициент компенсации);

$\varphi_{л}$ — угол полного сопротивления защищаемой линии;

$$D = \frac{3E_{\Phi}}{I_{с.з} x_{1л}}, \quad (2)$$

где E_{Φ} — фазная э. д. с. системы; $I_{с.з}$ — ток срабатывания защиты.

Коэффициенты токораспределения k_{T1} и k_{T0} , входящие в выражения табл. 1, могут быть выражены как:

$$k_{T1} = \frac{\frac{x_{1сII}}{x_y} + \frac{1}{k_H}}{\frac{x_{1сII}}{x_y} + \frac{1}{k_H} + \frac{x_{1сI}}{x_y}}; \quad (3)$$

$$k_{T0} = \frac{\frac{x_{0сII}}{x_y} + \frac{p}{k_H}}{\frac{x_{0сII}}{x_y} + \frac{p}{k_H} + \frac{x_{0сI}}{x_y}}, \quad (4)$$

где $k_H = \frac{z_y}{z_{1л}}$ — коэффициент надежности.

Рассмотрение выражений табл. 1 позволяет сделать некоторые выводы:

значение $R_{з.м}$ для всех рассмотренных реле тем меньше, чем меньше длина защищаемой линии (уставка дистанционной защиты) и чем меньше коэффициент токораспределения k_{T0} (для реле I и II — при постоянном сопротивлении $x_{0сI}$); а для реле I и II при постоянном k_{T0} — тем меньше, чем меньше сопротивление $x_{0сI}$ (на это ранее было указано в отношении реле I в [Л. 1]);

значение $R_{з.м}$ для реле III уменьшается не только при снижении коэффициента токораспределения k_{T0} , но и при снижении коэффициента токораспределения k_{T1} ; изменение параметров схемы замеще-

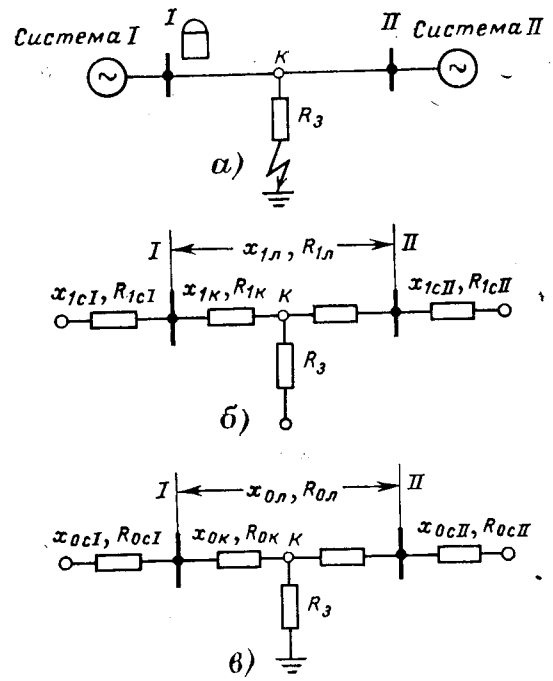


Рис. 2. Исходная схема (а) и схемы замещения прямой (б) и нулевой (в) последовательностей линии с двусторонним питанием.

ния прямой последовательности гораздо меньше влияет с рассматриваемой точки зрения на реле I и II, чем на реле III;

реле I меньше подвержено влиянию с рассматриваемой точки зрения изменению режимов работы сети, чем реле II и, в особенности, III.

Более конкретные выводы из непосредственного рассмотрения выражений табл. 1 сделать затруднительно ввиду противоречивости влияния отдельных

Таблица 1
Зависимость $R_{з.м}$ от параметров сети для реле I—IV

Тип реле	Расчетное выражение
I	$R_{з.м} = \frac{k_{T0}}{\sqrt{3}} \left(p + \frac{x_{0сI}}{x_y} \right) + \frac{1}{3} \operatorname{ctg} \varphi_{л} (2k_{T1} + pk_{T0}) + \frac{1}{3} \sqrt{\left[\frac{V\sqrt{3} k_{T0} \left(p + \frac{x_{0сI}}{x_y} \right) + \operatorname{ctg} \varphi_{л} (2k_{T1} + pk_{T0})}{2} \right]^2 + \left[2 \frac{x_{1сI}}{x_y} k_{T1} + \frac{x_{0сI}}{x_y} k_{T0} (1 - 3 \operatorname{ctg} \varphi_{л}) \right] (2k_{T1} + pk_{T0})}$
II	$\frac{R_{з.м}}{x_y} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[k_{T0} \left(\frac{x_{0сI}}{x_y} + \frac{2}{3} p \right) - \frac{2}{3} k_{T1} \right]$
III	$\frac{R_{з.м}}{z_y} = \frac{1}{3} (2k_{T1} + pk_{T0})$
IV	$\frac{R_{з.м}}{x_{1л}} = \frac{1}{3} \sqrt{(Dk_{T0})^2 - \left(2 \frac{x_{1сI}}{x_{1л}} k_{T1} + \frac{x_{0сI}}{x_{1л}} k_{T0} \right)^2}$

факторов (например $x_{0сI}$ и $k_{т0}$, $x_{1сI}$ и $k_{тI}$) и большого числа этих влияющих факторов. Для облегчения сравнительного анализа этих выражений целесообразно их рассмотрение при предельных — стремящихся к нулю или бесконечности — значениях, входящих в эти выражения величин.

Это позволит оценить тенденцию изменения $R_{з.м}$ при увеличении (уменьшении) тех или иных величин, определить предельные (максимальные и минимальные) значения $R_{з.м}$. С этой целью на основании выражений табл. 1 с учетом (3) и (4) были получены выражения для $R_{з.м}$ при предельных значениях двух из четырех параметров систем ($x_{1сI}$, $x_{0сI}$, $x_{1сII}$, $x_{0сII}$) — одного прямой последовательности и одного нулевой последовательности. По этим «предельным» выражениям вычислены предельные значения $R_{з.м}/x_y$ ($R_{з.м}/z_y$ или $R_{з.м}/x_{1л}$) для $\varphi_{л} \approx 90^\circ$, $p = 3,5$ и $k_H = 0,85$ — (рассматривались первые ступени защит). Результаты расчетов сведены в табл. 2. Следует отметить, что указанные значения получены при одновременном изменении остальных входящих в соответствующее выражение переменных величин от 0 до ∞ (пределы изменения последних указаны в соответствующих столбцах таблицы слева от предельных значений $R_{з.м}$). Рассмотрение упомянутых выше «предельных» выражений и данных табл. 2 позволяет сделать дополнительно к ранее указанному следующие выводы.

Наименьшие значения $R_{з.м}$ для многофазных реле I и II соответствуют режимам, в которых значения $x_{0сI}$ и $x_{1сI}$ минимальны; при одном и том же значении сопротивления $x_{1сI}$ увеличение подпитки по току прямой последовательности несколько снижает значение $R_{з.м}$ для реле I и повышает (в небольших пределах) для реле II; при увеличении подпитки по току нулевой последовательности только за счет уменьшения сопротивления системы противоположного конца значение $R_{з.м}$ снижается как для реле I, так и для реле II.

Если подпитка увеличивается за счет увеличения сопротивления системы данного конца, то значение $R_{з.м}$ для этих реле увеличивается. Наименьшее зна-

чение $R_{з.м}$ для однофазного реле III соответствует режиму максимальной подпитки по току как прямой, так и нулевой последовательности, увеличение подпитки для реле III приводит к снижению значения $R_{з.м}$ независимо от того, за счет чего происходит это увеличение (за счет уменьшения сопротивления противоположного конца или за счет уменьшения сопротивления системы данного конца). В режимах максимальных подпиток $R_{з.м}$ для реле III может снижаться до весьма малых значений, при этом значения $R_{з.м}$ для реле I и II, наоборот, увеличиваются.

Указанное принципиальное различие в поведении многофазных реле по сравнению с однофазными объясняется тем, что работа рассматриваемых многофазных реле определяется угловыми соотношениями, зависящими от напряжения неповрежденной фазы (при замыкании на землю, например, фазы А реле I и II реагируют в рассматриваемых условиях соответственно на угол между компенсированными напряжениями \dot{U}'_A и \dot{U}'_C и на угол между током нулевой последовательности и компенсированным напряжением \dot{U}'_C); однофазное реле сопротивления реагирует на напряжение и ток поврежденной фазы.

Минимальное значение $R_{з.м}$ для реле I больше $R_{з.м}$ для реле II в соответствующих режимах и $R_{з.м}$ для реле III в любых режимах. Абсолютные значения $R_{з.м}$ для реле II могут быть для ряда режимов небольшими и меньшими соответствующих значений для реле III. Как видно из табл. 2, при больших токах срабатывания отсечки нулевой последовательности (имеют место на линиях небольшой длины) при резких изменениях эксплуатационных режимов, приводящих к увеличению подпитки по току нулевой, а также и по току прямой последовательности, возможны случаи, когда отказ токовой отсечки будет происходить при меньшем значении переходного сопротивления в месте замыкания, чем отказ дистанционной защиты от замыканий на землю.

Для иллюстрации приведенных соотношений и выводов и оценки конкретных значений $R_{з.м}$ рассмотрим пример 1.

Пример 1. Линия 110 кВ работает в сети, в которой возможно резкое изменение эксплуатационных режимов, и как следствие изменение эквивалентных сопротивлений нулевой последовательности систем (рис. 3). Для всех возможных сочетаний режимов работы систем по выражениям табл. 1 подсчитаны максимальные значения переходных сопротивлений при однофазном замыкании на землю в месте включения защиты, охватываемых реле I—IV. Ток срабатывания токовой отсечки нулевой последовательности (реле IV) был определен по условию отстройки от короткого замыкания на шинах противоположной подстанции в расчетном режиме:

для защиты 1 $I_{с.з1} = 2,64$ ка;

для защиты 2 $I_{с.з2} = 2,48$ ка.

Результаты расчетов сведены в табл. 3, в которой приняты следующие обозначения: A_{max} , A_{min} , B_{max} , B_{min} — максимальные и минимальные режимы работы соответственно систем А и Б.

Сопротивление срабатывания дистанционной защиты $z_y \approx x_y = 0,85z_{1л} = 12$ ом.

Табл. 3 подтверждает и конкретизирует сделанные выше выводы на основании выражений табл. 1 и 2. В частности, интересно отметить, что некоторые результаты, приведенные в табл. 3, близки к значениям, полученным для соответствующих предельных условий табл. 2.

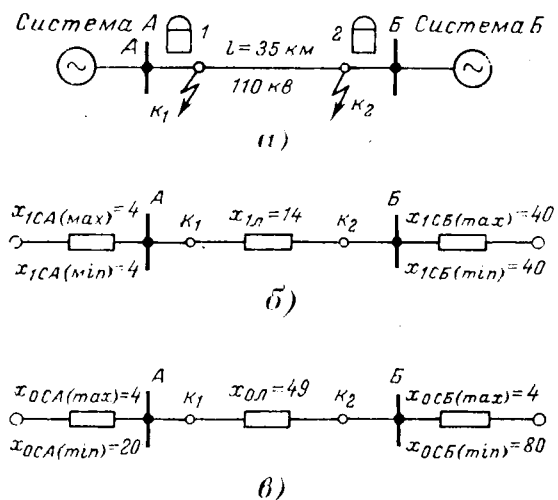


Рис. 3. Исходная схема (а) и схема замещения прямой (б) и нулевой (в) последовательностей для примера 1. Сопротивления элементов схем (даны в омах) приведены к напряжению 115 кВ.

Определяемая величина	Предельное значение параметра нулевой последовательности	Режим	Предельные значения $R_{з.м}$ при изменении параметров сети (линия без ответвлений)				
			при предельных значениях параметра прямой последовательности				
			$\frac{x_{1cI}}{x_y} \rightarrow \infty$	$\frac{x_{1cII}}{x_y} \rightarrow 0$	$\frac{x_{1cI}}{x_y} \rightarrow 0$	$\frac{x_{1cII}}{x_y} \rightarrow \infty$	
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$	$\frac{x_{0cI}}{x_y} \rightarrow 0$	I	при $0 \leq \frac{x_{1cII}}{x_y} \leq \infty$ 2,4 ÷ ∞	$\frac{x_{1cI}}{x_y} \geq \frac{1}{3} D \div \frac{1}{3} \sqrt{D^2 - 4} \div 0$ при 0	2 — 2,4	2	при $0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_y} \leq \infty$ 2 ÷ ∞
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$		II	1,35		0,96 — 1,35	0,96	0,96
$\frac{R_{з.м}}{z_y}$		III	1,17		1,83 — 1,17	1,83	1,83
$\frac{R_{з.м}}{x_{1л}}$		IV	при $0 \leq \frac{x_{1cII}}{x_{1л}} \leq \frac{D}{2} - 1$ $\frac{1}{3} \sqrt{D^2 - 4} \div 0$ Мнимое число		$\frac{1}{3} D \div \frac{1}{3} \sqrt{D^2 - 4}$	$\frac{1}{3} D$	при $0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_{1л}} > \frac{D}{2}$ $\frac{1}{3} D \div 0$ Мнимое число
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$	$\frac{x_{0cI}}{x_y} \rightarrow \infty$	I	при $0 \leq \frac{x_{0cII}}{x_y} \leq \infty$ 2,4 ÷ ∞	$0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_y} \leq \infty$ при 0	2,4 ÷ ∞	2,72 — ∞	при $0 \leq \frac{x_{0cII}}{x_y} \leq \infty$ 2,72 ÷ ∞
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$		II	2,4 ÷ ∞		$2 \div \infty$	2 — ∞	$2 \div \infty$
$\frac{R_{з.м}}{z_y}$		III	0		при $0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_y} \leq \infty$ 0,67 ÷ 0	0,67	0,67
$\frac{R_{з.м}}{x_{1л}}$		IV	—		—	—	—
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$	$\frac{x_{0cII}}{x_y} \rightarrow 0$	I	при $0 \leq \frac{x_{0cI}}{x_y} < \infty$ и $0 \leq \frac{x_{1cII}}{x_y} \leq \infty$ 2 ÷ 3	$0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_y} \leq \infty$ и	2 — 2,4	2 — 2,33	при $0 \leq \frac{x_{0cI}}{x_y} < \infty$ и $0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_y} \leq \infty$ 2 — ∞
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$		II	при $0 \leq \frac{x_{0cI}}{x_y} \leq \infty$ 1,35 — 2,4		0,96 — 2,4	0,96 ÷ 2,4	при $0 \leq \frac{x_{0cI}}{x_y} \leq \infty$ 0,96 — 2,4
$\frac{R_{з.м}}{z_y}$		III	1,17 ÷ 0		1,83 ÷ 0	1,83 ÷ 0,67	1,83 — 0,67
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$	$\frac{x_{0cII}}{x_y} \rightarrow \infty$	I	при $0 \leq \frac{x_{0cI}}{x_y} \leq \infty$ и $0 \leq \frac{x_{1cII}}{x_y} \leq \infty$ 2,4 ÷ ∞		$0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_y} \leq \infty$ и	2 ÷ ∞	2 ÷ ∞
$\frac{R_{з.м}}{x_y}$		II	при $0 \leq \frac{x_{0cI}}{x_y} \leq \infty$ 1,35 ÷ ∞	0,96 ÷ ∞		0,96 ÷ ∞	при $0 \leq \frac{x_{0cI}}{x_y} \leq \infty$ 0,96 ÷ ∞
$\frac{R_{з.м}}{z_y}$		III	1,17	при $0 \leq \frac{x_{1cI}}{x_y} \leq \infty$ 1,83 — 1,17		1,83	1,83

Таблица 3

Режим работы	Точка короткого замыкания	Защита	Сопротивления систем, Ом				Коэффициенты токораспределения		Максимальные значения переходного сопротивления для реле						
			x_{1cI}	x_{0cI}	x_{1cII}	x_{0cII}	k_{T1}	k_{T0}	I		II		III		IV
									$R_{з.м}/x_y$	$R_{з.м}'$ Ом	$R_{з.м}/x_y$	$R_{з.м}'$ Ом	$R_{з.м}/x_y$	$R_{з.м}'$ Ом	
A_{\max} B_{\max}	K_1 K_2	1 2	4 40	4 4	40 4	4 4	0,93 0,31	0,93 0,93	2,32 2,47	27,8 29,6	1,07 1,33	12,8 16	1,71 1,29	20,5 15,5	23 23,2
A_{\max} B_{\min}	K_1 K_2	1 2	4 40	4 80	40 4	80 4	0,93 0,31	0,97 0,398	2,38 2,75	23,6 33	1,14 1,96	13,7 23,5	1,76 0,67	21,1 8	24,2 Реле не работает
A_{\min} B_{\max}	K_1 K_2	1 2	4 40	20 4	40 4	4 20	0,93 0,31	0,725 0,94	2,5 2,49	30 29,8	1,32 1,33	15,8 16	1,47 1,30	17,7 15,6	17,5 23,6
A_{\min} B_{\min}	K_1 K_2	1 2	4 40	20 80	40 4	80 20	0,93 0,31	0,865 0,463	3,06 3,12	36,7 37,4	1,65 2,34	19,8 28,1	1,63 0,75	19,5 9	21 Реле не работает

Отметим, что сделанные выше для случая замыкания в начале защищаемой зоны выводы относительно принципиального различия влияния подпитки на чувствительность к переходным сопротивлениям многофазных реле сопротивления, с одной стороны, и однофазных и реле тока нулевой последовательности, с другой, могут быть распространены и на другие точки повреждения. По мере приближения места замыкания к концу защищаемой зоны уменьшаются коэффициенты токораспределения, что приводит к снижению значения $R_{з.м}$ для всех реле; однако для многофазных реле I и II, как показано в [Л. 1], это значение при прочих равных условиях тем больше, чем больше сопротивление нулевой последовательности питающей системы.

Принятый метод «предельного» анализа может быть использован для сравнительной оценки чувствительности к переходному сопротивлению реле разных типов на линии с ответвлениями.

На рис. 4,а приведен пример схемы линии с ответвлениями. Аналогично предыдущему рассматривается замыкание на землю в месте установки защиты.

На основании выражений табл. 1 с учетом выражений для коэффициентов токораспределения по аналогии со случаем линии без ответвлений были получены выражения для $R_{з.м}$ при предельных значениях параметров систем и вычислены соответствующие предельные значения $R_{з.м}$. Сравнение этих данных с аналогичными данными, полученными выше для линий без ответвлений, показывает, что наличие ответвлений может привести к существенному снижению чувствительности реле всех рассматриваемых типов к замыканиям через переходное сопротивление. Это связано со снижением коэффициентов токораспределения k_{T1} и k_{T0} по сравнению со случаем отсутствия ответвлений. Наиболее тяжелым с точки зрения чувствительности к переходному сопротивлению является случай, соответствующий минимальному значению сопротивления x_{0II} (подстанция на ответвлении расположена вблизи от места установки защиты, эквивалентное сопротивление нулевой последовательности ее трансформаторов мало).

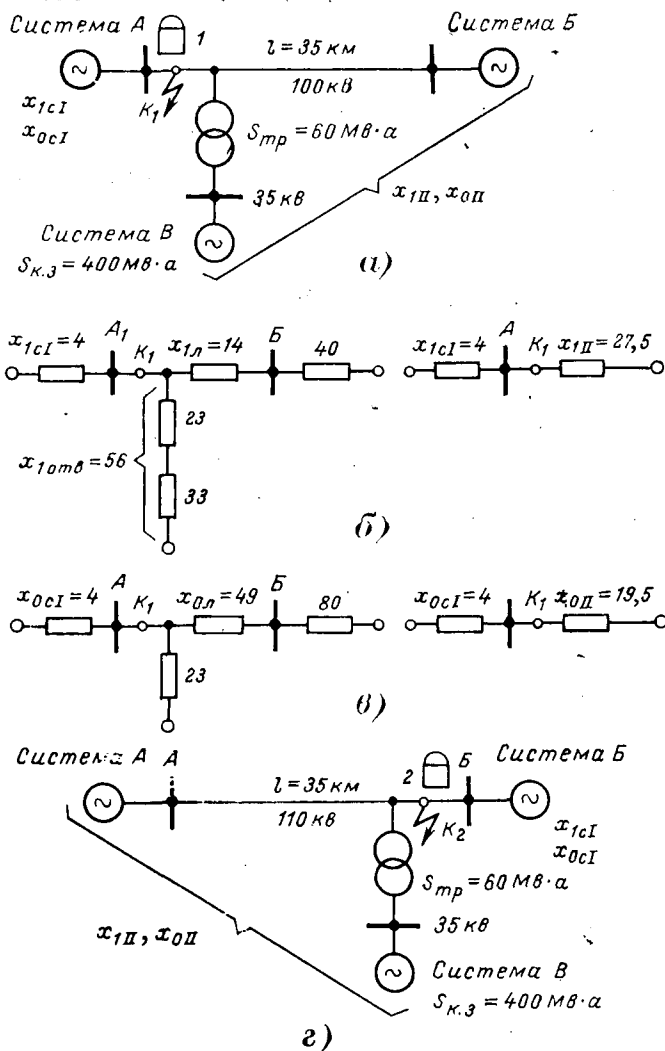


Рис. 4. Исходные схемы А (а) и Б (г) и схемы замещения прямой (б) и нулевой (в) последовательностей для схемы А линии с ответвлением.

x_{1cI} , x_{0cI} — сопротивления прямой (обратной) и нулевой последовательности системы, примыкающей к месту установки защиты; x_{1II} , x_{0II} — эквивалентное сопротивление прямой (обратной) и нулевой последовательности остальных элементов схемы относительно точки короткого замыкания (на рис. а — всех элементов, находящихся справа от точки K_1).

Таблица 4

Режим работы	Исходная схема сети рис. 4	Точка короткого замыкания	Защита	Сопротивления систем, ом				Коэффициенты токораспределения		Максимальные значения переходного сопротивления для реле						
				x_{IcI}	x_{0cI}	x_{III}	x_{0II}	k_{T1}	k_{T0}	I		II		III		IV
										$R_{з.м}/x_y$	$R_{з.м'}/ом$	$R_{з.м}/x_y$	$R_{з.м'}/ом$	$R_{з.м}/z_y$	$R_{з.м'}/ом$	
A-1	a	K_1	1	4	4	27,5	19,5	0,87	0,83	2,05	24,5	0,95	11,4	1,55	18,6	20,6
B-1	z	K_2	2	40	80	13,6	16	0,254	0,167	1,26	15,1	0,772	9,25	0,364	4,36	Не работает
A-2	a	K_1	1	4	20	27,5	19,5	0,87	0,495	1,78	21,4	0,8	9,6	1,16	13,9	11,9
A-3	a	K_1	1	4	20	54	19,5	0,93	0,495	1,8	21,6	0,78	9,35	1,2	14,4	11,9
B-2	z	K_2	2	40	80	18	16	0,31	0,167	1,3	15,6	0,745	8,95	0,402	4,82	2
B-3	z	K_2	2	20	80	20	12,2	1	0,132	1,52	18,3	0,3	3,6	0,82	9,9	Не работает

Пример 2. Для схем по рис. 4,а и z рассчитаны значения $R_{з.м}$ по выражениям табл. 1.

При расчете приняты следующие исходные параметры схемы:

- Режим A-1 — в соответствии с рис. 4,б и в;
 A-2 — то же, но $x_{0cI}=20$ ом;
 A-3 — то же, что и A-2, но питание со стороны ответвления (система B) отключено;
 Режим B-1 — схема рис. 4,з, параметры систем по 4,б и в;
 B-2 — то же, что B-1, но отключено питание со стороны ответвления;
 B-3 — то же, что B-1, но $x_{IcI}=20$ ом и отключено питание со стороны системы A и со стороны ответвления.

Результаты расчетов сведены в табл. 4. Их рассмотрение позволяет конкретизировать сделанные выше общие выводы относительно сравнительной чувствительности рассматриваемых реле к переходным сопротивлениям при замыканиях на линиях с ответвлениями.

Выводы. 1. Сравнительный анализ различных выполнений измерительных органов ступенчатой защиты от замыканий на землю в сети с глухозаземленной нейтралью с точки зрения чувствительности к переходному сопротивлению в месте замыкания в различных режимах работы сети представляет практический интерес для выбора типа измерительного органа защиты.

2. На линиях небольшой и средней длины, особенно при резких изменениях эксплуатационных режимов, чувствительность первой ступени дистанционной защиты может оказаться значительно выше, чем чувствительность токовой отсечки нулевой последовательности не только при металлических коротких замыканиях, но и при замыканиях через переходное сопротивление.

3. Поведение рассмотренных многофазных реле сопротивления I и II при однофазном замыкании на землю через переходное сопротивление на линии с двусторонним питанием принципиально отличается от поведения однофазного реле полного сопротивления III: увеличение сопротивлений нулевой, а также прямой последовательностей питающей системы приводит к увеличению чувствительности к переходному сопротивлению реле I и II и к уменьшению — реле III, т. е. наиболее неблагоприятные с рассматриваемой точки зрения режимы для одно-

фазного реле полного сопротивления наиболее благоприятны для реле многофазных.

4. Наличие ответвлений может приводить к существенному снижению чувствительности к переходному сопротивлению всех рассмотренных реле.

5. Чувствительность к переходным сопротивлениям на линиях без ответвлений, а также и на линиях с ответвлениями, для реле I во всех режимах больше, чем для реле II и III, и меньше зависит от изменения режимов работы сети; чувствительность реле II в ряде режимов может оказаться меньше, чем реле III.

6. Абсолютные значения переходного сопротивления, охватываемые реле I, при замыкании на землю через переходное сопротивление в начале линии достаточно высоки не только на линиях без ответвлений, но и на линиях с ответвлениями; чувствительность реле II и III в ряде режимов, в особенности на линиях с ответвлениями, может оказаться недостаточной.

7. С точки зрения чувствительности к переходным сопротивлениям при однофазных замыканиях на землю наиболее приемлемые характеристики из рассмотренных реле сопротивления имеет реле I.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рубинчик В. А. Действие многофазного компенсированного реле сопротивления при замыканиях на землю через переходное сопротивление.— «Электричество», 1971, № 6.
2. Рубинчик В. А. Поведение реле сопротивления, включаемого на компенсированное напряжение поврежденной фазы, на линии с двусторонним питанием.— «Электричество», 1973, № 7.
3. Аржаников Е. А. К вопросу о применении компенсированных дистанционных реле в устройствах защиты.— «Изв. вузов. Энергетика», 1968, № 11.
4. Атабеков Г. И. Упрощенная защита дистанционного типа от замыканий на землю.— «Электричество», 1940, № 4.
5. Мутон Л., Суллар М. Современная релейная защита. Пер. докладов Международной конференции по большим электрическим системам (CIGRE). Под ред. Ермоленко В. М. и Федосеева А. М. М., «Энергия», 1970.
6. Аржаников Е. А. Многофазные реле сопротивления и их выполнение на принципе определения порядка следования импульсов.— «Электричество», 1973, № 12.

[29.5.1973]



Многофазные реле сопротивления и их выполнение на принципе определения порядка следования импульсов

Канд. техн. наук АРЖАННИКОВ Е. А.

Ивановский энергетический институт

Использование дистанционных многоступенчатых защит позволяет построить систему основной и резервной защиты трехфазных линий электропередач. Однако до настоящего времени в нашей стране дистанционный принцип нашел широкое применение только для осуществления защит от междуфазных замыканий. Дистанционные защиты от всех видов замыканий (и между фазами, и на землю) считаются излишне сложными. Действительно, при использовании электромеханических реле токовая направленная защита нулевой последовательности выполняется проще, чем дистанционная защита от замыканий на землю. Современный уровень развития теории и практики релейной защиты позволяет несколько по-иному подходить к вопросу сложности устройств. С одной стороны, при выполнении на полупроводниковых и магнитных элементах разница в степени сложности реле сопротивления и токового реле значительно сглаживается. С другой стороны, развитие техники сравнения электрических величин позволяет выполнять реле сопротивления многофазными — реагирующими на соотношения между несколькими напряжениями и токами различных фаз. Многофазные реле упрощают общую схему защиты, что хорошо известно на примере реле системы А. М. Бреслера, широко применяемого в защитах от междуфазных замыканий. Некоторые типы многофазных реле сопротивления и один из способов их выполнения рассматриваются в данной статье.

Принципы действия многофазных реле. Все многофазные реле сопротивления используют для своего действия компенсированные напряжения. Рассматриваемые нами реле работают на основе информации о компенсированных напряжениях фаз

$$\dot{U}'_{\phi} = \dot{U}_{\phi} - (I_{\phi} + KI_0) Z_y, \quad (1)$$

где \dot{U}_{ϕ} , I_{ϕ} , I_0 — напряжение фазы, ток фазы и ток нулевой последовательности в месте включения реле; Z_y — сопротивление уставки реле, выбираемое по прямой последовательности; K — коэффициент компенсации по току нулевой последовательности, определяемый соотношением сопротивлений линии в схемах нулевой и прямой последовательностей.

При анализе свойств многофазных реле наиболее важны два вопроса: чувствительность реле к переходным сопротивлениям и поведение реле при наложении качаний на короткое замыкание.

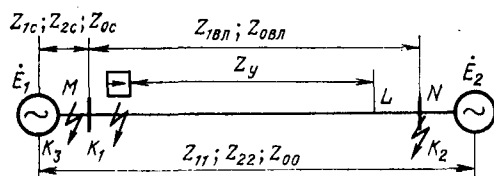


Рис. 1. Схема передачи.

$$\begin{aligned} Z_{1c} = Z_{2c} = 10/73^\circ; \quad Z_{1лп} = 33,8/73^\circ; \\ Z_{1п} = Z_{2п} = 63,8/73^\circ; \quad Z_{0c} = 10/78^\circ; \quad Z_{0лп} = 10/78^\circ; \\ Z_{0п} = 150/78^\circ. \end{aligned}$$

Возможны два пути анализа: а) построение семейств характеристик реле в плоскости сопротивления петли короткого замыкания (для замыкания

одной фазы на землю в плоскости $Z^{(1)} = \frac{\dot{U}_{\phi}}{I_{\phi} + KI_0}$)

и в плоскости сопротивления нагрузочного режима $Z^{(н)} = \dot{U}^{(н)}/I^{(н)}$, как это сделано в [Л. 1 и 3];

б) построение графиков зависимости чувствительности к переходным сопротивлениям от соотношений параметров линии и систем [Л. 2]. Очевидно, наиболее верный путь лежит в разумном сочетании двух методов.

Способ построения характеристик многофазных реле пояснен в приложении. Отметим, что поведение многофазного реле определяется семейством характеристик, так как положение каждой отдельной характеристики зависит от места и вида замыкания, соотношения между сопротивлениями систем и сопротивлением линии, значения переходного сопротивления и токов нагрузочного режима. Согласно приложению расположение характеристики при замыкании одной фазы на землю не зависит от величины переходного сопротивления только в том случае, если сопротивление нагрузочного режима бесконечно (для случая передачи, представленной на рис. 1, при равенстве по значению и совпадении по фазе э. д. с. эквивалентных систем). Поэтому семейство характеристик, построенных для случая бесконечно большого сопротивления нагрузочного режима, позволяет судить о чувствительности реле к переходным сопротивлениям. В дальнейшем в данной статье характеристики строятся именно для этого случая.

Известны два принципа выполнения многофазных реле сопротивления защит от замыканию на землю на основе определения фазных соотношений между компенсированными напряжениями трех фаз или между компенсированными напряжениями фаз и током нулевой последовательности.

Реле типа 1 срабатывает при обратном порядке чередования ($\dot{U}'_A, \dot{U}'_C, \dot{U}'_B$) компенсированных напряжений трех фаз [Л. 4]. В [Л. 1] показано, что реле имеет одинаковую протяженность зоны действия при всех видах несимметричных замыканий. При замыканиях между двумя фазами без земли характеристики реле совпадают с характеристиками реле системы А. М. Бреслера (окружность, смещенная в третий квадрант плоскости сопротивлений). При однофазных замыканиях на землю характеристика реле ограничена тремя дугами окружностей, как это показано на рис. 2,а. Рассмотрение свойств реле показало, что оно может обеспечивать защиту линии только от замыканий двух фаз без земли и на землю. При замыканиях одной фазы на землю чувствительность реле к переходным сопротивлениям явно недостаточна, так как характеристика рис. 2,а узка и вытянута вдоль оси X.

Реле типа 2 срабатывает при условии, что четыре вектора $\dot{U}'_A, \dot{U}'_B, \dot{U}'_C$ и $(-I_0)$ находятся в одной полуплоскости векторной диаграммы. Реле предложено в [Л. 5], свойства его анализировались в [Л. 2 и 3]. Реле работает только при замыканиях на землю и имеет одинаковую протяженность зоны действия при всех видах замыканий одной и двух фаз на землю. Характеристики реле при однофазных замыканиях показаны на рис. 2,б. Вид характеристик свидетельствует о высокой чувствительности к переходным сопротивлениям.

Анализ принципов выполнения многофазных реле позволил предложить еще один принцип.

Реле типа 3 срабатывает при условии, что векторы всех трех компенсированных фазных напряжений отстают от вектора тока нулевой последовательности на угол, меньший 180° . Реле имеет одинаковую протяженность зоны действия при всех видах замыканий одной и двух фаз на землю. При замыканиях одной фазы на землю характеристика реле имеет вид треугольника (рис. 2,в). Отметим, что характеристику можно рассматривать как организованную последовательным соединением контактов реактансных реле трех фаз, выполненных как «реле с компенсацией полного падения напряжения» по [Л. 6].

Граничные линии характеристик реле. Для рассмотренных выше многофазных реле граничные условия наступают либо при совпадении двух электрических величин по фазе, либо при нахождении их в противофазе. Например, реле типа 1 находится на грани срабатывания в условиях смены порядка чередования трех компенсированных напряжений, т. е. в условиях, когда какие-либо два из трех компенсированных напряжений совпадают по фазе. Реле типа 2 находится на грани срабатывания, когда четыре вектора занимают ровно половину плоскости векторной диаграммы. При этом два из четырех векторов должны находиться в противофазе, разделяя диаграмму на две полуплоскости, а два оставшихся вектора должны располагаться в одной из полуплоскостей. Реле типа 3 находится на грани срабатывания, когда один из векторов \dot{U}'_A, \dot{U}'_B или \dot{U}'_C совпадает по фазе или находится в противофазе с вектором I_0 , а оставшиеся векторы двух компенсированных напряжений отстают от вектора I_0 .

Метод построения граничных линий (см. приложение) подразумевает возможность записи уравнений линий в виде равенства нулю скалярного произведения двух электрических величин. Для реле типа 1 такие уравнения записываются в виде:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}'_A \cdot [-j\dot{U}'_B] &= 0; \quad [\dot{U}'_B] \cdot [-j\dot{U}'_C] = 0; \\ \dot{U}'_C \cdot [-j\dot{U}'_A] &= 0. \end{aligned} \right\} (2)$$

Уравнения граничных линий реле типа 3 записываются в виде:

$$\left. \begin{aligned} [-jI_0] \cdot \dot{U}'_A &= 0; \quad [-jI_0] \cdot \dot{U}'_B = 0; \quad [-jI_0] \cdot \dot{U}'_C = 0. \end{aligned} \right\} (3)$$

Уравнениями граничных линий реле типа 2 являются все шесть уравнений (2) — (3). Каждое из при-

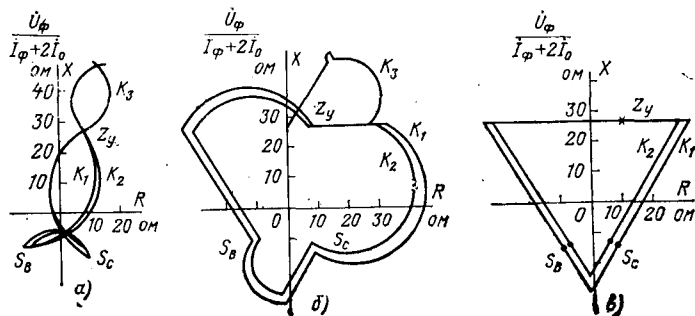


Рис. 2. Характеристики многофазных реле при замыканиях одной фазы на землю в точках K_1, K_2 и K_3 линии рис. 1.

веденных уравнений включает в себе и условия совпадения по фазе входящих в него электрических величин, и условия нахождения их в противофазе. Поэтому ограничивать характеристику реле должны отдельные части построенных по уравнениям граничных линий.

Метод, описанный в приложении, позволяет построить на плоскости шесть граничных линий, соответствующих шести уравнениям (2) и (3). Для случая характеристики в плоскости петли однофазного короткого замыкания в направлении срабатывания такие шесть линий показаны на рис. 3. Трем уравнениям (2) соответствуют три окружности: $Z_y 3S_B 4, S_B 4S_C 2$ и $Z_y I_S C 4$. Трем уравнениям (3) соответствуют три прямые: $3Z_y 1, 3S_B 2$ и $1S_C 2$.

Плоскость имеет три особые точки: Z_y, S_B и S_C , в которых обращаются в нуль напряжения \dot{U}'_A, \dot{U}'_B и \dot{U}'_C соответственно. Эти точки делят граничные линии на две части, одна из которых (показана на рис. 3 сплошной линией) соответствует совпадению двух электрических величин из числа $\dot{U}'_A, \dot{U}'_B, \dot{U}'_C$ и I_0 по фазе, другая (показана пунктиром) соответствует нахождению двух величин в противофазе. Определенные условиями срабатывания реле части граничных линий организуют характеристики, показанные на рис. 2.

Направленность многофазных реле. Из рис. 2 следует, что характеристики многофазных реле для случаев замыканий в направлении срабатывания и в противоположном направлении расположены в совершенно разных областях плоскости сопротивления. При этом характеристики, соответствующие

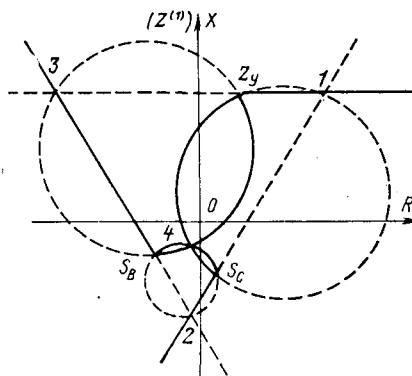


Рис. 3. Граничные линии характеристик реле.

щие замыканиям в направлении срабатывания, охватывают часть третьего и четвертого квадрантов плоскости сопротивлений. Однако это не свидетельствует о ненаправленности реле, а лишь отражает тот факт, что многофазное реле может срабатывать при замыканиях в направлении срабатывания через активно-емкостное переходное сопротивление.

При замыканиях в направлении, противоположном срабатыванию, характеристики реле типа 1 и 2 смещаются в первый квадрант выше точки Z_y , а реле типа 3 вообще не работает. Для реле с уставками первых ступеней защиты подобное смещение характеристик может быть объяснено следующим образом [Л. 1].

Пусть рассматривается поведение реле 1 передачи рис. 1 при замыкании в точке K_3 . Реле реагирует на соотношение между фазными напряжениями, компенсированными до точки L линии (реле типа 1). Предположим, что у шин N расположено такое же реле, компенсированное до той же точки L . При замыкании в точке K_3 (в направлении, противоположном срабатыванию реле 1) компенсированные напряжения обоих реле идентичны, так как они в определенном масштабе отражают действительные напряжения фаз в точке L . Для реле, расположенного у шин N , замыкание находится в направлении срабатывания и характеристика лежит выше точки Z_y . Там же располагается и характеристика реле, установленного у шин M , что и отображено на рис. 2,а.

Для реле типа 2 можно провести то же рассуждение, но с учетом, что ток нулевой последовательности у шин M и N имеет противоположное направление. Это позволяет объяснить вид характеристики рис. 2,б для случая замыкания в точке K_3 .

Реле типа 3 не имеет характеристики при однофазном замыкании в точке K_3 . Действительно, реле типа 3, расположенное у шин M , ведет себя так же, как реле, расположенное у шин N , и срабатывающее при условии, что вектор тока нулевой последовательности отстает от всех трех компенсированных фазных напряжений. Построение по правилам приложения границ характеристики подобного реле показывает, что на плоскости сопротивлений нет области, удовлетворяющей сформулированному условию срабатывания реле (по крайней мере для $Z_y < Z_{11} - Z_{1c}$).

Непосредственно из рис. 2 следует, что смещение в третий и четвертый квадранты характеристик, построенных для замыканий в направлении сраба-

тывания, увеличивает чувствительность многофазных реле к переходным сопротивлениям.

Возможность выполнения многофазного реле, защищающего от всех видов несимметричных замыканий. Реле типа 1 способно защищать линию от замыканий двух фаз на землю и без земли. Реле типа 2 и 3 защищают линию от замыканий одной и двух фаз на землю. Естественно, попытаться объединить положительные свойства реле различных типов, т. е. выполнить защиту от всех видов несимметричных замыканий, состоящую из сочетания реле типа 1 с реле типа 2 или 3. Дополнительно следует учесть, что реле перечисленных типов используют соотношения между одними и теми же компенсированными напряжениями фаз. У реле современного исполнения наиболее громоздка именно схема получения компенсированных напряжений. Поэтому целесообразно питать логические части реле двух типов от общих схем получения компенсированных напряжений. Тогда в сущности получается одно многофазное реле с усложненной логической частью. Блок-схема такого реле показана на рис. 4.

Реле, показанное на рис. 4, обеспечивает защиту от всех видов несимметричных замыканий. Отметим, что подобный способ выполнения односистемного реле предполагает одинаковость уставок срабатывания защиты как при замыканиях на землю, так и при междуфазных замыканиях. Это может в некоторых случаях привести к ухудшению характеристик защиты по сравнению с выполнением ее двумя отдельными комплектами, но существенно упрощает конструкцию защиты.

Выполнение реле защиты от несимметричных замыканий на принципе определения порядка следования импульсов. Известно много способов сравнения нескольких величин по фазе. Поэтому возможны различные исполнения реле по схеме рис. 4. В данной статье описывается выполнение на принципе определения порядка следования импульсов (принцип [Л. 7]). Для реализации реле все синусоидальные электрические величины $\dot{U}'_A, \dot{U}'_B, \dot{U}'_C$ и $m\dot{I}_0$ преобразуются в узкие импульсы, возникающие в момент прохождения мгновенного значения напряжения через нуль. При этом импульс, возникающий в начале положительного полупериода напряжения \dot{U}_i назовем импульсом $(+U_i)$. Соответственно в начале отрицательного полупериода возникает импульс $(-U_i)$.

Схема логической части реле показана на рис. 5. Элемент, срабатывающий при отставании векторов компенсированных напряжений от вектора тока нулевой последовательности состоит из сердечника с прямоугольной петлей гистерезиса (ППГ) $C1$, сопротивления $R1$ и двух транзисторов $T1$ и $T2$. Транзисторы соединены последовательно и образуют логическую ячейку $И$. Действие элемента основано на том, что если векторы \dot{U}'_A, \dot{U}'_B и \dot{U}'_C отстают от вектора \dot{I}_0 , то в промежуток времени между импульсом $(-I_0)$ и импульсом $(+I_0)$ нет ни одного импульса из числа $(+U'_A), (+U'_B), (+U'_C)$. Импульс $(-I_0)$, проходя по обмотке записи сердечника $C1$, записывает в сердечник «единицу». Следующий через половину периода импульс $(+I_0)$ счи-

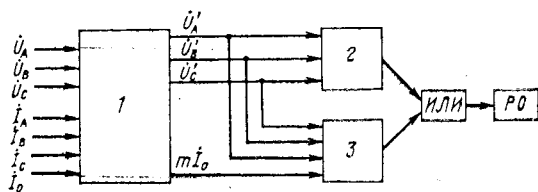


Рис. 4. Блок-схема реле защиты от всех видов несимметричных замыканий.

1 — схема формирования компенсированных напряжений и напряжения, пропорционального току нулевой последовательности; выполняется с использованием вспомогательных трансформаторов напряжения и трансреакторов; 2 — логическая часть реле типа 1 (схема, сигнал на выходе которой появляется при обратном порядке чередования компенсированных напряжений трех фаз); 3 — логическая часть реле типа 2 или 3; ИЛИ — логическая ячейка; РО — реагирующий орган.

гает «единицу», если за этот промежуток времени «единица» не была стерта ни одним из импульсов $(+U'_A)$, $(+U'_B)$ или $(+U'_C)$.

Разделение импульсов на стирающие и считаывающие объясняется наличием логической ячейки I на транзисторах. Стирающий импульс открывает только один транзистор $T2$ и ток в сопротивлении нагрузки не возникает. Если стирающего импульса не было, то считаывающий импульс открывает одновременно транзисторы $T1$ и $T2$, что вызывает появление импульса в сопротивлении нагрузки. Если стирающий импульс был, то считаывающий импульс открывает только транзистор $T1$.

Сопротивление $R1$ обеспечивает открытие транзистора $T1$ при прохождении считаывающего импульса, сопротивление $R2$ определяет минимальный уровень э. д. с. выходной обмотки сердечника, необходимый для открытия транзистора $T2$, сопротивление $R_{вх}$, через которое все импульсы поступают в схему, предназначено для запириания так называемой «обратной информации».

Элемент, срабатывающий при обратном порядке чередования компенсированных напряжений трех фаз, состоит из сердечника с ППГ $C2$, сопротивления $R3$ и двух транзисторов $T3$ и $T4$. Импульс $(+U'_A)$ для сердечника является записывающим, импульс $(+U'_B)$ — стирающим, импульс $(+U'_C)$ — считающим. При прямом порядке чередования вслед за импульсом записи появляется импульс стирания, при обратном — импульс считаывания, и в нагрузку проникает рабочий импульс.

Выполнен макет описанного реле, в котором логическая часть сделана двухполупериодной, а в качестве реагирующего органа применен расширитель импульсов с выходным поляризованным реле. Испытания макета показали его вполне приемлемые технические параметры.

Выводы. 1. Применение многофазных реле сопротивления может существенно упростить схемы дистанционных защит, особенно защит от всех видов замыканий.

2. Предложен новый принцип выполнения многофазного реле, позволяющий получить реле защиты от всех видов несимметричных замыканий на землю с треугольной характеристикой в плоскости сопротивления петли короткого замыкания.

3. Комбинируя несколько принципов, можно получить реле, способное защищать линию от всех видов несимметричных замыканий и на землю и без земли. Такое реле довольно просто выполняется с использованием феррит-транзисторных элементов по схемам определения порядка следования импульсов.

Приложение. Метод построения характеристик многофазных реле. Построение граничных линий характеристик целесообразно проводить по методу [Л. 8]. Для этого уравнения граничных линий записываются в виде равенства нулю скалярного произведения двух электрических величин. Для построения граничной линии, уравнение которой записано в виде $[A] \cdot [B] = 0$, на плоскости $F_{об}$, некоторого общего параметра $F_{об}$, уравнение преобразуется таким образом, чтобы оба сомножителя стали явными функциями от $F_{об}$. Если

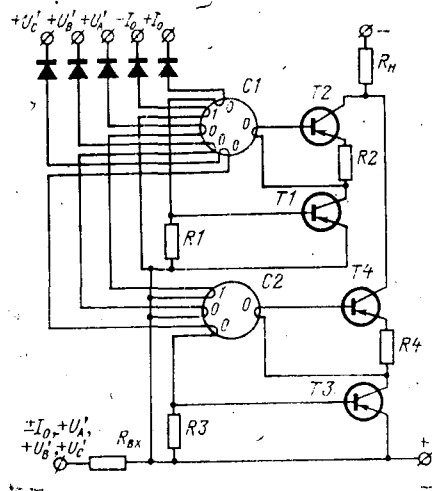


Рис. 5. Логическая часть реле защиты от всех видов несимметричных замыканий.

оба сомножителя зависят от общего параметра, то уравнение граничной линии приводится к виду

$$[A] \cdot [B] \equiv [F_{AB} (F_{об} - F_A)] \cdot [F_{об} - F_B] = 0. \quad (П-1)$$

Если от общего параметра зависит лишь один из сомножителей, то уравнение граничной линии записывается в виде:

$$[A] \cdot [B] \equiv [-F_{CB}] \cdot [F_{об} - F_B] = 0. \quad (П-2)$$

Согласно [Л. 8] граничная линия, описываемая уравнением (П-1), представляет собой окружность, проходящую через концы векторов F_A и F_B . Центр окружности лежит на пересечении перпендикуляра, проведенного через середину вектора $(F_A - F_B)$, с прямой, проведенной из конца вектора F_B под углом $\varphi_{AB} = \arg F_{AB}$ к вектору $(F_A - F_B)$. Если уравнения записаны так, что условиям срабатывания реле соответствует положительное значение скалярного произведения, то при $90^\circ > \varphi_{AB} > -90^\circ$ область срабатывания реле лежит вне окружности, при $90^\circ < \varphi_{AB} < 270^\circ$ — внутри.

Граничная линия, описываемая уравнением (П-2), представляет собой прямую, проходящую через точку конца вектора F_B под углом $(90^\circ + \varphi_{CB})$ к горизонтали. Область действия реле лежит слева от прямой, если $90^\circ > \varphi_{CB} > -90^\circ$, и справа от прямой, если $90^\circ < \varphi_{CB} < 270^\circ$.

Для построения характеристик многофазных реле в плоскости сопротивления петли короткого замыкания $Z^{(1)}$ необходимо привести уравнения (2) и (3) к виду (П-1) или (П-2), приняв в качестве общего параметра $Z^{(1)}$. Подобное приведение для случая однофазного замыкания на передаче рис. 1 позволяет найти параметры шести граничных линий в виде, приведенном в таблице.

Принятые в таблице обозначения.

При замыкании в направлении срабатывания

$$S_B, S_C = Z_Y - \frac{3 \{ (Z_{2c} + Z_Y) C_{2p} + [Z_{0c} + (K_1 + 1) Z_Y] C_{0p} \} \pm \pm j \sqrt{3} \{ (Z_{2c} + Z_Y) C_{2p} - [Z_{0c} + (K + 1) Z_Y] C_{0p} \}}{2 \left[C_{1p} + C_{2p} + (K + 1) C_{0p} + \frac{\Sigma Z^{(1)}}{Z^{(n)} - Z_{1k}} \right]}$$

(Знак плюс перед мнимой частью относится к S_B , знак минус к S_C .)

$$\alpha = \arg \frac{C_{0p}}{C_{1p} + C_{2p} + (K + 1) C_{0p} + \frac{\Sigma Z^{(1)}}{Z^{(n)} - Z_{1k}}};$$

Граница	φ_{AB}	F_A	F_B	Граница	$90^\circ + \varphi_{CB}$	F_B
$[U'_A] \cdot [-jU'_B] = 0$	-150°	Z_Y	S_B	$[-jI_0] \cdot [U'_A] = 0$	$180^\circ + \alpha$	Z_Y
$[U'_B] \cdot [-jU'_C] = 0$	-150°	S_B	S_C	$[-jI_0] \cdot [U'_B] = 0$	$300^\circ + \alpha$	S_B
$[U'_C] \cdot [-jU'_A] = 0$	-150°	S_C	Z_Y	$[-jI_0] \cdot [U'_C] = 0$	$60^\circ + \alpha$	S_C

$Z_{1к}, Z_{0к}$ — сопротивления прямой и нулевой последовательностей от места установки реле до точки короткого замыкания;

$C_{np} = \frac{Z_{nn} - Z_{nc} - Z_{nk}}{Z_{nn}}$ — коэффициент токораспределения в схеме n -й последовательности;

$Z^{(n)} = \frac{U^{(n)}}{I^{(n)}}$ — сопротивление нагрузочного режима в месте установки реле;

$\Sigma Z^{(n)} = C_{1p}(Z_{1c} + Z_{1к}) + C_{2p}(Z_{2c} + Z_{2к}) + C_{0p}(Z_{0c} + Z_{0к}) + 3R^{\Pi}$ — суммарное сопротивление схемы замещения однофазного замыкания;

R^{Π} — переходное сопротивление в месте замыкания.

Для случая замыкания в направлении, противоположном срабатыванию

$$S_B, S_C = Z_{\gamma} +$$

$$3 \{ (Z_{22} - Z_{2c} - Z_{\gamma}) C_{2p} + [Z_{00} - Z_{0c} - (K+1) Z_{\gamma}] C_{0p} \} \pm \frac{\pm j \sqrt{3} \{ (Z_{22} - Z_{2c} - Z_{\gamma}) C_{2p} - [Z_{00} - Z_{0c} - (K+1) Z_{\gamma}] C_{0p} \}}{2 \left[C_{1p} + C_{2p} + (K+1) C_{0p} + \frac{\Sigma Z^{(1)}}{Z^{(n)} + Z_{1к}} \right]}$$

$$\alpha = \arg \frac{C_{0p}}{C_{1p} + C_{2p} + (K+1) C_{0p} + \frac{\Sigma Z^{(1)}}{Z^{(n)} + Z_{1к}}};$$

$$C_{np} = \frac{Z_{nk} - Z_{nc}}{Z_{nn}}; \quad \Sigma Z^{(1)} = (Z_{1c} - Z_{1к} - Z_{11}) C_{1p} + (Z_{2c} - Z_{2к} - Z_{22}) C_{2p} + (Z_{0c} - Z_{0к} - Z_{00}) C_{0p} + 3R^{\Pi}.$$

Как следует из приведенных выражений, в случае, если сопротивление нагрузочного режима бесконечно, параметры граничных линий не зависят от величины переходного сопротивления. Для этого случая данные таблицы позволяют построить на плоскости $Z^{(1)}$ три окружности и три прямые, как это сделано на рис. 3.

Для определения, какая часть граничной линии соответствует совпадению электрических величин по фазе, а какая

часть соответствует нахождению величин в противофазе, найдены следующие правила

Линия в виде окружности [уравнение (П-1)] делится концами векторов \vec{F}_A и \vec{F}_B на две, в общем случае неравные дуги. Если угол φ_{AB} лежит в пределах $0^\circ < \varphi_{AB} < 180^\circ$, то длинная дуга окружности соответствует условиям совпадения векторов A и jB по фазе, а короткая дуга соответствует условиям нахождения векторов в противофазе. Если $-180^\circ < \varphi_{AB} < 0^\circ$, то совпадению векторов A и jB соответствует короткая дуга, а нахождение в противофазе — длинная.

Линия в виде прямой [уравнение (П-2)] делится концом вектора \vec{F}_B на два луча. Если $0^\circ < \varphi_{CB} < 180^\circ$, то нахождению векторов A и jB в противофазе соответствует левый луч, а если $-180^\circ < \varphi_{CB} < 0^\circ$, — нахождению векторов в противофазе соответствует правый луч.

По приведенным правилам и находится область действия многофазного реле.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аржанников Е. А. К вопросу о применении компенсированных дистанционных реле в устройствах защиты. — «Изв. вузов. Энергетика», 1968, № 11.
2. Рубинчик В. А. Действие многофазного компенсированного реле сопротивления при замыканиях на землю через переходное сопротивление. — «Электричество», 1971, № 6.
3. Аржанников Е. А. О применении многофазных реле сопротивления в устройствах защиты линий электропередач от замыканий на землю. — «Изв. вузов. Энергетика», 1972, № 4.
4. Tönnies Martin. Elektronisches Distanzrelais. — «Brown Boveri Mitteilungen», 1966, № 11—12.
5. Мутон Л., Суллар М. Быстродействующее статическое реле сопротивления. — В кн.: Современная релейная защита. М., «Энергия», 1970.
6. Атабеков Г. И. Релейная защита высоковольтных сетей. М., Госэнергоиздат, 1949.
7. Лебедев О. В. Дискретный способ сравнения электрических величин в измерительных органах устройств релейной защиты и автоматики энергосистем. — «Электричество», 1972, № 4.
8. Лосев С. Б., Чернин А. Б. Исследование трехфазного направленного реле сопротивления при коротких замыканиях и в неполнофазных режимах. — «Электричество», 1960, № 6.

[12.6.1973]



УДК 621.316.925.014.7

О защите от замыканий на землю компенсированных кабельных сетей 6—10 кВ с использованием принципа сравнения амплитуд переходных токов

Канд. техн. наук ЛЕБЕДЕВ О. В., инж. ШУИН В. А.
Ивановский энергетический институт им. В. И. Ленина

В последние годы для компенсированных сетей 6—10 кВ разработано много вариантов устройств селективной сигнализации замыканий на землю (УСЗ), однако найти полноценную, т. е. удовлетворяющую всем требованиям [Л. 1] и в то же время достаточно универсальную — пригодную для использования в большинстве сетей — защиту пока не удалось, и поиски в этом направлении не потеряли своей актуальности. В частности, выпускаемые промышленностью для рассматриваемых сетей весьма простые, надежные и достаточно универсальные устройства относительного замера уровня высших гармоник в присоединениях типа УСЗ-3 и УСЗ-3М не могут быть использованы для обнаружения поврежденного присоединения при кратковременных и перемежающихся замыканиях на землю, а также для телесигнализации (что весьма важно, например, в городских распределительных сетях). Кроме

того, эти устройства не всегда удобны в эксплуатации при большом числе присоединений.

Более сложные устройства абсолютного замера типа УСЗ-2/2 целесообразно применять в основном на крупных подстанциях и электрических станциях с большим числом присоединений, где достаточно велика кратность токов в поврежденном и неповрежденных присоединениях и сравнительно постоянный уровень высших гармоник [Л. 2]. С помощью этих устройств нельзя также обнаружить поврежденное присоединение при кратковременных замыканиях длительностью менее 3—5 периодов [Л. 3].

О селективной сигнализации кратковременных замыканий. Одним из требований, предъявляемых к УСЗ, является фиксация кратковременных замыканий. Проявляющаяся иногда тенденция отказываться от выполнения этого требования не обоснована.

вана и объясняется прежде всего отсутствием соответствующей аппаратуры промышленного изготовления. Целесообразность селективной сигнализации кратковременных (в том числе весьма кратковременных — порядка долей периода) замыканий может быть мотивирована следующим.

1. Устойчивым однофазным замыканиям в большинстве случаев предшествуют кратковременные [Л. 4], составляющие до 60—70% общего числа однофазных замыканий. Следовательно, селективная сигнализация кратковременных замыканий является прогнозирующим фактором, позволяющим своевременно обнаружить развитие дефектов изоляции (что, в частности, может быть использовано для повышения эффективности профилактики изоляции [Л. 5], а также опасные нарушения в действующем электрооборудовании, сопровождаемые кратковременными появлениями «земли» (например, обрыв фольги гибкой связи выключателей, кратковременные касания проводов воздушных линий заземленных предметов и т. п.).

2. Селективная сигнализация кратковременных замыканий обеспечивает надежное определение поврежденного присоединения при перемежающемся дуговым замыкании на землю, особенно в тех случаях, когда при небольших расстройках компенсации перемежающаяся дуга может носить характер весьма кратковременных искровых пробоев [Л. 6].

3. В отличие от общей быстродействующей сигнализации по напряжению $3U_0$, фиксирующей лишь факт появления кратковременных замыканий, селективная их сигнализация (особенно в сочетании со счетчиком числа срабатываний) правильно ориентирует дежурный персонал о месте и характере происходящих в сети процессов.

4. Информация о кратковременных замыканиях полезна при анализе развития повреждения (при переходе однофазных замыканий в междуфазные).

5. Накопление статистики о кратковременных замыканиях дает материал для их дальнейших исследований (в плане информации, которую они несут о состоянии изоляции элементов сети). Достаточно полных сведений о подобных исследованиях, актуальность которых не вызывает сомнений, не опубликовано, и такие исследования без указанных статистических данных вряд ли могут быть организованы и выполнены.

Кратковременные замыкания на землю особенно характерны для компенсированных сетей [Л. 6]. В то же время известно (например [Л. 6]), что повреждение твердого диэлектрика в кабелях, высоковольтных двигателях и т. п. приводит, как правило, к необратимому ухудшению изоляции. Следовательно, селективная сигнализация кратковременных замыканий особенно необходима в компенсированных сетях, так как при отсутствии ее (а следовательно, возможности своевременно обнаружить и ликвидировать место ослабленной изоляции) в этих сетях в большей степени, чем в сетях с изолированной нейтралью, накапливаются очаги будущих устойчивых повреждений, что в свою очередь может привести к более длительному выходу линий или другого оборудования из работы.

Поскольку кратковременные замыкания в большинстве случаев опасны для изоляции, достаточным

критерием для их сигнализации, на наш взгляд, можно считать сам факт их обнаружения (при любой их длительности и амплитуде переходного тока, которые могут существенно изменяться даже в пределах одной сети, в зависимости от режима ее работы и удаленности места повреждения).

О свойствах УСЗ, реагирующих на переходный процесс. Известно, что для выполнения защиты от замыканий на землю можно использовать переходный процесс, возникающий в момент пробоя изоляции. К достоинствам УСЗ, реагирующих на переходный процесс, относятся возможность регистрации как устойчивых, так и весьма кратковременных замыканий на землю, независимость их действия от режима компенсации и большая (по сравнению с УСЗ, реагирующими на установившийся ток) чувствительность при замыканиях через переходное сопротивление.

Принято, однако, считать (например [Л. 7 и 8]), что возможности применения защит подобного типа ограничиваются отсутствием у них повторности действия, что необходимо для отыскания места повреждения при устойчивом замыкании путем переключений на участках, не оборудованных защитой. В данном случае термин неточно отражает действительные свойства и возможности устройств, реагирующих на переходный процесс. Повторностью действия, понимая под ней способность устройства возвращаться в исходное состояние при отключении поврежденного участка и повторно срабатывать при включении его снова на неустранившееся замыкание (или при возникновении нового замыкания), обладают УСЗ обоих типов.

Специфику УСЗ на различных принципах можно более точно охарактеризовать терминами «непрерывность» и «однократность» действия. Первым качеством, понимая под ним способность устройства возвращаться в состояние, соответствующее срабатыванию, при попытке сквитировать сигнал в условиях устойчивого замыкания, обладают УСЗ, реагирующие на установившийся ток. В отличие от них УСЗ, реагирующие на переходный процесс, непрерывностью действия не обладают и являются устройствами однократного действия, что создает вероятность (правда, весьма малую) потери информации при ошибочном квитировании сигнала (до восприятия персоналом) о замыкании и не позволяет с их помощью получить информацию об исчезновении «земли». Однако, учитывая наличие приборов контроля изоляции, последний недостаток также несуществен и, как правило, не мешает применению указанного выше способа отыскания поврежденного участка путем переключений.

Высказываемое иногда мнение о весьма низкой помехоустойчивости всех УСЗ, реагирующих на переходный процесс, по сравнению с реагирующими на установившийся ток, является по существу гипотетическим. Практически помехоустойчивость может быть достаточно высокой.

Возможность отказа рассматриваемых УСЗ при замыканиях в момент близкого к нулю напряжения поврежденной фазы или при медленно развивающихся повреждениях вследствие ее малой вероятности в кабельных сетях 6—10 кв практически можно не принимать во внимание.

Таким образом, использование УСЗ, реагирующих на переходный процесс, позволяет практически в полной мере удовлетворить всем основным требованиям, предъявляемым к защите от замыканий на землю компенсированных сетей.

Совместное применение централизованных устройств сигнализации замыканий на землю (ЦУСЗ), реагирующих на переходный и установившийся токи. Бесспорным преимуществом устройств непрерывного действия по сравнению с устройствами однократного действия является возможность выполнения их переносными (например УСЗ-3, УСЗ-3М). Переносные устройства целесообразно применять при отыскании места устойчивого замыкания в разветвленных сетях на участках, непосредственно примыкающих к потребителям, где они позволяют ускорить поиск поврежденного участка, а также уменьшить число требуемых переключений.

Можно также отметить, что непрерывность действия позволяет при устойчивом замыкании исключить указанный выше случай потери информации вследствие ошибочного квитирования сигнала, а также при желании проверить правильность показания защиты без отключения присоединения. Таким образом, при возможности достаточно простой реализации наиболее эффективным в компенсированных сетях 6—10 кВ является совместное использование устройств непрерывного и однократного действия. Такое решение позволяет эффективно использовать достоинства и нейтрализовать недостатки различных принципов, обеспечить взаимное дублирование и резервирование УСЗ и тем самым существенно повысить надежность работы и удобство эксплуатации защиты от замыканий на землю. Предлагавшиеся ранее комбинации двух различных принципов в одном устройстве индивидуального типа, а также совместное использование двух индивидуальных устройств на различных принципах, например [Л. 7 и 8], ввиду чрезмерного усложнения и удорожания системы сигнализации замыканий на землю не получили широкого распространения.

Возможность решить эту задачу более простыми и экономичными средствами дает, на наш взгляд, применение ЦУСЗ, использующих для определения поврежденного присоединения информацию об электрических величинах во всех присоединениях защищаемого объекта. Применение ЦУСЗ позволяет упростить защиту и резко уменьшить удельные (на присоединение) количество элементов и стоимость.

Следует, однако, отметить, что для наиболее эффективной реализации последнего преимущества ЦУСЗ по сравнению с УСЗ индивидуального типа принципиальное значение имеет также конструктивное выполнение, которое должно обеспечивать универсальность ЦУСЗ, т. е. возможность применения одного и того же исполнения для объектов с различным числом присоединений.

В большинстве случаев в качестве ЦУСЗ непрерывного действия для совместного использования с ЦУСЗ, реагирующим на переходный процесс, целесообразно применить устройство типа УСЗ-3М (либо как переносное — одно на несколько объек-

тов, либо как стационарное с использованием монтажа для ЦУСЗ, реагирующего на переходный процесс, дополненного многопозиционным — по числу присоединений — переключателем). В отдельных случаях не исключено использование и других устройств, например, если чувствительность УСЗ-3М оказалась недостаточной, и целесообразно использовать устройства на наложенных токах.

Существует мнение, что использование централизованных устройств, подключаемых к трансформаторам тока нулевой последовательности (ТНП) одновременно всех присоединений, ведет к значительному увеличению расхода контрольного кабеля. В связи с этим следует заметить, что это имеет место в основном не за счет перехода к централизованному способу обработки информации, а за счет понятной тенденции устанавливать ЦУСЗ не в распределительном устройстве, а на щите управления даже в тех случаях, когда без этого в принципе можно обойтись (например, как это часто делают при применении устройства типа УСЗ-3М).

Преимущества использования принципа сравнения амплитуд переходных токов в присоединениях. Для выполнения селективной защиты, реагирующей на переходный процесс, в радиальных кабельных сетях 6—10 кВ простое и принципиально обеспечивающее высокую надежность решение дает использование принципа сравнения амплитуд переходных токов в присоединениях. Устройства ЦУСЗ, выполненные на этом принципе [Л. 9 и 10], в отличие от известных исполнений других принципов, например [Л. 11], обладают такими существенными преимуществами, как нечувствительность к искажениям фазных соотношений между током и напряжением нулевой последовательности и между токами в присоединениях, которые могут появиться в процессе развития переходного процесса или при передаче информации датчиками — трансформаторами напряжения и ТНП. В то же время, как и устройства, реагирующие на фазные соотношения, они не требуют отстройки от бросков переходных токов, обусловленных собственными емкостями присоединений, что позволяет обеспечить их чувствительность и селективность в большинстве радиальных кабельных сетей 6—10 кВ, а также существенно упрощает их настройку и исключает необходимость в выборе уставок.

Использование ЦУСЗ на принципе сравнения амплитуд переходных токов при малой кратности токов в присоединениях. В отдельных случаях кратность амплитуд переходных токов может оказаться очень малой (близкой к единице), что затрудняет использование рассматриваемого принципа. Это, например, характерно для линий, связывающих защищаемый объект с электросетью другого объекта (питающие линии распределительных пунктов городских электросетей, секций собственных нужд ТЭЦ и т. п.).

Однако, если кратность амплитуд переходных токов такого присоединения L_1 (рис. 1) и присоединения с наибольшим собственным емкостным током из числа остальных достаточно велика ($I_{1m}''/I_{2m}' \gg 1$), что в таких случаях, как правило, имеет место, то селективность ЦУСЗ на принципе сравнения амплитуд переходных токов обеспечивается доста-

точно просто с помощью нелинейного элемента НЭ с характеристикой 1, показанной на рис. 2 (или иногда источника опорного напряжения $U_{оп} = U_{н.э.макс}$). Действие ЦУСЗ при этом можно упрощенно пояснить, рассмотрев наиболее неблагоприятный с точки зрения селективности и чувствительности случай, когда все присоединения, кроме указанных (L_1 и L_2 , рис. 1), отключены.

Из рис. 2 следует, что для обеспечения правильного срабатывания ЦУСЗ при замыканиях на присоединении L_1 (точка K' , рис. 1) должно быть выполнено условие

$$U_{н.э} - I_{2m}' k_H k_P \geq \Delta U_{ср}, \quad (1)$$

а при замыканиях на присоединении L_2 (точка K'') —

$$\frac{I_{2m}''}{k_H} k_P - U_{н.э} \geq \Delta U_{ср}, \quad (2)$$

где $\Delta U_{ср}$ — минимальное значение разности амплитуд напряжений на входах ЦУСЗ, соответствующее срабатыванию, определяемое избирательной чувствительностью (см. ниже) устройства; $U_{н.э}$ — амплитуда напряжения на входе ЦУСЗ, подключенном к НЭ; k_H — коэффициент надежности; k_P — коэффициент чувствительности; $k_P = U_{2m}/I_{2m}$ — коэффициент преобразования для присоединения L_2 ; U_{2m} , I_{2m} — амплитуды напряжения на входе ЦУСЗ, подключенном к ТНП присоединения L_2 , и переходного тока в присоединении L_2 .

При достаточно высокой чувствительности ЦУСЗ ($\Delta U_{ср} \ll I_{2m}' k_H k_P$) из (1) и (2) можно определить требуемую по условиям селективности и чувствительности кратность амплитуд переходных токов $I_{1m}'' = I_{2m}''$ и I_{2m}' :

$$\frac{I_{1m}''}{I_{2m}''} = \frac{I_{2m}''}{I_{2m}''} \geq k_H k_P. \quad (3)$$

Значения k_H и k_P в рассматриваемом случае определяются в основном погрешностью расчета амплитуд переходных токов I_{1m}'' и I_{2m}' и ориентировочно могут быть приняты равными 2,0—2,5 [Л. 12]. При увеличении числа присоединений, подключенных к шинам (при замыкании в т. K''), увеличивается амплитуда тока I_{2m}'' , а следовательно, и чувствительность защиты.

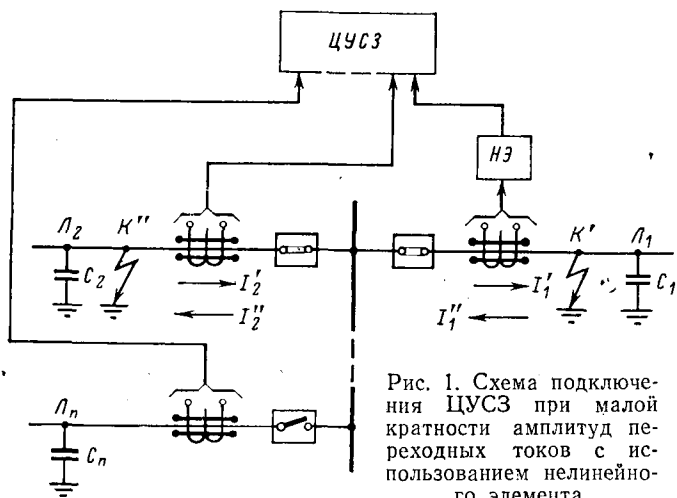


Рис. 1. Схема подключения ЦУСЗ при малой кратности амплитуд переходных токов с использованием нелинейного элемента.

ЦУСЗ «Феррит».

Фиксация номера поврежденного присоединения по значению переходного тока должна осуществляться в элементе, обладающем памятью. Достаточно просто операция «память» может быть реализована на магнитных элементах с прямоугольной петлей гистерезиса (ППГ). Магнитные элементы на ферритовых сердечниках с ППГ мало чувствительны к помехам, имеют небольшие габариты и вес, позволяют обеспечить длительное и надежное хранение информации о поврежденном присоединении даже при исчезновении напряжения оперативного тока, что особенно важно при использовании ЦУСЗ на необслуживаемых объектах.

Для световой индикации номера поврежденного присоединения целесообразно использовать малогабаритные тиратроны с холодным катодом, хорошо сочетающиеся с магнитными элементами. Следует отметить, что использование тиратронов для реализации функции долговременной памяти нецелесообразно ввиду их недостаточной помехоустойчивости и возможности потери информации при кратковременных посадках напряжения оперативного тока. Изложенные соображения были положены в основу разработанного ЦУСЗ на магнитных дискретных элементах и тиратронах с холодным катодом ТХ5Б, которое было названо нами условно «Феррит».

Принципиальная схема устройства представлена на рис. 3. Устройство состоит из n однотипных ячеек (в количестве, равном числу защищаемых линий), пускового органа I и основного блока II. Каждая ячейка состоит из измерительного элемента, выполняющего одновременно функцию оперативной памяти, элемента долговременной памяти и сигнального элемента. При необходимости выравнивания или ограничения напряжений на входах измерительные элементы подключаются к вторичным обмоткам ТНП через согласующие элементы — делители напряжения на резисторах R.

Элементы оперативной и долговременной памяти выполнены на ферритовых сердечниках с ППГ соответственно S_1 , S_2 , имеющих обмотки записи ω_1 , ω_5 , запрета ω_2 , ω_6 , считывания ω_3 , ω_7 и выходные ω_4 , ω_8 . Измерительные элементы вместе с блокирующим конденсатором C_2 , шунтированным разрядным сопротивлением R_3 образуют амплитудный дискриминатор (АД), обеспечивающий:

- выбор входа с наибольшей амплитудой напряжения;
- запись 1 в элемент оперативной памяти, соответствующий входу с наибольшей амплитудой напряжения;
- стирание в момент записи 1 информации с элементов памяти, соответствующих входам с меньшей амплитудой напряжения.

Пусковой орган состоит из реле 1Р, включенного через активно-емкостной контур $R_4 C_3$ на выпрямленное напряжение нулевой последовательности $3U_0$. Пусковой орган обеспечивает отстройку защиты от коммутационных процессов по амплитуде (порог срабатывания 15—30 в) и передачу информации из элементов S_1 в элементы S_2 только при возникновении замыкания на землю. Наличие емкости C_3 обеспечивает автомати-

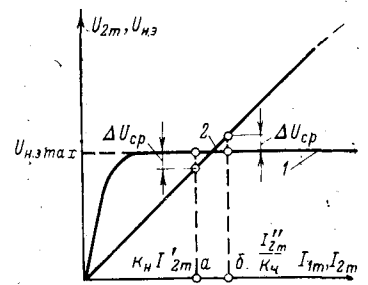


Рис. 2. Зависимости амплитуд напряжений на входах ЦУСЗ от амплитудных значений переходных токов в присоединениях.

1 — на входе, подключенном к НЭ; 2 — на входе, подключенном к ТНП на присоединении L_2 [точками а и б обозначены максимальное и минимальное значения соответственно $K_H I_{2m}'$ и I_{2m}''/K_P , удовлетворяющие выражениям (1) и (2)].

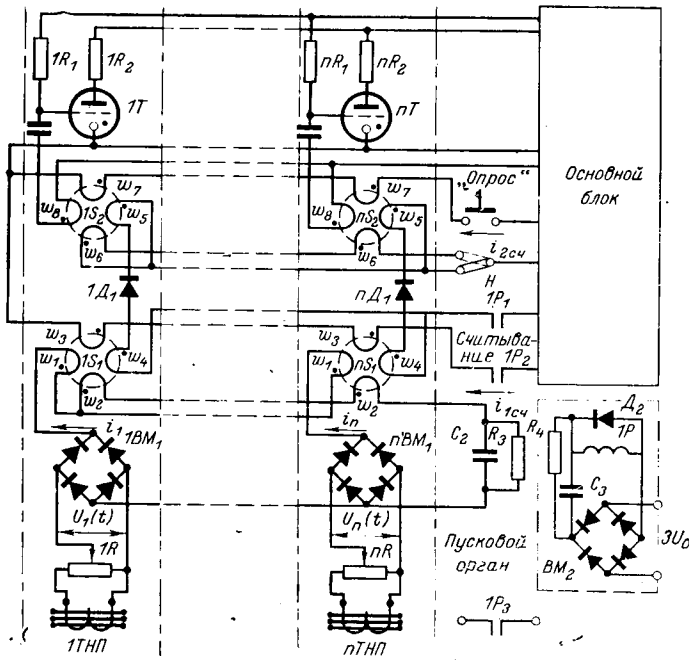


Рис. 3. Принципиальная схема устройства «Феррит».

ческий возврат пускового органа после считывания информации с элементов S_1 . Выходной контакт реле пускового органа $1P_3$ используется для коммутации внешних цепей: сигнализации, телемеханики, счетчика числа срабатываний и т. п. Основной блок, имеющий относительно простую схему, содержит нестабилизированный источник питания анодных и сеточных цепей тиратронов, конденсаторы для получения импульсов тока считывания с сердечников S_1 и S_2 $i_{1сч}$ и $i_{2сч}$ и некоторые другие элементы. Питание устройства осуществляется от сети переменного тока 220 в. Параметры элементов схемы рассчитаны на работу устройства в диапазоне температур $(-40^\circ\text{C})-(+40^\circ\text{C})$.

Устройство работает следующим образом.

Пусть начальное состояние всех сердечников S_1 и S_2 определяется значением остаточной индукции $-B_r$ (состояние 0) или один из сердечников S_1 находится в состоянии $+B_r$ (состояние 1). В состоянии 1 может находиться только один из сердечников S_1 , так как запись 1 в какой-либо из этих сердечников сопровождается одновременным стиранием 1 с любого другого за счет тока, протекающего по цепи запрета.

В дальнейшем принимается, что повреждено первое присоединение, т. е. $U_{1m} > U_{2m}, U_{3m}, \dots, U_{nm}$.

Число витков обмотки w_1 выбирается из условия $w_1 = 2w_2$. Учитывая, что обмотки w_1 и w_2 включены встречно-последовательно, н. с., приложенная к сердечнику $1S_1$,

$$F_1 = w_1 i_1 - w_2 \sum_{j=1}^n i_j = w_2 \left(i_1 - \sum_{j=2}^n i_j \right), \quad (4)$$

а н. с., приложенная к k -му сердечнику,

$$F_k = w_1 i_k - w_2 \sum_{j=1}^n i_j = w_2 \left[i_k - \left(i_1 + \sum_{\substack{j=2 \\ j \neq k}}^n i_j \right) \right], \quad (5)$$

где n — число выпрямительных мостов BM_1 , пропускающих в данный момент ток.

По мере заряда блокирующего конденсатора C_2 вентили мостов, на входы которых поданы меньшие

по амплитуде напряжения, будут запираются, т. е.

значение n и соответственно члены $\sum_{j=2}^n i_j$ в (4) и

(5) будут уменьшаться. В предельном случае, когда все мосты, кроме $1BM_1$, запорты напряжением на конденсаторе C_2

$$F_1 = i_1 w_2 > 0; \quad (6)$$

$$F_k = -i_1 w_2 < 0, \quad (7)$$

т. е. в режиме записи

$$F_1 = -F_k = i_1 w_2. \quad (8)$$

Под действием $F_1 > 0$ сердечник $1S_1$ перемагничивается из состояния 0 в состояние 1. Каждый из остальных сердечников $2S_1 - nS_1$ под действием $F_k < 0$ удерживается в состоянии 0, а если в какой-нибудь из них была записана 1, происходит ее стирание. Блокирующий конденсатор C_2 , заряжаясь в первый полупериод переходного процесса до напряжения, превышающего U_{2m}, \dots, U_{nm} , блокирует цепи записи в элементах $2S_1 - nS_1$, н. с. в которых соответствует выражению (8). Этим предотвращается возможность неправильной работы АД в последующие моменты времени, когда, например за счет расхождения частот переходных токов в присоединениях или насыщения ТНП мгновенные значения напряжений $u_2(t), u_3(t), \dots, u_n(t)$ могут оказаться большим, чем $u_1(t)$. Следовательно, устройство оказывается нечувствительным к искажениям фазных соотношений и различию частот и формы переходных токов в присоединениях.

При срабатывании пускового органа осуществляется считывание 1 с элемента $1S_1$ и запись 1 в элемент $1S_2$. Предусмотрена возможность работы элементов S_2 в двух режимах:

- 1) запоминание всех замыканий (режим I);
- 2) запоминание только последнего замыкания (режим II).

В последнем режиме встречно-последовательно с обмотками записи w_5 с помощью накладки H (рис. 3) включается цепь запрета — обмотки w_6 . При этом запись 1 на каком-либо элементе S_2 сопровождается одновременным стиранием состояния 1 с любого другого элемента S_2 . В режиме I цепь запрета отключена. Режим I целесообразен в первую очередь на объектах без обслуживающего персонала, когда необходимо иметь информацию о кратковременных замыканиях на ряде присоединений. В режиме I для отыскания места последнего замыкания без отключения присоединений (в том случае, если оно устойчивое, а перед этим были кратковременные замыкания на других присоединениях и персонал не успел своевременно произвести опрос — считывание информации с элементов S_2), целесообразно использовать устройство типа УСЗ-3М.

Опрос элементов памяти S_2 производится персоналом вручную. При нажатии кнопки опроса 1 с элемента S_2 стирается, а на его выходной обмотке w_8 появляется импульс напряжения, зажигающий соответствующий тиратрон. Использование тиратронов только как индикаторов, обеспечивающих световую сигнализацию поврежденного присоединения с момента опроса до квитирования, позволяет в остальное время снимать с тиратронов анод-

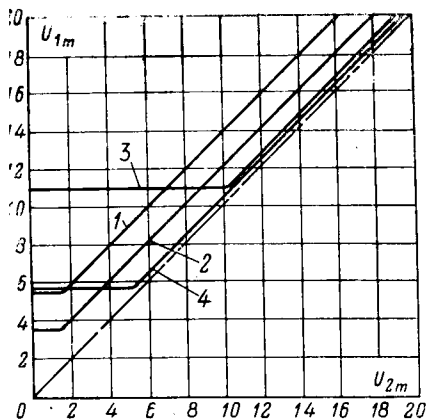


Рис. 4. Характеристики срабатывания устройства «Феррит» при различных значениях частоты переходного тока f_n и температуры окружающей среды t_{cp} .

1 — $f_n = 3000$ гц, $t_{cp} = -40$ °C;
2 — $f_n = 3000$ гц, $t_{cp} = +20$ °C;
3 — $f_n = 200$ гц, $t_{cp} = -40$ °C;
4 — $f_n = 200$ гц, $t_{cp} = +20$ °C.

ное напряжение, что исключает возможность их ложных зажиганий от помех и увеличивает продолжительность работы. При отсутствии анодного напряжения через тиратроны протекает только ток подготовки (в промежутке сетка — катод), обеспечивающий формовку тиратронов, а следовательно, постоянство их свойств. Такой режим работы тиратронов, стирание в момент записи любой ложной информации с элементов оперативной памяти и использование в качестве элементов долговременной памяти помехоустойчивых магнитных элементов обеспечивают высокую надежность работы устройства «Феррит» в условиях эксплуатации энергетических объектов.

Чувствительность устройства «Феррит» целесообразно оценивать двумя параметрами: амплитудной и избирательной чувствительностью. Амплитудная чувствительность определяет минимальную амплитуду напряжения на входе измерительной ячейки поврежденного присоединения U_{1mcp} , при которой обеспечивается полное перемагничивание сердечника S_1 . Избирательная чувствительность определяет минимальную разность амплитуд напряжений на входах ячеек, подключенных к поврежденному и неповрежденному (с наибольшим собственным емкостным током) присоединениям $\Delta U_{cp} = U_{1m} - U_{2m}$, необходимую для полного перемагничивания сердечника S_1 .

Характеристику срабатывания устройства, показанную на рис. 4, удобно задавать в виде зависимости $U_{1m} = f(U_{2m})$. Как видно из рис. 4, ΔU_{cp} весьма мало, и поэтому избирательность устройства «Феррит» определяется практически только возможностью точного выравнивания (с помощью делителей R , рис. 3) напряжений на входах измерительных ячеек. Испытания устройства «Феррит» на различных объектах компенсированной сети и положительный опыт его эксплуатации подтверждают положения, изложенные в статье.

Выводы. 1. В кабельных сетях 6—10 кв следует регистрировать не только устойчивые, но и кратковременные (в том числе длительностью порядка долей периода) замыкания на землю.

2. Повторностью действия обладают как УСЗ, реагирующие на установившийся ток, так и УСЗ, реагирующие на переходный процесс. Непрерывностью действия обладают УСЗ, реагирующие на установившийся ток, в отличие от УСЗ, реагирую-

щих на переходный процесс, обладающих однократностью действия.

3. Оптимальное решение дает совместное применение ЦУСЗ, реагирующих на переходный процесс и на установившийся ток, что позволяет более простыми средствами, чем при применении УСЗ индивидуального типа, обеспечить взаимное дублирование и резервирование, и используя достоинства, нейтрализовать недостатки различных принципов.

4. Для селективной сигнализации, реагирующей на переходный процесс в компенсированных радиальных кабельных сетях 6—10 кв, достаточно простое и принципиально обеспечивающее высокую надежность решение дает использование принципа сравнения амплитуд токов в присоединениях.

5. Для совместного применения с ЦУСЗ, реагирующим на переходный процесс, в большинстве случаев наиболее целесообразно использование ЦУСЗ типа УСЗ-3М на принципе сравнения уровней высших гармоник в установившемся токе однофазного замыкания.

6. Использование магнитных дискретных элементов на малогабаритных ферритовых сердечниках с ППГ и миниатюрных тиратронов с холодным катодом дает возможность получить на принципе сравнения амплитуд переходных токов в присоединениях достаточно простые и надежные ЦУСЗ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Решение совещания по вопросам защит от замыканий на землю в системах с изолированной или заземленной через компенсирующие катушки нейтралью. Московское правление НТО ЭП, Комиссия дальних передач при ЭНИН АН СССР. М., 1959.
2. Кискачи В. М. Условия селективной работы сигнализации однофазных замыканий с использованием высших гармоник тока нулевой последовательности. — «Труды ВНИИЭ», М., «Энергия», 1966, вып. 26, с. 80—88.
3. Кискачи В. М., Назаров Ю. Г. Определение поврежденного присоединения при замыканиях на землю в кабельных сетях. — «Электрические станции», 1965, № 7, с. 60—64.
4. Долгинов А. П. Техника высоких напряжений в электроэнергетике. М., «Энергия», 1968, 464 с.
5. Шалыт Г. М. Повышение эффективности профилактики изоляции в кабельных сетях. — «Труды ВНИИЭ», М., Госэнергоиздат, 1959, вып. 8, с. 77—97.
6. Лихачев Ф. А. Замыкания на землю с изолированной нейтралью и с компенсацией емкостных токов. М., «Энергия», 1971. 152 с.
7. Сирота И. М. О принципах выполнения защиты от замыканий на землю в компенсированных сетях. — В кн.: «Автоматизация и релейная защита электрических систем», Киев, «Наукова Думка», 1966, с. 100—119.
8. Кискачи В. М., Назаров Ю. Г. Сигнализация однофазных замыканий на землю в компенсированных кабельных сетях 6—10 кв. — «Труды ВНИИЭ». М., Госэнергоиздат, 1963, вып. 16, с. 219—251.
9. Бурухман В. А., Иоэльсон В. И. Центральное устройство селективной сигнализации замыканий на землю типа «Земля». — В кн.: «Наладочные и экспериментальные работы ОРГРЭС». М., «Энергия», 1968, вып. 35, с. 316—324.
10. Бухтояров Ф. А., Поляков В. Е., Зырянов А. Н. Центральное устройство селективной сигнализации замыканий на землю типа СЗВИ. — «Электрические станции», 1968, № 11, с. 78—80.
11. Попов И. П., Соколова Г. В. Устройство сигнализации замыканий на землю с импульсным реле направления мощности. — В кн.: «Сигнализация замыканий на землю в компенсированных сетях». М., Госэнергоиздат, 1962, с. 12—39.
12. Сирота И. М. Переходные процессы в компенсированной сети при замыкании фазы на землю. — В кн.: «Вопросы устойчивости и автоматики энергетических систем», Киев, изд. АН УССР, 1959, вып. 16, с. 55—76.

[4.6.1973]

Электрическая прочность сжатых газов в системе электродов «шар — плоскость»

ЛЯПИН А. Г., СЕМЕНОВ Ю. Н.

ЭНИИ им. Г. М. Кржижановского

Большинство аппаратов ТВН, главным образом коммутирующие элементы, содержат системы электродов типа «шар — шар» или «шар — плоскость». Поэтому определение электрической прочности для таких систем представляет интерес при конструировании высоковольтных агрегатов, в качестве основной изоляции которых используются сжатые газы [Л. 1]. С этой целью при сохранении принятой в [Л. 2] методики и оборудования были проведены опыты по определению электрической прочности газов H_2 , SF_6 и воздуха для промежутка «шар — плоскость» при значительных вариациях геометрии поля и давления газовой среды. Опыты с очищенным и осушенным воздухом проводились как контрольные для подтверждения справедливости используемой методики [Л. 3].

В качестве шаровых электродов использовались стандартные элементы от шарикоподшипников, держатели которых выполнялись согласно [Л. 4]. Диаметр шаров изменялся от 14 до 50 мм. Точный размер (сферичность) этого электрода проверялся тепловым методом.

Плоским электродом (пластиной) служил электрод из нержавеющей стали, профиль которого соответствовал поверхности Роговского с $\psi = \pi/2$ для межэлектродного расстояния $s = 2$ см.

Шаровой электрод с держателем жестко соединялся с высоковольтным электродом (вводом) камеры давления [Л. 5]. Плоскость через держатель, уплотнители и шток соединялась с микрометром, жестко скрепленным с днищем камеры давления. Такая конструкция обеспечивала точность установки межэлектродного расстояния не хуже 0,01 мм. Межэлектродное расстояние s системы фиксировалось по шкале микрометра и проверялось для каждой серии опытов с помощью катетометра. Состояние рабочих поверхностей электродов проверялось с помощью микроскопа МИМ-7 и профилографа Калибр-7Б.

Отметим сразу же, что для каждой серии опытов после тщательной полировки, промывки и обезжиривания электродов вся система вакуумировалась, «промывалась» исследуемым газом, а затем электроды подвергались электроискровой тренировке не менее 50 пробоями. Для уменьшения разрушающего действия тренировочных пробоев в высоковольтную цепь включалось ограничивающее сопротивление $R_3 \approx 9$ Мом.

Цель проведенных исследований — доказательство возможности использования метода Купфмюллера-Разевига [Л. 6 и 7] для расчета минимальных пробивных напряжений для заданной геометрии системы электродов «шар — плоскость», т. е. практической применимости соотношений:

$$U_{пр} = A \frac{ps}{G} + B \sqrt{\frac{ps}{G}}, \text{ кВ}; \quad (1)$$

$$U_{пр} = A \frac{ps}{k_n} [1 + b(pr)^{-0,38}], \text{ кВ}, \quad (2)$$

где A, B — коэффициенты, характеризующие собственную прочность исследуемого газа с учетом процессов вблизи и на поверхности электродов; p — давление среды; s — минимальное межэлектродное расстояние; G — коэффициент или функция Разевига; $k_n = E_{\max}/E_{\text{ср}}$ — коэффициент неоднородности поля; r — геометрический размер электрода с большей кривизной; b — некоторый параметр, зависящий от химического состава газовой среды, степени сжатия и геометрии рассматриваемого поля.

Вывод отмеченных соотношений для полей, в которых $E(x) = Ef(x) = Ex^m$, путем подбора числовых значений коэффициента m подробно изложен в [Л. 7]. Видоизменения этого метода показаны в [Л. 2].

Эти же соотношения получаются для полей, в которых известно распределение напряженности статического поля [Л. 2]. При этом не требуется в исследованном диапазоне значений p или s изменять параметр m .

Для повышения точности получаемых данных числовые значения характеристических параметров A и B , определяющих собственную прочность исследуемого газа, определялись в тех же условиях (на той же установке и с газами той же партии) в однородном поле (электроды Роговского) [Л. 9].

На рис. 1 для промежутка «шар — плоскость» приведены усредненные экспериментальные зависимости $\bar{U}_{пр} = f(p)$ при различных межэлектродных расстояниях s ($\sigma_n \approx 2\%$ и $\Delta\sigma_n = 0,95$) для очищенного и осушенного водорода и элегаза.

Из рис. 1,а следует, что для рассматриваемого диапазона значений p и $s/r_{\text{ш}}$ пробивные напряжения при положительной полярности шара в большинстве случаев оказываются заметно (от 5 до 26%) выше, чем для случая отрицательной полярности.

Электрическая прочность элегаза (SF_6) иллюстрируется рис. 1,б.

Рассмотрение только этих данных показывает, что использованная методика оценки электрической прочности сжатого газа на основе выполнимости условий самостоятельности разряда при известном законе изменения электрического градиента $E(x)$ в системе электродов типа «шар — плоскость» достаточно хорошо согласуется с экспериментальными значениями $\bar{U}_{пр}$, если электрод с большей кривизной имеет отрицательную полярность [Л. 7].

Подсчитанные при этом значения $U_{пр}$ по (1) и (2) во всем исследованном диапазоне $s/r_{\text{ш}}$ и p совпадают с экспериментально полученными пробивными напряжениями с $\sigma_n = 2\%$ и $\Delta\sigma_n = 0,91$.

Для $0,2 \leq s/r_{\text{ш}} \leq 0,4$ электрическая прочность очищенного и осушенного водорода и элегаза только при $p < p_k$ с отмеченной достоверностью может быть подсчитана по выражению (2).

В случае $s/r_{\text{ш}} \leq 0,2$, где при любых $r_{\text{ш}}$ пробивные напряжения не зависят от полярности шара и $\bar{U}_{пр}^+ \approx \bar{U}_{пр}^-$ с $\sigma_n \approx 1\%$ и $\Delta\sigma_n = 0,95$ эксперименталь-

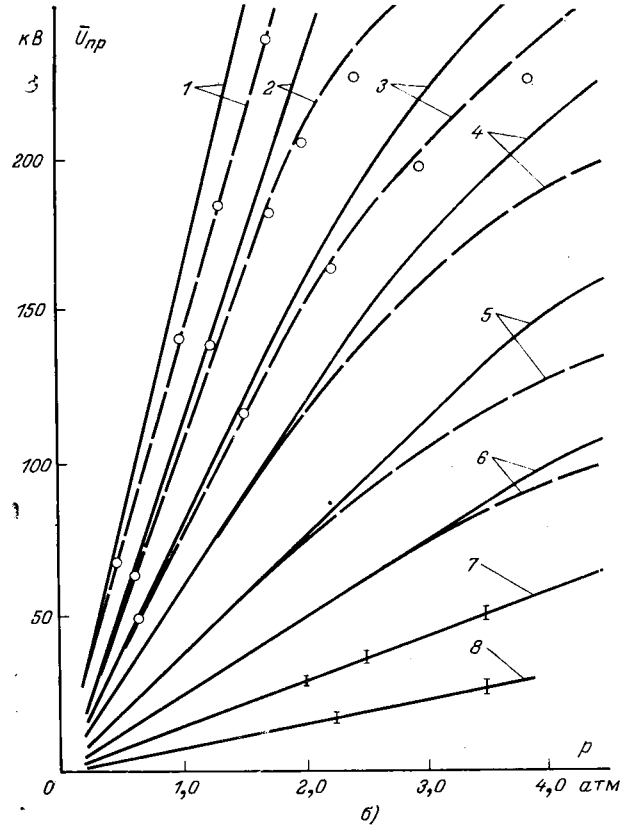
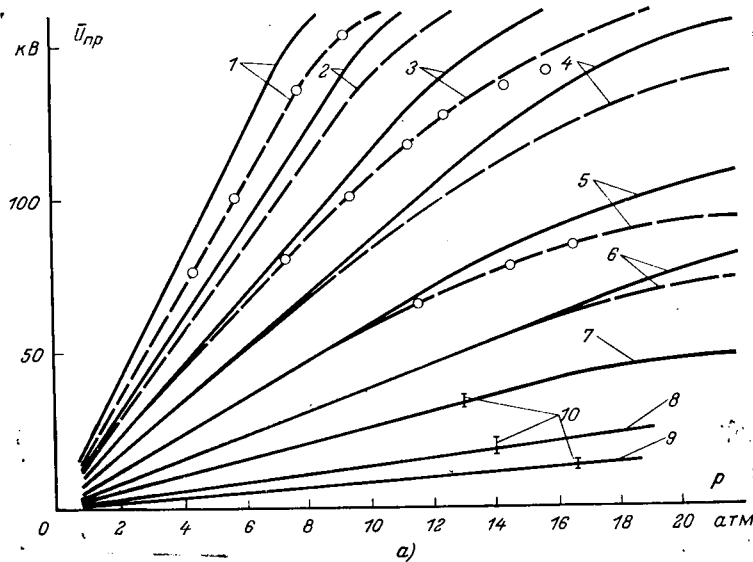


Рис. 1. Изменение пробивного напряжения от давления водорода (а) и элгеза (б) для системы «шар—плоскость» при $r_{ш}=1,5$ см.

(— — — положительная полярность; - - - отрицательная полярность шара).
1 — $s=2,0$ см; 2 — $s=1,5$ см; 3 — $s=1,0$ см; 4 — $s=0,75$ см; 5 — $s=0,5$ см;
6 — $s=0,3$ см; 7 — $s=0,2$ см; 8 — $s=0,1$ см; 9 — $s=0,05$ см; 10 — разброс экспериментальных данных по $\bar{U}_{пр}$ положительной и отрицательной полярности; O — расчет по (2).

ные и расчетные значения электрической прочности образуют единую кривую, аналогичную закону изменения пробивного напряжения в однородном поле, т. е. для этих значений $s/r_{ш}$ пробивное напряжение описывается уравнением Шумана: $U_{пр} = Aps + B\sqrt{ps}$.

Для электродов «шар—плоскость» при $0,6 \leq s \leq 1,4$ или для коэффициента использования поля $0,75 \leq 1/k_n \leq 0,35$ выявляется полярный эффект пробивного напряжения. В этом случае, как показывает эксперимент, для всех исследованных систем $\bar{U}_{пр}^+ > \bar{U}_{пр}^-$ [Л. 10 и 11]. Примем условно величину p для заданного значения $s/r_{ш}$, при превышении которого пробивные напряжения отклоняются от закона подобия, за некоторое критическое давление p_k .

В отмеченном диапазоне значений p и $s/r_{ш}$ наилучшее согласие экспериментальных и расчетных данных будет при подсчете последних по (2) для значений A и B , взятых из [Л. 9].

Для обобщения экспериментальных данных по электрической прочности сжатых газов при известном законе E_x будем сравнивать только такие поля, у которых процессы формирования разряда одинаковые.

Оптические регистрации пробоев показывают, что для больших значений $s/r_{ш}$ ($s/r_{ш} > 0,7$; наиболее наглядно это можно проследить для $2r_{ш} < 20$ мм) по описываемым опытам с ростом давления наблюдаются заметные изменения как в форме пробоя, так и в самих траекториях разрядных искр. В водороде для $2r_{ш} < 19$ мм в диапазоне $1 \leq p \leq 4$ атм (для SF_6 этот диапазон составляет $0,5 \leq p \leq 1,6$ атм) перед пробоем четко фиксируются явления, по своему внешнему виду напоминающие то-

чечное свечение униполярной короны с иглы, т. е. наблюдается момент появления или зарождения очага диффузного свечения. При этом координаты этого очага имеют максимальную вероятность лишь на вершине полусферы (часть шара, обращенная к плоскости), где существует зона повышенного градиента электрического поля.

При дальнейшем повышении давления для отмеченных значений $s/r_{ш}$ наблюдается заметное смещение траектории разряда от центральной силовой линии к вершине закрепления шара. Полученные при этом статические картины предразряда и разряда, фиксируемые с помощью РФК-5, полностью совпадают с данными, подробно изложенными в [Л. 12].

Причину искривления траекторий разряда для заданной геометрии промежутка «шар—плоскость» с повышением давления, если не учитывать наблюдаемый эффект полярности для высоких давлений, можно объяснить следующим образом: для зарождения стримера и для его продвижения в глубь промежутка необходимо определенное значение градиента электрического поля на электроде большей кривизны, при котором возможна ионизация газа электронами, т. е. на промежутке необходимо такое напряжение, при котором существует некоторая строго определенная зона, где $\alpha_0 > 0$.

В силу того, что $E = E_{max}$ на вершине шара при $p < p_k$, то наибольшая вероятность зарождения лавины, а значит и стримера — на центральной силовой линии поля.

На развитие разрядных каналов решающее влияние оказывает фотоионизация вследствие собственного излучения. Фотоны, эмиттируемые разрядами в рассматриваемых газах, включая и H_2 , быстро

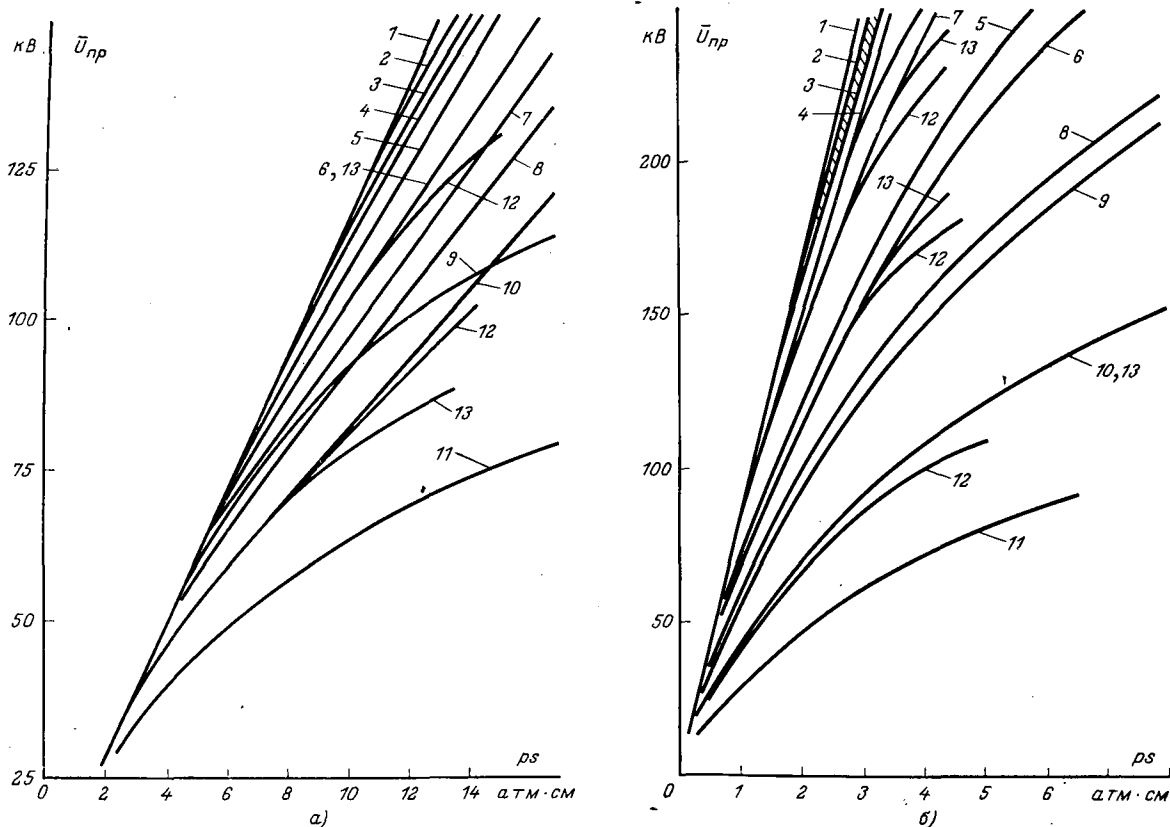


Рис. 2. Обобщенная зависимость $\bar{U}_{пр} = f(ps)$ для ряда $r_{ш}$ в водороде (а) и элегазе (б) при отрицательной полярности шара.

1 — однородное поле; 2 — $s/r_{ш} < 0,4$; 3 — $2r_{ш} = 4,0$ см, $s = 1$ см; 4 — $s = 1$ см, $2r_{ш} = 3,0$ см; 5 — $s = 1$ см, $2r_{ш} = 2,5$ см; 6 — $s = 1$ см, $2r_{ш} = 1,9$ см; 7 — $s = 2,0$ см, $2r_{ш} = 3,0$ см; 8 — $s = 2$ см, $2r_{ш} = 2,5$ см; 9 — $s = 1$ см, $2r_{ш} = 1,4$ см; 10 — $s = 2$ см, $2r_{ш} = 1,9$ см; 11 — $s = 2$ см, $2r_{ш} = 1,4$ см; 12 — по (1); 13 — по (2); 14 — по [Л. 8].

поглощаются (абсорбируются) самим газом, если их энергия близка к энергии ионизации. Коэффициент поглощения, как следует из теории газового разряда, в случае монохроматического излучения пропорционален плотности газа или, в частном случае, давлению среды. Это означает, что с ростом давления фотоны поглощаются на все более близком расстоянии от места их возникновения.

Если учесть, что поверхность электродов неидеальная и есть микронеровности, то имеется вероятность существования повышенного значения E , в результате чего наибольшая напряженность поля получается на микронеровности и там возникает ударная ионизация, которая способствует образованию объемного заряда вокруг выступа.

Если $p < p_k$, то фотоны, появляющиеся в головной части, образующейся с вершины микровыступа лавины, обладают большим радиусом действия, способствуя прорастанию лавины, а затем и стримера по кратчайшему пути для данного промежутка.

При $p > p_k$ фотоны поддерживают процессы подготовки пробоя только вблизи возникновения, т. е. все процессы формирования стягиваются к электродам. Наличие ионов вокруг микровыступов как бы увеличивает геометрию последних, а сам заряд служит «экраном» для прорастания стримера. Поэтому последнему, как это подробно исследовано Н. Икутой или Хадсоном, приходится как бы оглядывать эту зону с объемным зарядом.

Наличие такого процесса подтверждается существованием диффузного свечения на шаре, из которого при $p > p_k$ и возникает разрядный стример.

Однако следует помнить, что если бы с повышением давления единственной причиной появления диффузного свечения, а значит и искривления траекторий разряда, было бы изменение коэффициента поглощения, то величина p_k не зависела бы от $s/r_{ш}$ и материала электродов. Как следует из экспериментальных данных, для заданного межэлектродного расстояния s величина p_k увеличивается с ростом $r_{ш}$.

Следовательно, отмеченный экспериментально факт изменения характера пробоя с давлением, объясняется одновременным действием ряда процессов, которые зависят уже не от приведенного градиента поля E/p , а от абсолютного значения E .

На рис. 2, а и б для обеих полярностей шара приведены зависимости $\bar{U}_{пр} = f(ps)$ соответственно для H_2 и SF_6 . На рис. 3 приведены (в качестве контрольных) аналогичные зависимости для воздуха.

В зависимости от $s/r_{ш}$ и $r_{ш}$ функция $U_{пр} = f(ps)$ отчетливо показывает диапазон действия разряда по Таунсенду в квазиоднородных полях и переход к слабонеоднородным полям. В качестве примера для H_2 при различных $r_{ш}$ критические значения $(ps)_{кр}$ или p_k , превышение которых и дает переход от одной формы поля к другой, приведены в таблице.

$2r_{ш}, \text{ см}$	$s, \text{ см}$	Значения приведенного к межэлектродному расстоянию критического давления p_k для системы электродов «шар—плоскость» [*]	
		Полярность шара	
		положительная	отрицательная
1,9	2,0	5	4
	1,0	8	7
	0,5	13	11
2,5	2,0	6	4,7
	1,0	9	8
	0,5	15	14
3,0	2,0	7	5,5
	1,0	10,5	9
	0,5	—	13

Для диапазона давлений $p < p_k$ независимо от полярности шара, как отмечено выше, с ростом напряжения на промежутке, начиная с некоторого $U \approx U_{пр \min}$ (минимального значения пробивного напряжения в данной серии опытов для рассматриваемого $s/r_{ш}$ и давления) на экране осциллографа можно зафиксировать нерегулярные импульсы тока. Амплитуда этих импульсов зависит от исследуемого газа и максимальна для SF_6 . В водороде импульсы тока имеют амплитуду приблизительно 100 мкА при длине фронта менее 1 мксек и длительностью до 30 мксек. С ростом напряжения, но до $\bar{U}_{пр}$ (с учетом $3\sigma_{ш}$), амплитуда импульсов при заданной чувствительности и разрешающей способности используемой измерительной цепи практически не изменяется, а длительность резко падает. Одновременно с этим практически на всей полусфере, обращенной к плоскости, появляется целая сеть светящихся точек (очагов свечения), из которых в сторону плоскости выходят короткие слабосветящиеся нити¹. Для электродов с $2r_{ш} > 25$ мм вероятность появления «активного» очага, из которого развивается разрядный канал, одинакова для исследованного s в любой точке рабочей полусферы (поверхность шара, обращенная к плоскому электроду). Для $2r_{ш} \leq 25$ мм появление «активного» очага для этого диапазона давлений наиболее вероятно вблизи центральной силовой линии.

Как отмечалось в [Л. 9], при исследовании электрической прочности SF_6 под действием разряда, даже при токах в несколько десятков миллиампер появляются продукты разложения, которые в виде типичного налета осаждаются на электродах. При появлении такого налета картина формирования изменяется, поэтому в данной работе анализируются лишь данные, когда число пробоев в серии не превышает критического, т. е. пока нет заметного уменьшения $U_{пр}$.

Следует указать также, что для $p \leq p_k$ скорость подъема напряжения или «выдержка» заданного U на промежутке не оказывает какого-либо влияния ни на $\bar{U}_{пр}$, ни на характер протекания разряда. Для $p > p_k$ время выдержки заданного на промежутке

¹ Применяемая в опытах аппаратура не позволяла установить одновременность существования нескольких очагов, хотя визуально и на статических фотографиях это отчетливо видно.

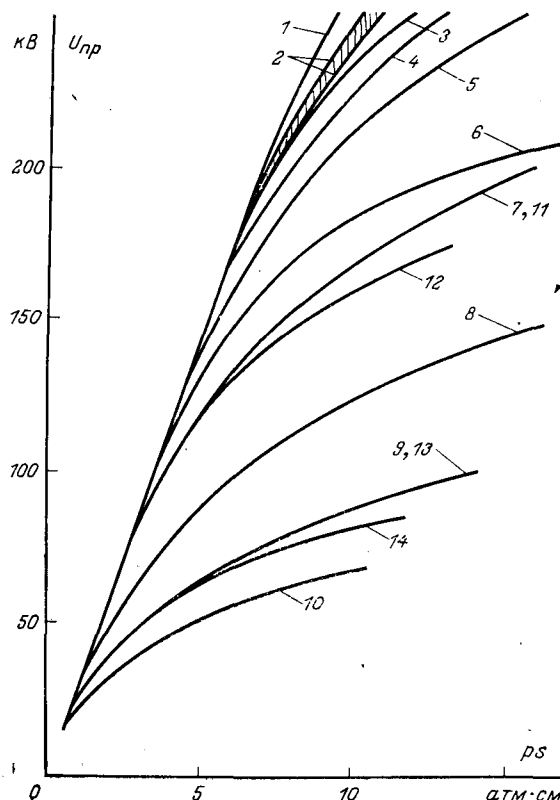


Рис. 3. То же, что и рис. 2, но для воздуха.
1 — однородное поле; 2 — $s < 0,75$ для всех $r_{ш}$; 3—6 — $s = 1,0$ см; 3 — $2r_{ш} = 3,0$ см; 4 — $2r_{ш} = 2,5$ см; 5 — $2r_{ш} = 1,9$ см; 6 — $2r_{ш} = 1,4$ см; 7—10 — $s = 2,0$ см; 7 — $2r_{ш} = 3,0$ см; 8 — $2r_{ш} = 2,5$ см; 9 — $2r_{ш} = 1,9$ см; 10 — $2r_{ш} = 1,4$ см; 11 и 13 — расчет по (1); 12 и 14 — расчет по (2).

напряжения вблизи $U_{пр \min}$ подобно [Л. 10 и 12], оказывает заметное влияние на процесс формирования пробоя и, в первую очередь, на искривление траекторий разрядных каналов.

Зона существования короны для $2r_{ш} = 19$ и 14 мм наиболее четко просматривается только при $s > 1,5$ см (хорошая воспроизводимость получаемых данных). Для этих же шаров при $1 \leq s \leq 1,5$ см наблюдается существенный разброс в значениях как начального давления, при котором осциллографом и измерителем помех фиксируется появление короны, так и напряжения $\bar{U}_{пр}$.

Полученные и приведенные частично выше экспериментальные значения пробивных напряжений для исследованных газов при всех вариациях $s/r_{ш}$, $r_{ш}$ и $pr_{ш}$ позволяют обобщить все имеющиеся экспериментальные результаты воедино на основе методики Купфмюллера — Разевига [Л. 6 и 7].

На рис. 4 в качестве иллюстрации приведены в координатах подобия разряда экспериментальные зависимости $\bar{U}_{пр} = f(ps)$ для всех исследованных нами систем электродов, которые в рассматриваемом диапазоне давлений образуют квазиоднородные и слабооднородные поля.

В зависимости от коэффициента использования поля конденсаторы как и шаровой разрядник образуют две явно выраженных зоны.

1. Квазиоднородного поля, где независимо от формы электростатического поля для заданного ps существует единственное значение пробивного на-

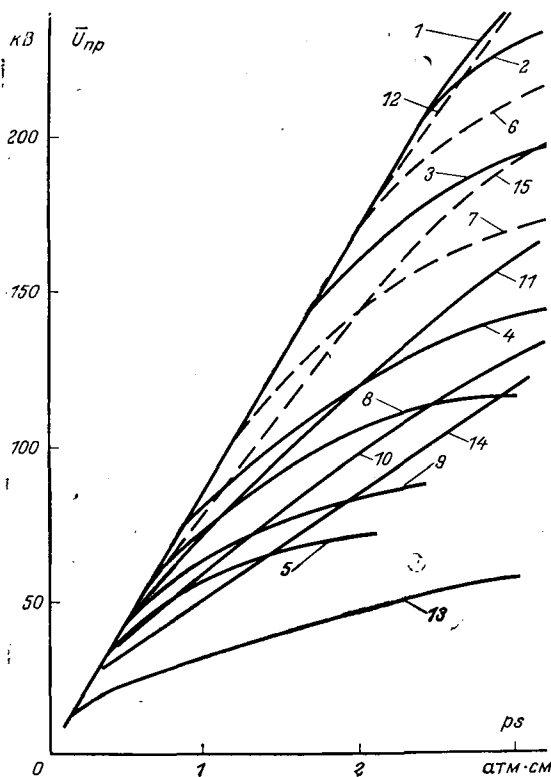


Рис. 4. Изменение пробивного напряжения элегаза в слабонеоднородном поле различной конфигурации.

1 — однородное поле (по $U_{пр} = Aps + B \sqrt{ps}$); 2—5 — экспериментальные данные по однородному полю; 2 — $s = 1,0$ см; 3 — $s = 0,75$ см; 4 — $s = 0,5$ см; 5 — $s = 0,2$ см; 6 — цилиндрический конденсатор; 6 — $R/r_0 = 1,54$; 7 — $R/r_0 = 2,0$; 8 — $R/r_0 = 3,0$; 9 — $R/r_0 = 4,0$; 10—15 — система «шар — плоскость»; 10 — $s = 2$ см, $2r_{ш} = 2,5$ см; 11 — $s = 1$ см, $2r_{ш} = 2,5$ см; 12 — $s = 0,5$ см, $2r_{ш} = 2,5$ см; 13 — $s = 2,0$ см, $2r_{ш} = 1,4$ см; 14 — $s = 1,0$ см, $2r_{ш} = 1,4$ см и 15 — $s = 0,5$ см, $2r_{ш} = 1,4$ см.

пряжения, которое подчиняется закону однородного поля, т. е. все экспериментальные точки совпадают с кривой 1. Для этой зоны коэффициент Разевига G близок к единице.

2. Слабонеоднородное поле, где величина пробивного напряжения зависит главным образом от степени неоднородности рассматриваемого поля.

Это, в свою очередь, позволяет перестроить полученные данные в координатах $[U_{пр}, ps/k_H]$. Для различных систем электродов в данных координатах было произведено сопоставление электрической прочности с пробивными напряжениями в шаровом разряднике для различных значений $s/r_{ш}$ в очищенном и осушенном водороде. Эти данные позволили установить, что в пределах разброса (10—15) % все

полученные в экспериментах значения пробивного напряжения практически образуют единую кривую, которая может быть описана соотношением (2) при условии, что для рассматриваемого диапазона s , $r_{ш}$, pr или ps из опытов известны численные значения характеристических параметров A и B .

Выводы. 1. Результаты экспериментов в столь разнообразных по свойствам газах (H_2 и SF_6) в большом диапазоне давлений полностью подтверждают выводы Д. В. Разевига относительно типа полей, а значит и различий в пробивных напряжениях.

2. Используя метод Разевига независимо от системы электродов, образующих слабонеоднородное поле и предложенные координаты ($U_{пр}, ps/k_H$), можно оценить минимальную электрическую прочность любого сжатого газа, если для последнего известно пробивное напряжение в однородном поле.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Газы с высокой электрической прочностью. М., «Энергия», 1969. Авт.: А. А. Воробьев, А. Г. Арсон, В. Н. Борин, И. М. Бортник.
2. Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. Электрическая прочность сжатых газов в слабонеоднородных полях — «Электричество», 1973, № 8, с. 34—40.
3. Pedersen A. Calculation of Spark Breakdown or Corona starting Voltages in nonuniform Fields. IEEE Trans, 1967, PAS—86, № 2, p. 2001—11.
4. Под ред. Д. В. Разевига. Техника высоких напряжений. М., «Энергия», 1964.
5. Электрическая прочность водорода в однородном поле при высоком давлении. — «Электричество», 1970, № 5, с. 64—67. Авт.: В. И. Левитов, А. Г. Ляпин, Ю. Н. Семенов, В. Г. Тилик.
6. Kumpfmüller K. Einführung in die theoretische Elektrotechnik. Springer. Berlin, 1939, s. 149—67.
7. Разевиг Д. В. Начальные напряжения газового разряда в электрических полях различной конфигурации. — «Электричество», 1970, № 8, с. 14—19.
8. Борин В. Н. Разрядные напряженности в элегазе при повышенных давлениях. — «Электричество», 1972, № 11, с. 67—72.
9. Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. Электрическая прочность фторо-хлоро-углеводородов при повышенном давлении в однородном поле. — «Изв. АН СССР, сер. Энергетика и транспорт», 1973, № 1, 114 с.
10. Kratzig E. Vorentladungen im Feld Kugel — Platte in Luft Gleichspannung. — «Wissenschaft. Zs. Technology», 1971, Jg. 16, № 1, s. 211—13.
11. Grünberg P. Die Entwicklung der negativen Vorentladungen bis zum Durchschlag in Luft in einem Durchbereich von 300 torr bis 12 Atmosphären. Diss, Berlin Technischen Universität, 1971, s. 17—32.
12. Winkeln Kemper H. Die Entwicklung der Vorentladungs Kanäle bis zum Durchschlag im homogenen Feld der Luft. Archiv für El, 1966, Bd 57, № 1, s. 3—7.
13. Russel A. The Dielectric Strength of air. Phil. Magaz. 1906, vol. 186, p. 237—241.

[7.5.1973]



Расчет силы взаимодействия заряженного цилиндра с проводящей плоскостью

ДЖУВАРЛЫ Ч. М., ВЕЧХАЙЗЕР Г. В., ШТЕЙНШРАЙБЕР В. Я.

Баку

При расчете процессов электронно-ионной технологии необходимо знать силы, действующие на частицу в электрическом поле. В случае однородного поля величина силы определяется зарядом частицы. Если же частица находится вблизи электрода, то необходимо учитывать силу зеркального изображения. Строгий расчет последней имеется только для сферической частицы [Л. 1 и 2]. Представляет интерес решение этой задачи для сильно вытянутой частицы.

Пусть над заряженной плоскостью, создающей в отсутствие цилиндра поле E , расположен вдоль поля цилиндр длиной $2l$ с зарядом Q (см. рисунок). Длина цилиндра и расстояние его d от плоскости много больше его радиуса a :

$$l \gg a, d \gg a. \quad (1)$$

Требуется найти распределение заряда по поверхности цилиндра и силу взаимодействия цилиндра с плоскостью.

Ввиду условий (1) можно пренебречь влиянием на потенциал зарядов, расположенных на основаниях цилиндра. Следуя [Л. 3], вместо отыскания плотности заряда на поверхности будем искать такое распределение зарядов вдоль оси цилиндра, которое вместе с внешним полем E приведет к постоянному потенциалу φ на поверхности цилиндра.

На основании принципа зеркального изображения плоскость может быть учтена симметрично расположенным цилиндром с зеркальным распределением заряда, а в рамках рассматриваемого подхода зеркальным распределением заряда вдоль оси цилиндра — изображения.

Поместим начало координат в середине цилиндра и примем потенциал плоскости $z = -(d+l)$ за нуль. С учетом асимметрии плотности заряда относительно указанной плоскости условие постоянства потенциала в любой точке боковой поверхности цилиндра записывается в виде:

$$\varphi = -(z+d+l)E + \frac{1}{4\pi\epsilon} \int_{-l}^l \frac{\tau(\xi) d\xi}{\sqrt{(z-\xi)^2 + a^2}} + \frac{1}{4\pi\epsilon} \int_{-l}^l \frac{\tau(\xi) d\xi}{\sqrt{(z+2d+2l+\xi)^2 + a^2}} = \text{const}. \quad (2)$$

Здесь φ — потенциал цилиндра; z — произвольная точка его боковой поверхности; τ — линейная плотность осевого заряда. Первый интеграл соответствует потенциалу, созданному осевым распределением заряда самого цилиндра, второй — его изображению.

Интегральное уравнение (2) в общем случае может быть решено численными методами [Л. 4]. Однако для рассматриваемого случая (сильно вытянутый цилиндр над проводящей плоскостью) можно получить приближенное аналитическое решение, точность которого вполне достаточна для приложений.

Для нахождения аналитического решения уравнения (2) сделаем следующее. Выполнив интегрирование по частям, заменим появившиеся при этом арксинусы их значениями для больших по модулю значений аргумента. Это приведет к относительно погрешности порядка $(a/l)^2$ или $(a/d)^2$, если $d < l$ [Л. 3].

В результате уравнение (2) принимает вид:

$$\varphi_1 = \frac{\tau(z)}{2\pi\epsilon} \ln \frac{2}{a} - Ez + \frac{\tau(l)}{4\pi\epsilon} \ln \frac{l-z}{2d+3l+z} + \frac{\tau(-l)}{4\pi\epsilon} \ln [(l+z)(2d+l+z)] + \frac{1}{4\pi\epsilon} \int_{-l}^z \tau'(\xi) \ln(z-\xi) d\xi - \frac{1}{4\pi\epsilon} \int_z^l \tau'(\xi) \ln(\xi-z) d\xi + \frac{1}{4\pi\epsilon} \int_{-l}^l \tau'(\xi) \ln(\xi+2d+2l+z) d\xi, \quad (3)$$

где $\varphi_1 = \varphi + (d+l)E$.

Чтобы найти приближенное решение интегрального уравнения (3) относительно функции $\tau(z)$, представим логарифм, входящий в первый член этого уравнения в виде:

$$\ln \frac{2}{a} = L + 1 - \ln l, \quad (4)$$

где

$$L = \ln \frac{2l}{a} - 1 \gg 1. \quad (5)$$

Тогда (3) в удобном для итерационного решения виде можно записать следующим образом:

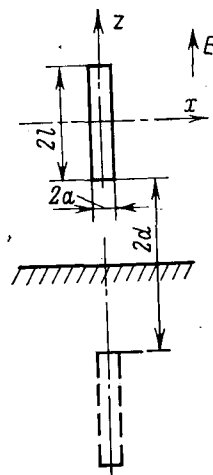
$$2\tau(z)L = 4\pi\epsilon(\varphi_1 + Ez) + 2\tau(z)(\ln l - 1) - \tau(l) \ln \frac{l-z}{2d+3l+z} - \tau(-l) \ln [(l+z)(2d+3l+z)] - \int_{-l}^z \tau'(\xi) \ln(z-\xi) d\xi + \int_z^l \tau'(\xi) \ln(\xi-z) d\xi - \int_{-l}^l \tau'(\xi) \ln(\xi+2d+2l+z) d\xi. \quad (6)$$

Для нахождения $\tau(z)$ в первом приближении пренебрегаем всеми членами с $\tau(z)$, кроме того, у которого коэффициент велик (равен L). При этом имеем:

$$\tau_1(z) = 2\pi\epsilon \frac{\varphi_1 + Ez}{L}. \quad (7)$$

Улучшая это приближение итерацией путем подстановки в правую часть (6) вместо τ его значения по (7), находим:

$$\frac{\tau_2(z)L}{2\pi\epsilon} = \varphi_1 + Ez - \frac{1}{2L} \left\{ (\varphi_1 + Ez) \ln \left(1 - \frac{z^2}{l^2} \right) + \right.$$



$$+ [(2d + 2l + z)E - \varphi_1] \ln \frac{2b + 3 + z/l}{2b + 1 + z/l} + 2(\varphi_1 - El) \Big\}, \quad (8)$$

где $b = d/l$.

Постоянная φ_1 может быть получена из условия

$$\int_{-l}^l \tau_2(z) dz = Q \quad (9)$$

в виде

$$4\pi\epsilon\varphi_1 = \frac{\frac{LQ}{l} - \frac{2\pi\epsilon El}{L} [1 - (b+1)A]}{1 - \frac{1}{2L} (2 \ln 2 - A)}, \quad (10)$$

где

$$A = (b+2) \ln(b+2) - 2(b+1) \ln(b+1) + b \ln b.$$

Выражения (8) и (10) определяют искомое распределение заряда по оси цилиндра во втором приближении, т. е. с относительной погрешностью порядка L^{-2} .

При $b \gg 1$ и $Q=0$ из (8) получается распределение заряда для незаряженного цилиндра в однородном внешнем поле $\tau_2^*(z)$ [Л. 5], а при $E=0$ — распределение для заряженного цилиндра без внешнего поля $\tau_2^{**}(z)$:

$$\tau_2^*(z) = \frac{2\pi\epsilon Ez}{L} \left[1 - \frac{1}{2L} \ln \left(1 - \frac{z^2}{l^2} \right) \right]; \quad (11)$$

$$\tau_2^{**}(z) = \frac{Q}{2l} \left\{ 1 - \frac{1}{2L} \left[\ln \left(1 - \frac{z^2}{l^2} \right) + 2 - 2 \ln 2 \right] \right\}. \quad (12)$$

Для расчета силы взаимодействия цилиндра с его изображением необходимо вычислить интеграл:

$$F = \frac{1}{4\pi\epsilon} \int_{-l}^l dx \int_{-l}^l dy \frac{\tau(x)\tau(y)}{(x-y)^2}. \quad (13)$$

Здесь τ определяется выражением (8).

Подставив (8) в (13) и опустив под интегралом члены порядка L^{-2} , получим:

$$F = -\frac{\pi\epsilon E^2 l^2}{L^2} \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \frac{dx dy}{(2b+2+x+y)^2} \left\{ (\psi+x)(\psi+y) - \frac{1}{L}(\psi+x) \left[(\psi+y) \ln(1-y^2) + (2b+2+y-\psi) \ln \frac{2b+3+y}{2b+1+y} + 2(\psi-1) \right] \right\}, \quad (14)$$

где $\psi = \varphi_1/El$.

Проинтегрировав основной член в (14), приведем выражение для силы к виду:

$$F = -\frac{\pi\epsilon E^2 l^2}{L^2} \left[\left(f_1 - \frac{I_1}{L} \right) \psi^2 + 2 \left(f_2 - \frac{I_2}{2L} \right) \psi + \left(f_3 - \frac{I_3}{L} \right) \right]. \quad (15)$$

Здесь

$$f_1(b) = \ln \frac{(b+1)^2}{b(b+2)};$$

$$f_2(b) = 2A - \ln \frac{b+2}{b};$$

$$f_3(b) = -2 - [1 - 2(b+1)^2] f_1(b);$$

$$I_1(b) = 2 \int_{-1}^1 \frac{g_1(b, y) dy}{(2b+2+y)^2 - 1};$$

$$I_2(b) = \int_{-1}^1 \left[\frac{2g_2(b, y)}{(2b+2+y)^2 - 1} + g_1(b, y) g_2(b, y) \right] dy;$$

$$I_3(b) = \int_{-1}^1 g_2(b, y) g_3(b, y) dy;$$

$$g_1(b, y) = \ln(1-y^2) - \ln \frac{2b+3+y}{2b+1+y} + 2;$$

$$g_2(b, y) = \ln \frac{2b+3+y}{2b+1+y} - \frac{2(2b+2+y)}{(2b+2+y)^2 - 1};$$

$$g_3(b, y) = y \ln(1-y^2) + (2b+2+y) \ln \frac{2b+3+y}{2b+1+y} - 2.$$

Вычисленные на ЦВМ значения неберущихся интегралов I_1 , I_2 и I_3 приведены в таблице, исполь-

b	I_1	I_2	I_3
10	$1,07 \cdot 10^{-2}$	$8,83 \cdot 10^{-6}$	$-1,51 \cdot 10^{-5}$
5	$3,42 \cdot 10^{-2}$	$2,52 \cdot 10^{-4}$	$-1,78 \cdot 10^{-4}$
2	$1,20 \cdot 10^{-1}$	$6,42 \cdot 10^{-3}$	$-3,29 \cdot 10^{-3}$
1	$2,26 \cdot 10^{-1}$	$4,55 \cdot 10^{-2}$	$-2,13 \cdot 10^{-2}$
0,5	$2,76 \cdot 10^{-1}$	$2,23 \cdot 10^{-1}$	$-9,93 \cdot 10^{-2}$
0,2	$-7,54 \cdot 10^{-2}$	1,11	$-4,87 \cdot 10^{-1}$
0,1	$-9,49 \cdot 10^{-1}$	2,77	-1,23
0,05	-2,54	5,74	-2,59
0,02	-5,94	12,2	-5,63
0,01	-9,55	19,1	-9,00

зуя которую можно рассчитывать силу взаимодействия цилиндра с плоскостью по заданным значениям E и Q .

Из (15) с помощью (10) можно определить силу взаимодействия заряженного цилиндра с незаряженной плоскостью ($E=0$):

$$F = -\frac{Q^2}{16\pi\epsilon l^2} \left\{ f_1(b) + \frac{1}{L} \left[(2 \ln 2 - A) f_1(b) - I_1 \right] \right\}. \quad (16)$$

Первый член в (16) определяет силу, обусловленную зеркальным изображением для цилиндра с равномерным распределением заряда ($\tau = Q/2l$). Поправочный член учитывает отступления от этого распределения. Эти отступления при малых значениях b созданы в основном полем зеркального изображения, однако и при $b \rightarrow \infty$, как это следует из (12), распределение заряда по цилиндру не совсем равномерно.

Оценка с помощью приведенной таблицы показывает, что для $L \approx 5$ ($l/a \approx 200$) этот член составляет 1,5% от основного при $b=1$, 16% при $b=0,1$ и 50% при $b=0,01$.

Таким образом, при $b < 1$ неучет влияния поля зеркального изображения на распределение заряда приводит к значительной погрешности.

При $Q=0$ выражение для силы принимает вид:

$$F = -\frac{\pi\epsilon E^2 l^2}{L^2} \left\{ f_3(b) - \frac{1}{L} [(1 - [b+1]A) f_2(b) + I_3] \right\}. \quad (17)$$

Здесь первый член определяет силу, обусловленную зеркальным изображением для цилиндра с линейным распределением заряда $\tau = 2\pi\epsilon Ez/L$. Поправочный член для $L=5$ составляет 30% от основного при $b=1$, 40% при $b=0,1$, 80% при $b=0,01$. И здесь также неучет влияния близости цилиндра к плоскости приводит к значительным ошибкам.

При $b \gg 1$ выражение (17) может быть представлено в виде

$$F = -\frac{\pi\epsilon E^2 l^2}{6(b+1)^4 L^2} \left[1 - \frac{1}{L} \frac{2}{3} (3 \ln 2 - 4) \right] \quad (18)$$

Выражение (18) определяет силу взаимодействия с изображением для диполя, момент которого рассчитан по распределению (11). При этом поправочный член (также при $L=5$) составляет приблизительно 25% от основного. Как показывают оценки, значения силы по (17) и (18) отличаются друг от друга меньше, чем на 1% уже при $b=10$. Таким образом, при больших значениях $b=d/l$ ($b \geq 10$) влияние зеркального изображения на распределение зарядов становится несущественным. Из этих соображений и был выбран верхний предел для значений b , приведенных в таблице.

В [Л. 6] приведены результаты экспериментов по подвеске волокон в электрическом поле вблизи плоского электрода. Оценка силы зеркального изображения по (15) для этих опытов дает значения,



Коэффициент ионизации и начальные напряжения в кислороде и его смесях с простыми газами

СОКОЛОВА М. В., САФРОНОВА И. М.

Московский энергетический институт

Анализ процесса зажигания разряда в газе, основанный на теории Таунсенда, показывает, что для условий развивающегося разряда при давлениях газа, близких атмосферному, первый коэффициент ионизации α , а следовательно, и напряжение зажигания разряда U_0 , определяется рядом характеристик [Л. 1 и 2]: средней длиной свободного пробега электронов λ , вероятностью ионизации молекулы газа $p_n(\epsilon)$ как функцией энергии электронов ϵ , суммарной вероятностью $P(\epsilon)$ всех упругих и неупругих столкновений электронов, сопровождающихся потерей большой энергии электроном или изменением направления его движения. Величина λ и функция $p_n(\epsilon)$ могут быть получены из имеющихся для многих чистых газов экспериментальных данных, а вероятность $P(\epsilon)$ находится из сравнения расчетных и экспериментальных значений коэффициента ионизации α . Эти же характеристики чистых газов могут быть использованы для определения коэффициента α и напряжения зажигания разряда в смеси газов.

В [Л. 1 и 2] указано, что вывод уравнений для α и U_0 относится к любому типу газов, однако все расчеты и сопоставление с экспериментом проведены только для электроположительных газов и их смесей.

В электротехнических конструкциях в качестве изоляции используются главным образом электро-

в несколько раз меньшие (до одного порядка), чем измеренные. Это связано с тем, что описанные в [Л. 6] эксперименты проводились при небольшой влажности, когда проводимость волокна мала и его нельзя считать проводящим, в результате чего распределение зарядов по поверхности волокна определяется условиями зарядки, а не условиями подвески. Экспериментальные данные о подвеске для случая, когда волокно можно считать проводящим, в литературе отсутствуют.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лебедев Н. Н., Скальская И. П. Сила, действующая на проводящий шарик, помещенный в поле плоского конденсатора.— ЖТФ, 1962, № 3, с. 375—378.
2. Felici N. J. Forces et charges de petites objets en contact avec une électrode affectée d'un champ électrique.— «Rev. Gen. de l'electr.», 1966, № 10, p. 1145—1160.
3. Taylor G. The force exerted by an electric field on a long cylindrical conductor.— Proc. Roy. Soc., A—291, 1966, № 10, p. 145—158.
4. Колечицкий Е. С. Численный метод расчета осесимметричных электростатических полей.— «Электричество», 1972, № 7, с. 57—60.
5. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Электродинамика сплошных сред. М., Физматгиз, 1957. 532 с.
6. Наги-Заде А. Т., Попков В. И. Биполярное заряджение волокон на электродах в электрическом поле, способ обнаружения заряджения и оценка предельной величины заряда.— В кн.: Сильные электрические поля в технологических процессах. М., «Энергия», 1969, с. 5—20.

[26.4.1973]

УДК 537.52.001.24

отрицательные газы, такие как воздух или элегаз, имеющие высокую электрическую прочность. В этой связи целесообразно показать особенности применения предложенной в [Л. 1 и 2] методики при расчете коэффициента ионизации и начального напряжения зажигания разряда в электроотрицательных газах. К их числу относится и кислород, представляющий собой наиболее удобный для анализа газ, поэтому дальнейшее рассмотрение проведено для кислорода и его смесей: смеси с аргоном, дающей самую простую для расчета смесь электроположительного газа с электроотрицательным, и смеси с азотом. Кислород и его смеси с азотом были выбраны с учетом возможности использования этих газов в качестве рабочей и изолирующей среды в озонаторах. Эти же газы входят и в состав воздуха.

Все расчеты и эксперименты в однородном поле проведены для давлений газа в сотни миллиметров ртутного столба, нормальной температуры, расстояний между электродами 0,3—3 см и постоянного напряжения. Эксперименты в неоднородных полях проводились при переменном напряжении 50 Гц.

Начальное напряжение для чистого кислорода в однородном поле. При развитии разряда в электроотрицательном газе происходит прилипание свободных электронов к молекулам газа с образова-

нием отрицательных ионов. В результате электроны теряют возможность совершать ионизацию и принять участие в развивающейся лавине. В модели формирования разряда, предложенной в [Л. 1], этот процесс должен учитываться прежде всего при нахождении кривой вероятности неупругих столкновений электронов $P(\epsilon)$ и согласно [Л. 3] — видоизменением таунсендовского критерия самостоятельности разряда. В электроотрицательном газе этот критерий может быть представлен в виде:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\gamma\alpha}{\alpha-\eta} (e^{(\alpha-\eta)d} - 1) &= 1 \\ \gamma_{эфф} (e^{\alpha_{эфф}d} - 1) &= 1, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $\alpha_{эфф} = \alpha - \eta$ — эффективный коэффициент ионизации; η — коэффициент прилипания; γ — коэффициент вторичной ионизации; d — расстояние между электродами в однородном поле.

В уравнение (1) вместо коэффициента γ входит эффективный коэффициент вторичной ионизации $\gamma_{эфф} = \left(\frac{\alpha}{\alpha-\eta}\right)\gamma = \left(\frac{\alpha}{\alpha_{эфф}}\right)\gamma$, учитывающий процессы

образования вторичных электронов на катоде всеми положительными ионами, включая и те, которые соответствуют прилипшим электронам.

По [Л. 1] коэффициент ионизации в чистом газе представляется следующей функцией давления газа p и напряженности электрического поля E :

$$\frac{\alpha}{p} = \frac{C_{II}}{P_{II}} \frac{E}{p} e^{-\frac{P_{II}\epsilon_{II}-\Delta\epsilon}{\lambda_0 E/p}} = A \frac{E}{p} e^{-B/E/p}, \quad (2)$$

где $A = \frac{C_{II}}{P_{II}}$ и $B = \frac{P_{II}\epsilon_{II}-\Delta\epsilon}{\lambda_0}$ — являются постоянными газа, а C_{II} характеризует наклон кривой вероятности ионизации $p_{II}(\epsilon)$ вблизи пороговой энергии ионизации ϵ_{II} .

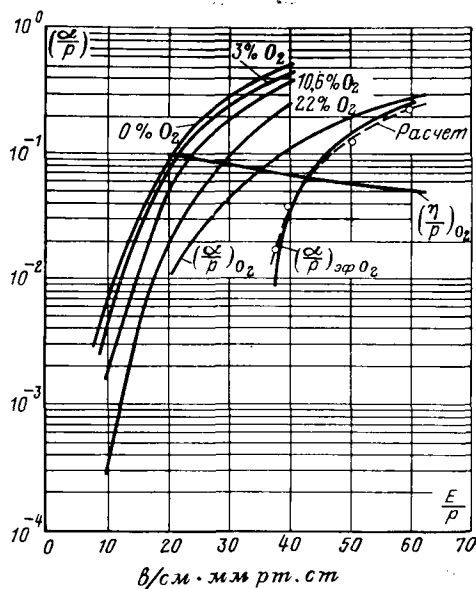


Рис. 1. Зависимость эффективного коэффициента ионизации кислорода и его смеси с аргоном (расчет) от напряженности электрического поля и давления газа.

Значения P_{II} и $\Delta\epsilon$ берутся из эквивалентной ступенчатой кривой, заменяющей реальную кривую $P(\epsilon)$.

Если в простом электроположительном газе кривая $P(\epsilon)$ может быть представлена трехступенчатой линией со ступенями, соответствующими вероятности рассеяния электронов при упругих столкновениях, вероятности электронного возбуждения и вероятности ионизации, то для электроотрицательного газа (в том числе и кислорода) в кривую $P(\epsilon)$ добавляется ступень, учитывающая диссоциацию, и ступень, учитывающая прилипание электронов к молекулам при столкновении. Таким образом, должна рассматриваться пятиступенчатая кривая, ступени которой находятся из сопоставления расчетных и экспериментальных значений коэффициента ионизации.

Так как в кривой $P(\epsilon)$ для кислорода уже учтен процесс прилипания электронов, то ее ступени находятся из сравнения расчетов по (2) с экспериментальной кривой не $\frac{\alpha}{p} \left(\frac{E}{p}\right)$, как для электроположительного газа, а с зависимостью $\left(\frac{\alpha}{p}\right)_{эфф} \left(\frac{E}{p}\right)$.

На рис. 1 представлены кривые $\frac{\alpha}{p} \left(\frac{E}{p}\right)$, $\frac{\eta}{p} \left(\frac{E}{p}\right)$ для кислорода, взятые из [Л. 4], и результирующая

кривая $(\alpha/p)_{эфф} = \frac{\alpha}{p} - \frac{\eta}{p} = f\left(\frac{E}{p}\right)$. С этой кривой

в диапазоне значений $E/p = (37 \div 60) \text{ в/см} \cdot \text{мм рт. ст.}$, соответствующем давлению в сотни миллиметров ртутного столба, наилучшее совпадение дает расчет по (2), если постоянные этого уравнения имеют значения:

$$A = 0,0866 \frac{1}{\text{в}}; \quad B = 187,6 \frac{\text{в}}{\text{см} \cdot \text{мм рт. ст.}}$$

По данным [Л. 5] для кислорода $\lambda_0 = 0,032 \text{ см}$ и $C_{II} = 0,0051 \text{ 1/эв}$ в диапазоне энергий электронов от нуля до приблизительно $3\epsilon_{II}$. Пороговые энергии процессов неупругих столкновений электронов в кислороде соответственно равны: $\epsilon_{II} = 4,2 \text{ эв}$; $\epsilon_{в} = 4,5 \text{ эв}$; $\epsilon_{д} = 5,08 \text{ эв}$; $\epsilon_{и} = 12,5 \text{ эв}$. Из сопоставления расчетных и экспериментальных значений α в указанном выше диапазоне E/p получены следующие значения ступеней кривой $P(\epsilon)$: $P_p = 0,0312$, где P_p включает вероятность рассеяния электрона на большой угол при упругом столкновении и вероятность возбуждения колебательных и вращательных уровней молекул; вероятность прилипания электронов к молекулам $P_{II} = 0,0015$; вероятность электронного возбуждения $P_{в} = 0,0015$; вероятность диссоциации $P_{д} = 0,6505$ и вероятность ионизации $P_{и} = 0,03$. Коэффициент вторичной ионизации кислорода $\gamma = 10^{-3}$.

Поскольку, как видно из приведенных выше данных, пороги возбуждения, диссоциации и прилипания в кислороде очень близки друг другу (соответственно 4,2; 4,5; 5,08 эв), то для упрощения расчетов кривая $P(\epsilon)$ была заменена не пятиступенчатой, а трехступенчатой линией с пороговыми энергиями; $\epsilon_1 = 4,5 \text{ эв}$ и $\epsilon_2 = 12,5 \text{ эв}$ (рис. 2). Ступени кривой $P(\epsilon)$ взяты следующими: $P_1 = P_p = 0,0312$; $P_2 = P_{II} + P_{в} + P_{д} + P_p = 0,685$ и $P_3 = P_p + P_{и} = 0,064$.

Вероятность прилипания и диссоциации имеет существенное значение только лишь на ограниченном диапазоне энергии, что согласуется с экспериментальными данными [Л. 6].

Расчетное уравнение $\left(\frac{\alpha}{p}\right)_{эфф} = f\left(\frac{E}{p}\right)$ в кислороде имеет вид:

$$\left(\frac{\alpha}{p}\right)_{эфф} = 0,0866 \frac{E}{p} e^{-187,6 / \frac{E}{p}} \quad (3)$$

В этом уравнении E/p имеет размерность $v/cm \cdot mm \text{ рт. ст.}$. Расчетная кривая, соответствующая (3), приведена пунктиром на рис. 1 и показывает хорошее совпадение с экспериментом. По уравнению для коэффициента ионизации вида (3) и условию самостоятельности разряда находится в соответствии с [Л. 2] уравнение зависимости начального напряжения зажигания разряда от pd для однородного поля вида

$$U_0 = bpd + \sqrt{\frac{K}{a}} \sqrt{pd}, \quad (4)$$

в котором $K = \ln\left(\frac{1}{\gamma} + 1\right)$, и коэффициенты a и b связаны с постоянными уравнениями для α/p :

$$a = 0,635 \frac{A}{B}; \quad b = 0,17B. \quad (5)$$

Для кислорода по [Л. 5] коэффициент $\gamma = 10^{-8}$, что дает $K = 18,4$. Так как на большей части рассматриваемого диапазона значений E/p величины $(\alpha/p)_{эфф}$ и α/p отличаются друг от друга менее, чем в 2 раза (рис. 1), то значение K , найденное по γ для кислорода, незначительно отличается от $K_{эфф} = \ln\left(\frac{1}{\gamma_{эфф}} + 1\right)$. Различие составляет не более 5%. Поэтому ниже всюду используется значение $K = 18,4$.

Следовательно, уравнение для напряжения зажигания разряда в кислороде при однородном поле и давлениях в сотни миллиметров ртутного столба имеет вид:

$$U_0 = 24,2pd + 6,98 \sqrt{pd}, \text{ кв.} \quad (6)$$

Здесь p — давление, $атм$; d — расстояние между электродами, $см$.

Расчитанные по (6) значения U_0 сопоставлялись с экспериментально полученными для кислорода (рис. 3). Эксперименты проводились при постоянном напряжении в стеклянной разрядной камере диаметром 150 мм. Исследовался промежуток между двумя плоскими никелевыми электродами диаметром 80 мм при расстоянии между ними от

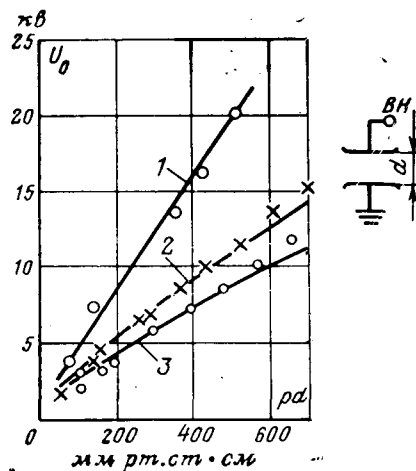


Рис. 3. Зависимость начального напряжения в кислороде и его смесях с аргоном от давления газа и расстояния между электродами.

(Постоянное напряжение. Точки — эксперимент.)
1 — чистый кислород; 2 — смесь 22,1% кислорода с аргоном; 3 — смесь 10,6% кислорода с аргоном.

0,5 до 2 см. Давление газа менялось от 200 до 760 мм рт. ст. Осушался газ селикагелем.

Как видно из рис. 3, расчетные значения U_0 хорошо согласуются с экспериментальными. Это позволяет согласно [Л. 1 и 2] использовать полученные для кислорода расчетные выражения зависимостей $\left(\frac{\alpha}{p}\right)_{эфф} = f\left(\frac{E}{p}\right)$ и $U_0 = f(pd)$ и постоянные, входящие в эти выражения, при выводе уравнений для α/p и U_0 в смесях кислорода с другими газами и при расчете U_0 для кислорода в неоднородных электрических полях.

Начальное напряжение для смеси кислорода с аргоном в однородном поле. Согласно [Л. 1] уравнение для расчета коэффициента ионизации в смеси двух газов имеет вид:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\alpha}{p}\right)_{см} &= x \frac{C_{nI}}{P_{n-1}} \frac{\lambda_{см(n-1)}}{\lambda_I(n-1)} \frac{E}{p} e^{-\frac{P_{n-1} \epsilon_{nI} - \Delta \epsilon_I}{\lambda_{0 см} E/p}} + \\ &+ \left[x \left(\frac{C_{nI} \lambda_{см n}}{P_n \lambda_{In}} - \frac{C_{nI} \lambda_{см(n-1)}}{P_{n-1} \lambda_{I(n-1)}} \right) + \right. \\ &\left. + (1-x) \frac{C_{nII} \lambda_{см n}}{P_n \lambda_{II n}} \right] \frac{E}{p} e^{-\frac{P_n \epsilon_{nII} - \Delta \epsilon_{II}}{\lambda_{0 см} E/p}} = \\ &= A_1 \frac{E}{p} e^{-B_1 / \frac{E}{p}} + A_2 \frac{E}{p} e^{-B_2 / \frac{E}{p}} \approx \\ &\approx (A_1 + A_2) \frac{E}{p} e^{-\frac{A_1 B_1 + A_2 B_2}{(A_1 + A_2) E/p}}, \quad (7) \end{aligned}$$

где индексы I и II относятся к первому (с меньшей энергией ионизации) и второму газам в смеси. Индексы n и $(n-1)$ соответствуют последней и предпоследней ступеням в результирующей кривой $P_{см}(e)$, а число ступеней в этой кривой и их величина определяются типами неупругих столкновений, происходящих в смеси, соотношением пороговых энергий, соотношениями средних длин свободного

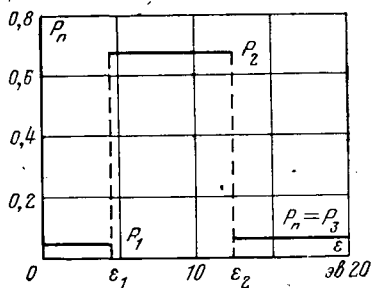


Рис. 2. Вероятности неупругих столкновений электронов в кислороде.

Таблица 1

Газ	Значения постоянных по [Л. 1 и 2]							τ
	λ ₀ , см	C _{II} , 1/эВ	Пороговые энергии		Значения ступеней кривой P(ε)			
			ε _В , эВ	ε _{II} , эВ	P ₁	P ₂	P ₃	
Ar	0,014	0,0072	11,55	15,86	0,025	0,065	0,200	0,015
N ₂	0,031	0,0045	6,1	15,5	0,314	0,340	0,425	0,006

пробега электронов в чистых газах и в смеси, а также концентрацией смеси.

Постоянные уравнений для α и U₀ в случае аргона [Л. 1] представлены в табл. 1.

Средняя длина свободного пробега электронов в смеси определяется выражением:

$$\lambda_{см0} = \frac{\lambda_I \lambda_{II}}{x \lambda_{II} + (1-x) \lambda_I} \quad (8)$$

В пределах каждой ступени кривой P_{см}(ε), т. е. на соответствующем ей диапазоне энергии, вероятность для смеси отдельного вида неупругого столкновения электрона с молекулой, например, первого газа

$$P_{неупр I см} = x \frac{\lambda_{см} (n-1)}{\lambda_I (n-1)} P_{неупр I}$$

т. е. определяется по соответствующей вероятности в чистом газе и соотношению значений λ на данном (n-1)-м диапазоне энергии.

Уравнение (7), как показано в [Л. 1], можно приближенно свести к более простому выражению:

$$\left(\frac{\alpha}{p}\right)_{см} = a_{см} \left(\frac{E}{p} - b_{см}\right)^2, \quad (9)$$

по которому аналогично чистому газу определяется уравнение для расчета напряжения зажигания разряда в смеси.

Таким образом, особенности электроотрицательного газа учитываются практически только при выводе уравнения для $\left(\frac{\alpha}{p}\right)_{см}$, значения которого соответствуют уже эффективному коэффициенту ионизации. Окончательно имеем:

$$U_{осм} = b_{см} pd + \sqrt{\frac{K_{см}}{a_{см}}} \sqrt{pd}, \quad (10)$$

причем $K_{см} = \ln\left(\frac{1}{\gamma_{см}} + 1\right)$, а коэффициент вторичной ионизации в смеси может быть приближенно

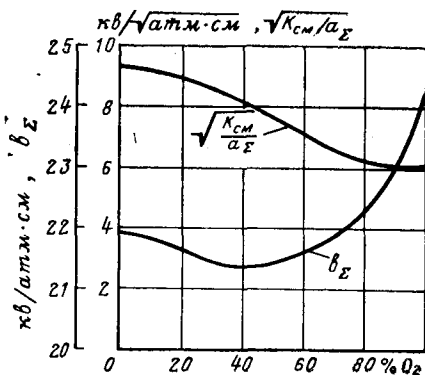


Рис. 4. Коэффициенты расчетного уравнения для U₀ вида (10) смеси азота с кислородом в однородном поле при постоянном напряжении.

определен по соответствующим коэффициентам чистых газов

$$\gamma_{см} = x \gamma_I + (1-x) \gamma_{II}$$

Уравнения (7) и (10) позволяют рассчитать α/p и U₀ смеси, если рассчитаны постоянные, входящие в эти уравнения. Пример расчета смеси 10,6% кислорода и 89,4% аргона дан в приложении. На рис. 1 приведены расчетные кривые α/p ряда смесей кислорода с аргоном, а на рис. 3 расчетные кривые U₀ двух смесей сопоставлены с экспериментальными значениями, полученными на той же установке, на которой проводились эксперименты с чистым кислородом.

Начальное напряжение для смеси кислорода с азотом в однородном поле. Как и в предыдущем случае, уравнение для расчета смеси заданной концентрации выводится с использованием постоянных, характеризующих каждый чистый газ. Постоянные для азота [Л. 1] приведены в табл. 1. Вывод расчетных уравнений полностью аналогичен рассмотренному для смесей кислорода с аргоном, и для U_{осм} получается уравнение вида (10). Так как коэффициенты этого уравнения сложным образом зависят от концентрации смеси, то результаты проведенных расчетов представлены в виде кривых

зависимостей b_{см} и $\sqrt{\frac{K_{см}}{a_{см}}}$ от x (рис. 4), где x — концентрация кислорода. В частном случае 21% O₂ и 79% N₂, т. е. концентрации этих газов в воздухе

$$U_{возд} = 23,2 pd + 9,05 \sqrt{pd}, \text{ кв.} \quad (11)$$

Это выражение очень близко эмпирическому уравнению Ритца для воздуха [Л. 7]. Расхождение значений U₀, вычисленных по (11) и по уравнению Ритца, не превышает 7%.

Начальное напряжение для кислорода в неоднородных полях. Как показано в [Л. 8], уравнение для однородного поля вида (4) или (10) позволяет определить максимальную напряженность и начальное напряжение в неоднородном поле известной конфигурации. Расчеты для воздуха дают неплохое совпадение с экспериментальными данными. Аналогичный расчет дается ниже для кислорода в случае промежутка «шар — шар» при диаметре шара 24 мм и промежутка «стержень — плоскость» при больших значениях отношения d/r₀.

Промежуток «шар — шар» при рассматривавшихся соотношениях расстояния между электродами и радиуса шаров $\frac{d}{r_0} = 0,2 - 0,85$ образует квазиодно-

родное поле, в котором не возникает короны, и начальное напряжение зажигания разряда является пробивным напряжением. В этом случае по [Л. 8] имеем:

$$U_0 = b \frac{pd}{G} + \sqrt{\frac{K}{a}} \sqrt{\frac{pd}{G}}$$

что дает для кислорода

$$U_0 = 24,2 \frac{pd}{G} + 6,98 \sqrt{\frac{pd}{G}}, \text{ кв.} \quad (12)$$

Здесь G — геометрический фактор [Л. 8], зависящий от геометрии поля.

Для рассмотренных расстояний между электродами $d=(0,25-1)$ см значение G согласно [Л. 8] меняется от 1,01 до 1,06. Результаты расчета U_0 по (12) представлены на рис. 5 вместе с экспериментальными значениями пробивного напряжения, указанными зоной разброса. Так как по (12) U_0 определяется при постоянном напряжении и 0°C , а эксперименты проводились при переменном напряжении 50 гц и 20°C , то расчетные величины U_0 приведены к 20°C и пересчитаны на действующие значения.

Промежуток «стержень — плоскость» является примером резконеоднородного поля. Рассматривался стержень с полусферическим закруглением (радиус закругления $r_0=1,5$ мм) при расстояниях до плоскости от 0,5 до 2,5 см. Диаметр плоскости составлял 80 мм. Эксперименты проводились при переменном напряжении 50 гц. При малых расстояниях, при которых корона перед пробоем не возникает, замерялось напряжение пробоя (до $d=0,75$ см). При больших расстояниях между электродами измерялось напряжение начала коронного разряда.

Как показано в [Л. 8], в случае слабо- или резконеоднородного поля максимальная напряженность в промежутке, т. е. напряженность у поверхности стержня

$$E_0 = pb \left[1 + A_m \left(\frac{K/ab^2}{pr} \right)^{0,38} \right],$$

где b и $\frac{K}{a}$ берутся из уравнения для U_0 в однородном поле; r_0 — радиус закругления стержня, а A_m — коэффициент, характеризующий геометрию поля и определяемый по [Л. 8]. Для рассмотренных промежутков величина A_m может быть взята равной 2,25, тогда для кислорода

$$E_0 = 24,2p \left[1 + 2,25 \left(\frac{0,082}{pr_0} \right)^{0,38} \right], \text{ кВ/см.} \quad (13)$$

Здесь r_0 — в см, p — в атм.

По напряженности E_0 , коэффициенту неоднородности поля, заданному радиусу электрода и давлению рассчитывается начальное напряжение:

$$U_0 = \frac{E_0 d}{k_{\text{н}}} = \frac{24,2pd}{k_{\text{н}}} \left[1 + 2,25 \left(\frac{0,082}{pr_0} \right)^{0,38} \right]. \quad (14)$$

Для $r_0=1,5$ мм и давления 1 атм в кислороде $E_0=67,8$ кВ/см. Значения U_0 , рассчитанные по (14) и приведенные к 20°C и действующему значению, представлены на рис. 5 вместе с экспериментальными величинами напряжения зажигания разряда. Расхождение расчетных и экспериментальных значений не превышает 10%.

Приложение. Расчет α/p и U_0 смеси 10,6% O_2 и 89,4% Ar ($x=0,106$). Постоянные расчетных уравнений для чистых O_2 и Ar приведены в тексте и табл. 1. Соотношение пороговых энергий

$$\epsilon_{\text{вO}_2} < \epsilon_{\text{вAr}} < \epsilon_{\text{нO}_2} < \epsilon_{\text{нAr}}.$$

Средняя длина свободного пробега электрона в смеси

$$\lambda_{\text{осм}} = 0,015 \text{ см.}$$

Средние длины свободных пробегов в чистых O_2 и Ar в пределах каждой ступени кривой $P_{\text{см}}(\epsilon)$ по кривым $\lambda(\epsilon)$ из [Л. 5] представлены в табл. 2.

Рис. 5. Начальное напряжение кислорода в промежутках «шар — шар» (кривая 1) и «стержень — плоскость» (кривая 2). (Точки — эксперимент. Давление 1 атм, переменное напряжение 50 гц.)

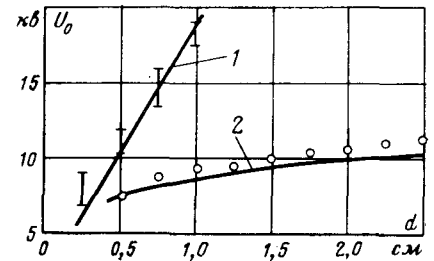


Таблица 2

Газ	Средние длины свободного пробега λ на разных диапазонах энергии, см				
	Диапазоны энергии, эв				
	0-4,5	4,5-11,56	11,56-12,5	12,5-15,8	15,8-30 ×15,8
Ar	0,055	0,0175	0,012	0,0125	0,017
O ₂	0,043	0,035	0,0275	0,0275	0,030
Смесь	$\lambda_1=0,0535$	$\lambda_2=0,0185$	$\lambda_3=0,0127$	$\lambda_4=0,0132$	$\lambda_5=0,0178$

Величины ступеней кривой $P_{\text{см}}(\epsilon)$:

$$P_1 = x \frac{\lambda_1}{\lambda_{\text{O}_2 1}} P_{1\text{O}_2} + (1-x) \frac{\lambda_1}{\lambda_{\text{Ar} 1}} P_{1\text{Ar}} = 0,0258;$$

$$P_2 = x \frac{\lambda_2}{\lambda_{\text{O}_2 2}} P_{2\text{O}_2} + (1-x) \frac{\lambda_2}{\lambda_{\text{Ar} 2}} P_{2\text{Ar}} = 0,0604;$$

$$P_3 = x \frac{\lambda_3}{\lambda_{\text{O}_2 3}} P_{3\text{O}_2} + (1-x) \frac{\lambda_3}{\lambda_{\text{Ar} 3}} P_{3\text{Ar}} = 0,0941;$$

$$P_4 = 0,0648; \quad P_5 = 0,192.$$

$$\Delta\epsilon_1 = (P_2 - P_1) \epsilon_{\text{вO}_2} + (P_3 - P_2) \epsilon_{\text{вAr}} + (P_4 - P_3) \epsilon_{\text{нO}_2} = 0,18 \text{ эв};$$

$$\Delta\epsilon_2 = \Delta\epsilon_1 + (P_5 - P_4) \epsilon_{\text{нAr}} = 2,19 \text{ эв};$$

$$\begin{aligned} \left(\frac{\alpha}{p} \right)_{\text{см}} &= x \frac{C_{\text{нO}_2}}{P_4} \frac{\lambda_4}{\lambda_{\text{O}_2 4}} \frac{E}{p} e^{-\frac{P_4 \epsilon_{\text{нO}_2} - \Delta\epsilon_1}{\lambda_{\text{смO}_2} E/p}} + \\ &+ \left[x \left(\frac{C_{\text{нO}_2}}{P_5} \frac{\lambda_5}{\lambda_{\text{O}_2 5}} - \frac{C_{\text{нO}_2}}{P_4} \frac{\lambda_4}{\lambda_{\text{O}_2 4}} \right) + \right. \\ &+ \left. (1-x) \frac{C_{\text{нAr}}}{P_5} \frac{\lambda_5}{\lambda_{\text{Ar} 5}} \right] \frac{E}{p} e^{-\frac{P_5 \epsilon_{\text{нAr}} - \Delta\epsilon_2}{\lambda_{\text{смO}_2} E/p}} = \\ &= 0,00402 \frac{E}{p} e^{-41,2 \frac{E}{p}} + 0,0328 \frac{E}{p} e^{-56,2 \frac{E}{p}} \approx \\ &\approx 0,03682 \frac{E}{p} e^{-54,4 \frac{E}{p}}, \end{aligned}$$

где E/p , в/см·мм рт. ст.

Упрощенная формула дает по (5)

$$\left(\frac{\alpha}{p} \right)_{\text{см}} = 4,3 \cdot 10^{-4} \left(\frac{E}{p} - 9,25 \right)^2.$$

Коэффициент вторичной ионизации в смеси

$$\gamma_{\text{см}} = 0,106\gamma_{\text{O}_2} + 0,894\gamma_{\text{Ar}} = 4,95 \cdot 10^{-4}; \quad K_{\text{см}} = 4,55.$$

Уравнение для U_0 в однородном поле имеет вид:

$$U_0 = 9,25pd + 103 \sqrt{pd}, \text{ в}$$

или

$$U_0 = 7,05pd + 2,84 \sqrt{pd}, \text{ кВ.}$$

В последнем выражении p — в атм.

Выводы. 1. Предложенную ранее [Л. 1 и 2] методику нахождения уравнений для коэффициента ионизации и начального напряжения для элект-

троположительных газов в однородном поле можно распространить на случай электроотрицательных газов.

2. Полученные постоянные могут быть использованы для расчета коэффициента ионизации и начального напряжения в кислороде и в смесях его с другими газами.

3. Методика расчета (как показано на примере кислорода) начальных напряжений в однородных полях может быть использована с учетом [Л. 8] для расчетов в неоднородных полях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Разевиг Д. В., Соколова М. В. Первый коэффициент ионизации простейших газов и газовых смесей.— «Электричество», 1970, № 9, с. 48—54.

2. Разевиг Д. В., Соколова М. В. Начальные напряжения зажигания разряда в простейших газах и их смесях.— «Электричество», 1970, № 11, с. 66—70.

3. Geballe R., Reeves M. L. Breakdown Criterion in Electro-negative Gases in Uniform Electric Field.— «Phys. Rev.», 1953, v. 92, № 4, p. 1853.

4. Prasad A. N., Craggs J. D. Measurement of Townsend's Ionization Coefficients and Attachment Coefficients in Oxygen.— «Proc. Phys. Soc.», 1961, v. 77, p. 385.

5. Браун С. Элементарные процессы в плазме газового разряда. М., Госатомиздат, 1961. 322 с.

6. Мак-Даниель И. Процессы столкновений в ионизованных газах. М., «Мир», 1967. 832 с.

7. Мик Дж., Крэгс Дж. Электрический пробой в газах. М., Изд-во иностр. лит., 1960, 505 с.

8. Разевиг Д. В. Начальные напряжения в электрических полях различной конфигурации.— «Электричество», 1970, № 8, с. 14—19.

[3.5.1973]



УДК 621.317.333.82:621.315.618

Пробой длинных воздушных промежутков при воздействии коммутационных импульсов положительной полярности

Доктор-инж. ЛЕМКЕ Е., доктор-инж., проф. МОШ В.

Дрезден, ГДР

Введение. Постоянно растущая потребность в электроэнергии требует с точки зрения экономической передачи энергии перехода к более высоким рабочим напряжениям. Для обеспечения надежности таких систем электропередачи необходимо дальнейшее усовершенствование техники испытаний. При этом особое значение имеет испытание при воздействии коммутационных импульсов.

В настоящее время в некоторых странах, главным образом в СССР [Л. 1], обсуждается вопрос о введении испытания коммутационными импульсами. В ГДР в 1970 г. был внедрен соответствующий стандарт, чтобы, с одной стороны, дать изготовителю высоковольтных испытательных установок соответствующую ориентацию при разработке установок для испытания коммутационными импульсами и, с другой стороны, обеспечить на заводах-изготовителях высоковольтной аппаратуры ГДР проведение испытаний коммутационными импульсами при одинаковых условиях.

При стандартизации параметров коммутационного импульса (амплитуды и формы) сравнительно сложные кривые изменения напряжения во времени, которые возникают при коммутационных операциях в сети, приходится имитировать сильно упрощенными формами импульсов. Знание механизма пробоя при воздействии коммутационных перенапряжений приобретает при этом особое значение, поскольку физический механизм процесса пробоя при упрощенных формах импульса не должен существенно изменяться. В статье сообщается о ряде исследований пробоя промежутка «стержень — плоскость» при воздействии коммутационных импульсов положительной полярности.

Модель механизма пробоя. В промежутке «стержень — плоскость» при положительной полярности стержня перед пробоем возникают стримерный и лидерный разряды [Л. 3—7]. Слабо светящийся

стримерный разряд после зажигания ударной ионизацией и фотоионизацией прорастает в зоны с очень слабой напряженностью поля. Он состоит из сильно разветвленных нитей с незначительной проводимостью, которые распространяются приблизительно вдоль силовых линий основного поля. Ярко светящийся лидерный разряд возникает при достаточной плотности тока также на положительном электроде и прорастает в основном вследствие термоионизации в узко ограниченном канале с немногими ответвлениями, так как исходящие из головки лидера стримерные разряды постоянно обеспечивают необходимую плотность тока в лидерном канале. Путь проводящего узко ограниченного канала определяется главным образом условиями ионизации на головке лидера в данный момент, так что лидерный разряд в общем не следует за силовыми линиями основного поля.

При малых разрядных промежутках ($s < 1$ м) в течение времени фронта коммутационного импульса через нерегулярные интервалы времени возникают стримерные разряды, которые скачком прорастают в разрядное пространство (рис. 1, а). При достаточно высоком напряжении стримерные разряды прорастают до противоположного электрода. В дальнейшем стримерные разряды быстро следуют один за другим, и повышающийся средний ток разряда вызывает высокую плотность тока и термоионизацию в зоне положительного стержневого электрода. Развивается стебельчатый разряд, превращающийся в конце концов в неударимо прорастающий лидер. Если лидер перекрывает весь разрядный промежуток, то происходит пробой и вследствие связанного с этим повышения проводимости в разрядном канале напряжение на электродах резко падает.

При длинных разрядных промежутках ($s > 1$ м) механизм разряда изменяется таким образом, что при высоких напряжениях стримерные разряды да-

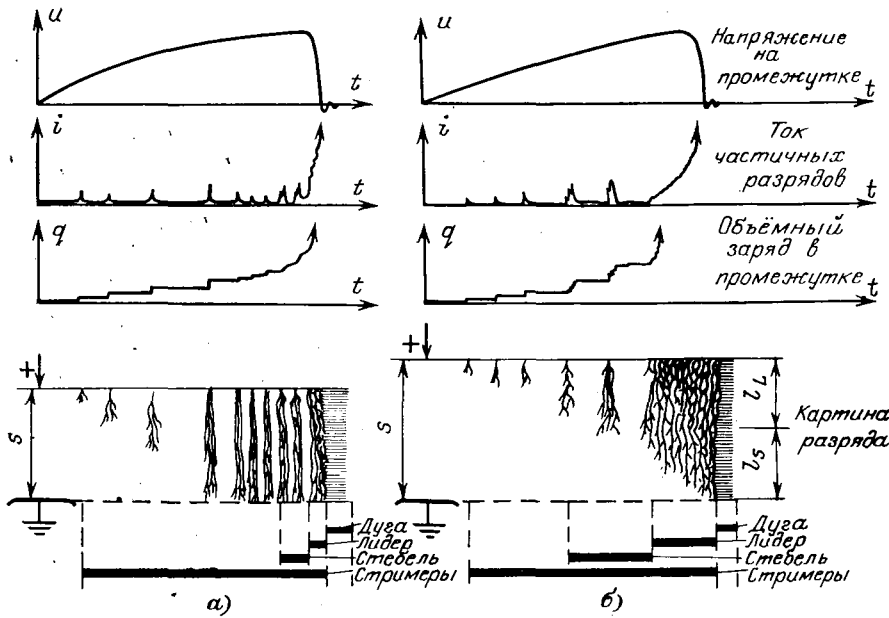


Рис. 1. Пробой воздушных промежутков при воздействии коммутационных импульсов положительной полярности.

а — небольшие разрядные промежутки; б — большие разрядные промежутки.

леко прорастают в разрядное пространство, занимают большой объем, и так как при этом протекает большой ток, они приводят к началу лидерного разряда, прежде чем достигают противоположного электрода (рис. 1,б). В этом случае лидер вначале не прорастает так безостановочно, как при малых разрядных промежутках, и, следовательно, не приводит сразу к пробою. И только когда лидер при дальнейшем нарастании напряжения удлиняется настолько, что постоянно распространяющиеся из его головки стримерные разряды достигают противоположного электрода, становится возможным пробой. Теперь лидер неудержимо прорастает, и последняя стадия пробоя происходит так, как и при малых разрядных промежутках.

На основании сказанного выше можно ввести понятие граничного промежутка a_0 . При $s < a_0$ наблюдается возникновение лидера, ведущего сразу к пробою промежутка; при $s > a_0$ возникновение лидера не является достаточным для пробоя промежутка. Величина a_0 зависит от формы напряжения и от конфигурации электродов.

Оценка пробивного напряжения. Между падением напряжения в разрядах и пробивным напряжением существует непосредственная связь [Л. 4]. При малых разрядных промежутках ($s < 1$ м) стримерные разряды должны перекрывать весь промежуток для того, чтобы мог развиваться пробой. В этом случае пробивное напряжение может в зависимости от расстояния между электродами s (зависимость $U_p = f(s)$) выражаться приближенным соотношением:

$$U_p = E_s s, \quad (1)$$

где E_s — средняя напряженность в стримерном разряде, приблизительно равная 4,5 кВ/см [Л. 7]. При более длинных разрядных промежутках ($s > 1$ м) пробой происходит как при малых промежутках только тогда, когда стримерные разряды достига-

ют противоположного электрода, однако в этом случае уже имеется лидерный канал, так что непосредственно перед пробоем лидерный разряд длиной l_L и стримерный разряд длиной l_S (рис. 1,б) включены последовательно. Тогда пробивное напряжение можно выразить соотношением:

$$U_p = E_s l_S + E_L l_L = E_s l_S + E_L (s - l_S), \quad (2)$$

где E_L — продольный градиент лидерного разряда.

В противоположность E_s значение E_L постоянно во времени и в пространстве, оно понижается примерно от 1,5 кВ/см непосредственно после возникновения отрезка лидера до значений ниже 1 кВ/см в зависимости от времени существования лидера и тока лидера. Так как E_L всегда меньше, чем E_s , то, начиная от предельного разрядного промежутка a_0 , крутизна зависимости $U_p = f(s)$ снижается.

По результатам измерений с помощью описанной модели механизма пробоя была предпринята попытка оценить пробивное напряжение. На основании экспериментальных данных [Л. 8] максимальная длина стримера перед пробоем и зависимость среднего градиента в лидере от его длины соответственно определяются выражениями:

$$l_S = a_0 \left(1 + \ln \frac{s}{a_0} \right); \quad (3)$$

$$E_L = E_{L_0} \frac{\ln \left(\frac{s}{a_0} - \ln \frac{s}{a_0} \right)}{\frac{s}{a_0} - \left(1 + \ln \frac{s}{a_0} \right)}, \quad (4)$$

где $E_{L_0} = 1,5$ кВ/см — максимальное значение градиента лидера.

Из (2) — (4) получим:

$$U_p = E_s a_0 \left[1 + \ln \frac{s}{a_0} + \frac{E_{L_0}}{E_s} \ln \left(\frac{s}{a_0} - \ln \frac{s}{a_0} \right) \right]. \quad (5)$$

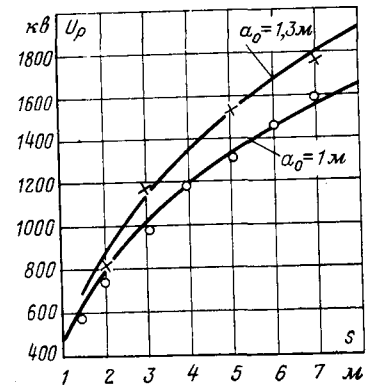


Рис. 2. Сравнение измеренных значений пробивных напряжений промежутка «стержень — плоскость» с рассчитанными по (5).

○ — измеренные значения по [Л. 5];
× — измеренные значения по [Л. 9].

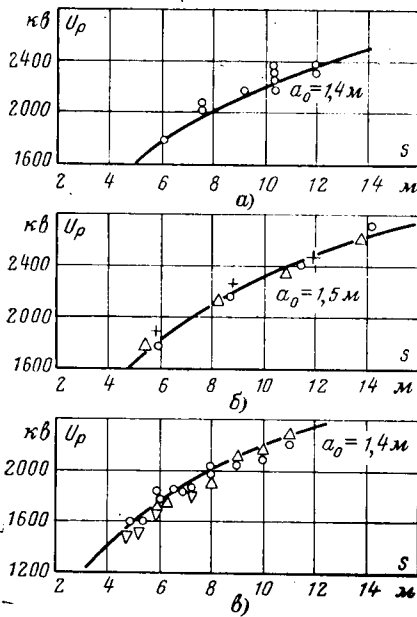


Рис. 3. Сравнение измеренных значений пробивных напряжений различных промежутков с рассчитанными по (5).

а — «провод — стойка опоры»; эксперимент по [Л. 10]; б — «расщепленный провод — земля», эксперимент по [Л. 10]; в — «кольцо — плоскость», эксперимент по [Л. 11]; — — — расчет.

При экспериментальном определении a_0 по пробивному напряжению U_p одного промежутка s , рассчитанные с помощью (5) зависимости $U_p = f(s)$ хорошо совпадают, например, с измеренными значениями U_p промежутка «стержень — плоскость» (рис. 2) [Л. 9].

Расчеты по (5) удовлетворительно согласуются с данными по пробую таких промежутков, как «провод — стойка опоры», «кольцо — плоскость» (рис. 3) [Л. 10 и 11]. Значение a_0 в приведенных зависимостях $U_p = f(s)$ определялось для $s = 12$ м.

При воздействии переменного напряжения промышленной частоты разряд принципиально развивается по такому же механизму. Расхождения между пробивными напряжениями при переменном напряжении и при коммутационных перенапряжениях объясняются главным образом тем, что предельный разрядный промежуток a_0 зависит от рода напряжения (рис. 4). Надо отметить, что выражение (5) и приведенное в [Л. 12] соотношение, которое было выведено из другой модели, практически одинаково воспроизводят пробивное напряжение воздушного промежутка «стержень — плоскость» в большом диапазоне ($s < 50$ м) разрядных промежутков (рис. 5).

Влияние формы волны на пробивное напряжение. Известно, что условия для развития устойчивых лидерных разрядов в определенном диапазоне скорости нарастания напряжения особенно благоприятны [Л. 13 и 14]. Это приводит к низкому напряжению начала лидера и тем самым также к низкому пробивному напряжению. С увеличением разрядного промежутка максимально возможная длина устойчивого лидерного разряда увеличивается, так что при длинных разрядных промежутках зависимость U_p от скорости нарастания напряжения

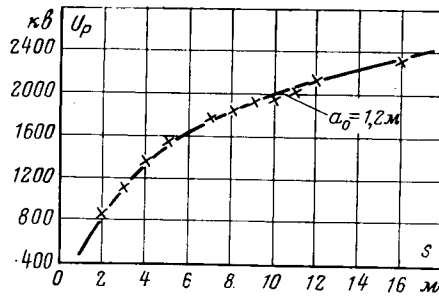


Рис. 4. Сравнение измеренных значений пробивных переменных напряжений промежутка «стержень — плоскость» [Л. 12] с рассчитанными по уравнению (5).

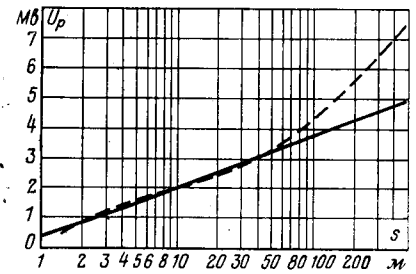


Рис. 5. Рассчитанные зависимости $U_p = f(s)$ для промежутка «стержень — плоскость».

— — — по уравнению (5) с $a_0 = 1$ м; — — — по [Л. 12].

выражена особенно ярко. Кажется, что этим можно дать физическое объяснение минимумов пробивного напряжения длинных воздушных промежутков при воздействии коммутационных импульсов с различной длиной фронта, впервые экспериментально определенных в [Л. 15]. Однако необходимо отметить, что нет определенной критической длительности фронта импульса, при которой пробивное напряжение становится минимальным. Указываемые часто для этого длительности фронта от 100 до 300 мксек физически не обоснованы и верны только в относительно узко ограниченном диапазоне разрядных промежутков. Решающим для развития разряда является изменение напряжения во времени, т. е. скорость нарастания напряжения. Поэтому длительность фронта коммутационного импульса, при которой достигается минимальное пробивное напряжение, с увеличением разрядного промежутка также увеличивается и может составлять, например, для $s = 13$ м более 1 000 мксек [Л. 16]. Таким образом, рекомендованный МЭК для испытаний коммутационный импульс 250/2 500 мксек не всегда представляет собой наиболее тяжелую нагрузку для очень длинных воздушных промежутков, так как дает минимальные пробивные напряжения только в определенном диапазоне разрядных промежутков (приблизительно от 1 до 6 м).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Александров Г. Н., Афанасьев В. В., Иванов В. Л. Уровни изоляции электрооборудования на напряжении 750 кВ переменного тока. — «Электричество», 1971, № 8, с. 87—89.
2. Hochspannungsprüftechnik. Prüfung mit Schaltspannung. DDR — Standard TGL 20 622 (1970).
3. Александров Г. Н. О механизме перехода разряда в искровой в длинных воздушных промежутках. — «Журнал технической физики», 1965, вып. 7, т. 35, с. 1225—1229.
4. Lemke E. Der elektrische Durchschlag in Luft bei Schaltspannungen. — «Elektrie», 20 (1966) 5, s. 195—198.
5. Lemke E. Durchschlagmechanismus und Schlagweite — Durchschlagspannungs — Kennlinien von inhomogenen Luftfunkenstrecken bei Schaltspannungen. Dissertation Technische Universität, Dresden, 1967.
6. Lemke E. Der Durchschlagmechanismus von Luftfunkenstrecken bei Schaltspannungen. Wiss. Zeitschr. d. TU Dresden 17 (1968) 1, s. 105—115.
7. Baller G. Vorentladungen bei Stoßspannungen verschiedener Stirnteilheiten an einer Stabfunkenstrecke in Luft Dissertation. Techn. Hochschule Stuttgart, 1968.
8. Lemke E. Beitrag zur Abschätzung der Durchschlagspannung langer Luftfunkenstrecken IET (1972) (in Vorbereitung).
9. Александров Г. Н., Иванов В. Л. Исследование электрической прочности воздушных промежутков и гирлянд изоляторов при воздействии внутренних перенапряжений. — «Электричество». 1962, № 9, с. 33—35.

10. Kachler J. A., Laforest J. J., Zaffanella L. E. Switching — Surge Flashover EHV — UHV Towers. IEEE Trans. PAS 89 (1970) 12, s. 1762—1771.

11. Александров Г. Н., Иванов В. Л., Редков В. П. Электрическая прочность характерных воздушных промежутков линий сверхвысокого напряжения при коммутационных пере-напряжениях. — «Электричество», 1966, № 1, с. 65—71.

12. Александров Г. Н. Особенности развития искрового разряда в длинных воздушных промежутках. — «Журнал технической физики», 1969, вып. 4, т. 39, с. 744—747.

13. Базелян Э. М. Роль заряда в формировании длинной положительной искры при импульсном напряжении. — «Журнал

технической физики», 1966, вып. 2, т. 36, с. 365—373.

14. Lemke E. Die Streamerentwicklung in Luft bei positiven Impulsspannungen. — «Elektrie», 22 (1968) 4, s. 166—168.

15. Базелян Э. М., Браго Е. Н., Стекольников И. С. Существенное снижение средних пробивных градиентов в длинных разрядных промежутках на косоугольной волне напряжения. Доклады АН СССР, 1960, № 3, т. 133, с. 550—553.

16. Barnes H. C., Winters D. F. UHV Transmission Design Requirements — Switching Surge Flashover characteristics of extra long Air. Gaps Transactions Paper Nr. 70 TP 641—PWR (July 1970).

[3.9.1973]



УДК 621.314.1.016.35

Устойчивость замкнутых систем с вентильными преобразователями постоянного тока в режиме прерывистых токов

Канд. техн. наук ПОЗДЕЕВ А. Д., инж. ИВАНОВ А. Г.

Чебоксары

В настоящее время достаточно глубоко изучены вопросы динамики систем с вентильным преобразователем (ВП) в режиме непрерывного тока. Получен аналитический импульсный критерий устойчивости к колебаниям на основной субгармонике [Л. 1], а также разработаны частотные методы расчета устойчивости на низших субгармониках [Л. 2].

Не меньший интерес представляют и вопросы устойчивости систем с ВП в режиме прерывистых токов, особенно при работе на противо-э. д. с. (регулируемые вентильные электроприводы — ВЭП).

Известно [Л. 3], что при переходе в прерывистый режим динамическая структура ВЭП изменяется, а следовательно, меняются области устойчивости и качество переходных процессов. В связи с этим появились системы с корректировкой параметров регуляторов в функции режима, обеспечивающие устойчивость и оптимальное быстродействие в обоих режимах работы ВЭП.

В [Л. 3 и 4] при рассмотрении систем с ВП в прерывистом режиме пренебрегают влиянием на динамику фактора дискретности тока, а используют методы анализа непрерывных систем и оперируют средним значением тока («гладкой» составляющей). В результате в системах ВЭП передаточная функция звена «ВП — двигатель (ВП—Д)» имеет вид:

$$K(p) = \frac{K\vartheta_0}{1 + T_{м.ф}p}, \quad (1)$$

где $T_{м.ф} \equiv 1/\lambda^2$ — фиктивное значение электромеханической постоянной времени; $K\vartheta_0 = de/d\vartheta_0$ — угловой коэффициент регулировочной характеристики $e = f(\vartheta_0)$ при постоянстве среднего значения выпрямленного тока $i_{ср}$.

Лишь в [Л. 4] без доказательства рекомендуется влияние дискретности тока учитывать введением запаздывания, приближенно равного половине периода пульсаций.

Фактически структуры с ВП в прерывистом режиме являются импульсными, и к ним необходимо применять методы анализа дискретных систем.

Рассмотрению этих вопросов и посвящена статья.

Структуры систем с ВП в прерывистом режиме. При работе на противо-э. д. с. в установившемся прерывистом режиме ВП можно представить как генератор импульсов тока длительностью λ (рис. 1) с выходным параметром, определяющим поведение системы, считать дискретные импульсы тока, а входной величиной — непрерывное управляющее напряжение u_γ или пропорциональное ему значение угла регулирования ϑ_0 .

В общем случае мы имеем дело с нелинейной импульсной системой, однако, если изучать не сами колебания, а только условия их возникновения (границу устойчивости), когда рассматриваются переходные процессы при малых отклонениях от установившегося состояния, то по аналогии с [Л. 1 и 5] задачу можно свести к линейной.

На рис. 1 показано изменение импульса при изменении угла регулирования на величину $\Delta\vartheta_0$.

Полезная информация содержится только в кривой приращения тока $\Delta i = f(t)$, тогда ток $i(t)$ представим в виде суммы стационарного тока $i_c(t)$ и приращения — переходной импульсной составляющей $\Delta i(t)$:

$$i(t) = i_c(t) + \Delta i(t). \quad (2)$$

Применив принцип наложения, можно изобразить отдельно структуру для стационарной и переходной составляющих согласно рис. 2, а и б. В схеме на рис. 2: $K_{э.д.с.}$ учитывает влияние противо-э. д. с.; $W_{ф.с}(p)$ — элемент, формирующий импульс

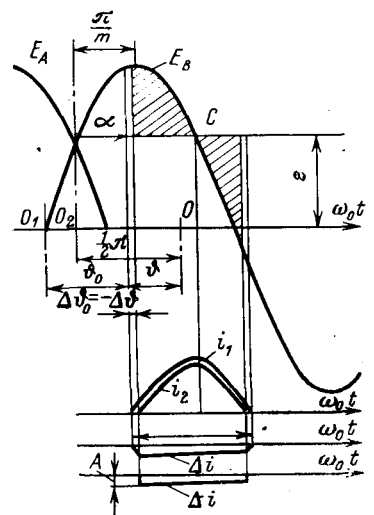


Рис. 1. Разложение импульса тока на стационарную $i_c(t)$ и переходную $\Delta i(t)$ составляющие.

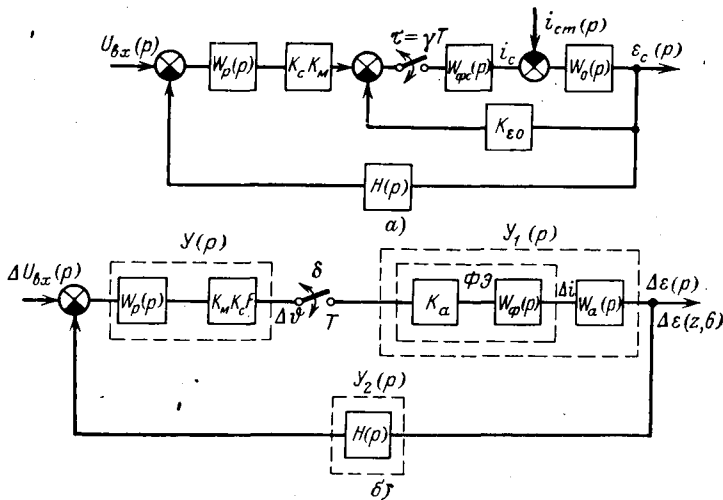


Рис. 2. Структурная схема САР с ВП в режиме прерывистого тока.

a — для стационарной составляющей; *b* — для переходной составляющей; $W_p(p)$, $W_0(p)$, $H(p)$ — передаточные функции регулятора, объекта регулирования и контура обратной связи; $Y(p)$, $Y_1(p)$, $Y_2(p)$ — передаточные функции частей схемы до и после импульсного ключа и цепи обратной связи.

стационарного тока $i_c(t)$; K_a , $W_\Phi(p)$ — соответственно коэффициент передачи и передаточная функция элемента, формирующего импульс переходной составляющей тока.

Считая, как общепринято, противо-э. д. с. постоянной величиной, для импульса тока в относительных единицах получаем [Л. 4]:

$$i_c = [i_0 + \varepsilon - \cos \theta \sin(\vartheta_0 - \theta)] e^{-\omega_0 t \operatorname{ctg} \theta} + \cos \theta \sin(\omega_0 t + \vartheta_0 - \theta) - \varepsilon, \quad (3)$$

где $\theta = \operatorname{arctg} \frac{\omega_0 L}{r} = \operatorname{arctg} \omega_0 T_a$; ϑ_0 — угол отпирания,

отсчитываемый от начала синусоиды; i_0 — начальное значение тока; для прерывистого режима $i_0 = 0$.

Дадим приращение угла управления $\Delta\vartheta_0$, и с учетом того, что для нового импульса тока текущее значение времени в (3) следует принять $t_2 = t_1 - \Delta t = t_1 - \frac{\Delta\vartheta_0}{\omega_0}$, для приращения тока получаем:

$$\Delta i = i_2 - i_1 = e^{-t_1/T_a} \{ \varepsilon (e^{\Delta t/T_a} - 1) + \cos \theta [\sin(\vartheta_0 - \theta) - \sin(\vartheta_0 + \Delta\vartheta_0 - \theta) e^{\Delta t/T_a}] \} = A e^{-t_1/T_a}. \quad (4)$$

Таким образом, полезную составляющую тока на участке протекания тока λ можно представить импульсом тока длительностью $\tau = \lambda/\omega_0 = \gamma T$, где $T = 2\pi/m\omega_0$ — период дискретности, амплитуда которого зависит от параметров схемы и приращения угла управления $\Delta\vartheta_0$ и изменяется по экспоненциальному закону. Тогда для переходной импульсной составляющей можно представить ВП звеном с амплитудно-импульсной модуляцией и формирующим элементом, который создает экспоненциальные импульсы с относительным временем запоминания $\gamma = \tau/T$.

Допустимость пренебрежения изменением длительности импульса физически очевидна, так как

основное приращение площади $\Delta i(t)$ сосредоточено на длительности λ ($\lambda \gg \Delta\vartheta_0$, $\Delta\vartheta_0 \rightarrow 0$).

В каждой рабочей точке, определяемой ϑ_0 и ε , импульсный элемент будет иметь свои значения γ и коэффициента передачи K_a .

Угол управления ϑ будем отсчитывать от точки O (рис. 1), где $\alpha = \pi/2$ [Л. 4], тогда $\vartheta_0 = \pi - \pi/m - \vartheta$, $\Delta\vartheta_0 = -\Delta\vartheta$ и

$$K_a = \frac{dA}{d\vartheta} = - \lim_{\Delta\vartheta_0 \rightarrow 0} \frac{A}{\Delta\vartheta_0} = \cos \theta [\cos(\vartheta_0 - \theta) + \operatorname{ctg} \theta \sin(\vartheta_0 - \theta)] - \varepsilon \operatorname{ctg} \theta = \operatorname{ctg} \theta (\sin \vartheta_0 - \varepsilon) = \frac{\sin \vartheta_0 - \varepsilon}{\omega_0 T_a} = \frac{K_a^*}{\omega_0 T_a}, \quad (5)$$

где K_a^* — универсальный коэффициент передачи для импульсной составляющей, не зависящий от параметров нагрузки.

Такое представление ВП равносильно линеаризации импульсной системы в данной точке.

Определим передаточную функцию формирующего элемента $W_\Phi(p)$. Для этого [Л. 6] необходимо найти изображение единичной временной функции, определяющей форму импульса, которая для нашего случая имеет вид:

$$f(t) = e^{-t/T_a} - e^{-t/T_a} \cdot 1(t - \gamma T), \quad (6)$$

где $1(t - \gamma T)$ — единичная ступенчатая функция, смещенная вправо от нуля на время γT .

Тогда передаточная функция формирующего элемента примет вид:

$$W_\Phi(p) = \int_0^\infty e^{-pt} f(t) dt = \frac{T_a}{T_a p + 1} (1 - e^{-\gamma} e^{-\gamma T p}). \quad (7)$$

Для совместного использования выражений (5) и (7) необходимо найти зависимость между ϑ_0 и λ при заданном ε . Аналитически она выражается в виде обратной функции [Л. 4]:

$$\varepsilon = \frac{-\sin(\vartheta_0 - \theta + \lambda) e^{\lambda \operatorname{ctg} \theta} + \sin(\vartheta_0 - \theta)}{1 - e^{\lambda \operatorname{ctg} \theta}} \cos \theta. \quad (8)$$

Для вычисления K_a при заданных ε и λ можно также пользоваться таблицами угловой продолжительности импульсов, приведенными в [Л. 4].

При больших T_a , как следует из (4), можно пренебречь изменением амплитуды формирующего импульса в функции времени и представить формирующий элемент фиксатором с частичным запоминанием на время $\tau = \gamma T$. Для этого случая из (7)

$$W_\Phi = \frac{1 - e^{-\gamma T p}}{p}. \quad (9)$$

Угловая длительность импульсов для этого предельного случая определяется из уравнения [Л. 4]:

$$\cos \vartheta_0 - \cos(\lambda + \vartheta_0) = \varepsilon \lambda. \quad (10)$$

Зависимости $K_a^* = f(\lambda)$ для различных значений $\varepsilon = \text{const}$, рассчитанные по (5) и (10), приведены на рис. 3. При $\varepsilon = 0$

$$\vartheta_0 = 2\lambda \text{ и } K_a^* = \sin \frac{1}{2} \lambda. \quad (11)$$

Стационарную составляющую тока $i_c(t)$ можно рассматривать как генератор пульсаций и влияние

ее учитывать введением фактора пульсаций [Л. 1 и 5]. Тогда при малых отклонениях для полезной составляющей сигнала замкнутую систему с ВП при $\varepsilon = \text{const}$ в режиме прерывистого тока можно представить в виде структуры на рис. 2,б с изменяющимися параметрами формирующего элемента K_a и γ , зависящими от рабочей точки. На рис. 2 обозначено:

$K_m = E_m/U_{\text{оп}m}$ — масштабный коэффициент, равный отношению базовых величин на выходе и входе ВП;

$K_c = \frac{d\vartheta}{d \frac{U_y}{U_{\text{оп}m}}}$ — коэффициент усиления СИФУ; для линейной СИФУ $K_c = \pi/2$, для арксинусной — $K_c = 1/\sin \alpha$.

Если нагрузкой ВП является двигатель постоянного тока, то, строго говоря, значение противо-э. д. с. двигателя в течение времени протекания импульса тока не остается постоянным, а увеличивается, вследствие чего форма импульса полезной составляющей тока будет отличаться от рассмотренной ранее (4). При одинаковых начальных значениях противо-э. д. с. ε_0 в момент $t=0$ учет ее изменения в течение импульса приводит к некоторому уменьшению K_a и γ по сравнению с общепринятым случаем, для которого $\varepsilon = \varepsilon_0 = \text{const}$. Это различие тем меньше, чем больше T_m . Однако, если в качестве варьируемого параметра принимать γ , то, как показывают расчеты, различие в значениях K_a будет ничтожно вплоть до малых значений.

Фактор пульсаций. Известно, что в СИФУ с вертикальным управлением пульсации управляющего напряжения u_y изменяют динамический коэффициент передачи. Эти пульсации в нашем случае вызываются стационарным током $i_c(t)$. Фактор пульсаций, введенный в [Л. 5] и учитывающий это изменение, в общем случае запишется в виде

$$F = \frac{1}{1 - \frac{d\bar{u}_y/dt}{d\bar{u}_{\text{оп}}/dt}}, \quad (12)$$

где $\frac{d\bar{u}_y}{dt}$, $\frac{d\bar{u}_{\text{оп}}}{dt}$ — производные управляющего и опорного напряжений СИФУ в момент открытия вентиля ($t=0$); для $\frac{d\bar{u}_y}{dt}$ это производная слева $'\bar{u}_y(0_-)$.

Учтем, что в относительных единицах $\frac{d\bar{u}_{\text{оп}}}{dt} = -\frac{\omega_0}{K_c}$, тогда

$$F = \frac{1}{1 + \frac{K_c}{\omega_0} \bar{u}'_y(0_-)}. \quad (13)$$

Стационарный ток может быть разложен в ряд Фурье:

$$i_c(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} (a_k \cos km\omega_0 t + b_k \sin km\omega_0 t). \quad (14)$$

Пользуясь общими выражениями разложения в ряд Фурье импульсов тока стационарной составляющей [Л. 4], можно определить значения a_k , b_k и по (13) найти F . Однако аналитические выражения для a_k и b_k довольно громоздки, поэтому для

практических расчетов можно заменить реальные импульсы тока равновеликими прямоугольниками с той же длительностью λ и амплитудой $A_0 = i_{cm}/\gamma$, где

$$i_{cm} = \frac{m}{\pi} \left[\sin \frac{\lambda}{2} \sin \left(\vartheta_0 + \frac{\lambda}{2} \right) - \frac{1}{2} \lambda \varepsilon \right] \quad (15)$$

— среднее значение выпрямленного тока, равное применительно к ВЭП среднему значению тока нагрузки. Разлагая последовательность таких импульсов в ряд Фурье, для переменной составляющей тока получаем:

$$i_c(t) = 2i_{cm} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \pi k \gamma}{\pi k \gamma} \cos(km\omega_0 t - \pi k \gamma). \quad (16)$$

Повторяя выводы [Л. 1], получаем окончательно

$$F = \frac{1}{1 + \frac{2K_c}{\omega_0} i_{cm} \left[- \sum_{k=1}^{\infty} B_k(km\omega_0) \frac{\sin \pi k \gamma}{\pi k \gamma} \times \right.} \quad (17)$$

$$\left. \times km\omega_0 \sin(\pi k \gamma + \beta_k) + \frac{1}{4\gamma} \lim_{p \rightarrow \infty} pW_{\pi}(p) \right].$$

Выражение (17) является общим и справедливо как для разности порядков числителя и знаменателя $[W_{\pi}(p) = W_0(p)W_p(p)H(p)] \Delta n = 1$, когда производная на входе претерпевает скачок, так и для $\Delta n > 1$, когда этот скачок отсутствует, так как для $\Delta n > 1 \lim_{p \rightarrow \infty} pW_{\pi}(p) = 0$.

Анализ устойчивости. Для анализа устойчивости структур по рис. 3 применим аппарат z -преобразования [Л. 6]. Выражение для z -преобразования выходной величины:

$$\varepsilon^*(z, \sigma) = \frac{Y^*_1(z, \sigma) Yu^*(z)}{1 + z^{-1} Y_1 Y_2 Y^*(z, 1)}. \quad (18)$$

Это выражение справедливо как для разности порядков $\Delta n = 1$, так и $\Delta n > 1$.

Для анализа устойчивости данной системы, описываемой характеристическим уравнением

$$1 + z^{-1} Y_1 Y_2 Y^*(z, 1) = 1 + K^*_p(z) = 0, \quad (19)$$

можно применить известные алгебраические (критерий Шур-Кона) или частотные (критерий Найквиста) методы анализа устойчивости линейных импульсных систем.

Исследуем устойчивость астатической си-

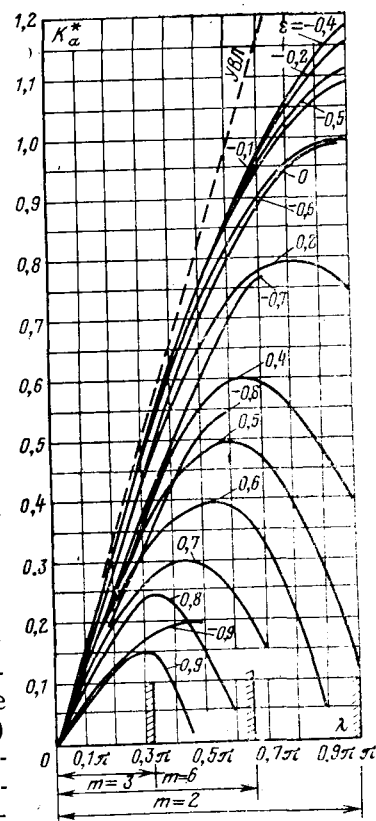


Рис. 3. Кривые универсального коэффициента передачи для импульсной составляющей тока нагрузки.

стемы второго порядка, в которой ВП нагружен на L, r -цепь. В режиме непрерывного тока линейная часть ее

$$W_{\pi}(p) = \frac{K_{\gamma}}{T_{\text{м}}p(T_{\text{э}}p + 1)}; \quad (20)$$

в режиме прерывистого тока при замене L, r -цепи формирующим элементом

$$W_{\pi}(p) = \frac{K_{\gamma}}{T_{\text{м}}p}. \quad (21)$$

В последнем режиме мы имеем дело с простейшей структурой ВЭП с пропорциональным регулятором. Зависимость (21) приближенно описывает такую структуру ВЭП и в режиме непрерывного тока, если не учитывать влияние внутренней обратной связи по противо-э. д. с. Таким образом, в прерывистом режиме передаточная функция разомкнутой системы примет вид:

$$K(p) = \frac{K_0}{p} \left(\frac{1}{p + \frac{1}{T_{\text{э}}}} - \frac{e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}}} e^{-\gamma T p}}{p + \frac{1}{T_{\text{э}}}} \right), \quad (22)$$

где $K_0 = \frac{K_{\text{э}}K_{\gamma}K_{\text{с}}K_{\text{а}}K_{\text{м}}F}{T_{\text{м}}} = K_{\text{а}}K_{\text{а}}F [1/\text{сек}]$ — коэффициент передачи разомкнутой системы; $H(p) = K_{\text{э}}$; K_{γ} — коэффициент усиления регулятора; $K_{\text{а}} = \frac{K_{\text{э}}K_{\gamma}K_{\text{с}}K_{\text{м}}}{T_{\text{м}}}$.

Для z -преобразования разомкнутой системы, используя таблицы [Л. 6], найдем:

$$K^*_{\text{р}}(z) = K_0 T_{\text{э}} \left\{ \frac{z(1-d)}{(z-1)(z-d)} - e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}}} \left[\frac{1}{z-1} - \frac{e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}}(1-\gamma)}}}{z-d} \right] \right\}, \quad (23)$$

где $d = e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}}}$.

Характеристическое уравнение

$$F(z) = 1 + K^*_{\text{р}}(z) = (z-1)(z-d) + K_0 T_{\text{э}} (z-d) \left(1 - e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}}} \right) = 0. \quad (24)$$

Условия устойчивости для полинома 2-го порядка по Шур-Кону [Л. 8]:

$$|F(0)| < 1, K_0 < \frac{1 + \frac{1}{d}}{(1 - e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}})} T_{\text{э}}}; \quad (25)$$

$$F(1) > 0, K_0 T_{\text{э}} (1-d)(1 - e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}}}) > 0; \quad (26)$$

всегда выполняется

$$F(-1) > 0, K_0 < \frac{2}{T_{\text{э}}(1 - e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}})}}. \quad (27)$$

Из трех условий наиболее жестким является условие (27). Последнее определяет область устойчивости к колебаниям на основной субгармонике и может быть получено также после подстановки $z = -1$ в (23) из неравенства

$$|K^*_{\text{р}}(z=-1)| < 1. \quad (28)$$

Поскольку для данной структуры определяющим является только критерий (27), то, следовательно, в ней могут возникать в малом (т. е. самовозбуждаться) колебания только на основной субгармонике.

Как частный случай при $T_{\text{э}} \gg T$ из (27) вытекает критерий устойчивости для прямоугольного импульсного элемента:

$$K_0 < 2/\gamma T. \quad (29)$$

Оценим фактор пульсаций F . Для нашего случая

$$W_{\pi}(p) = \frac{K_{\gamma}K_{\text{м}}K_{\text{с}}}{T_{\text{м}}p}; B_k(km\omega_0) = \frac{K_{\gamma}K_{\text{м}}K_{\text{э}}}{T_{\text{м}}km\omega_0}; \beta_k = \frac{\pi}{2}.$$

Заменив в (17) сумму ряда его пределом, для линейной СИФУ окончательно получим:

$$F = \frac{1}{1 + \frac{K_{\pi}}{\omega_0} i_{\text{см}}} = \frac{1}{1 + \frac{K_{\pi}mT}{2\pi} i_{\text{см}}}. \quad (30)$$

Этот же результат, который для системы с П-регулятором является абсолютно строгим, может быть получен из простых физических соображений. Изменение противо-э. д. с. de/dt в бестоковый интервал периода определяется током нагрузки и постоянной интегрирования $T_{\text{м}}$, тогда

$$U'_{\gamma}(0_-) = K_{\text{м}}K_{\gamma}K_{\text{э}} \frac{de}{dt} = \frac{K_{\text{м}}K_{\gamma}K_{\text{э}}}{T_{\text{м}}} i_{\text{см}} = \frac{K_{\pi}}{K_{\text{с}}} i_{\text{см}}. \quad (31)$$

Из (27) и (30)

$$K_{\text{а}}T < \frac{2}{K_{\text{а}} \frac{T_{\text{э}}}{T} (1 - e^{-\frac{T}{T_{\text{э}}}}) - \frac{m}{\pi} i_{\text{см}}}. \quad (32)$$

Аналогично для прямоугольного формирующего элемента

$$K_{\text{а}}T < \frac{2}{K_{\text{а}}\gamma - \frac{m}{\pi} i_{\text{см}}}. \quad (33)$$

На рис. 4 приведены кривые критических коэффициентов усиления в функции γ для данной структуры при $\text{tg}\theta = 16$ и $\varepsilon = 0$, полученные расчетом по (33) и экспериментом на электронной моделирующей машине. Принципы моделирования ВП описаны в [Л. 7]. Для получения большей области прерывистых токов был смоделирован ВП с $m=2$.

Критический коэффициент усиления уменьшается по мере увеличения λ и уменьшения ε . Наиболее тяжелый случай имеет место на границе перехода из прерывистого в непрерывный режим, где $\lambda = 2\pi/m$ и $\gamma = 1$. Осциллограмма субгармонических колебаний приведена на рис. 5.

Представляет интерес сравнение областей устойчивости в режимах непрерывного и прерывистого токов. Для режима непрерывного тока в [Л. 9] [для случая $W_{\pi}(p)$ по (20)] получены кривые кри-

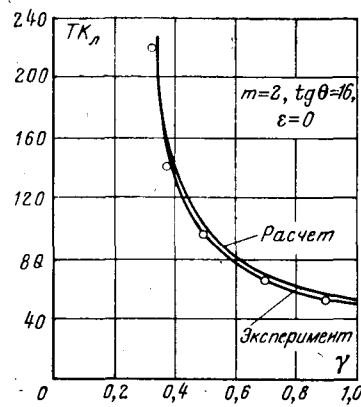


Рис. 4. Кривые критического коэффициента усиления для структуры ВЭП с пропорциональным регулятором.

тических коэффициентов усиления, изображенные для линейной СИФУ на рис. 6. Там же даны кривые критических коэффициентов $TK_{кр} = K_{л}K_mT = f(T_0/T)$ в прерывистом режиме для граничного случая $\gamma=1$ и $\alpha=90^\circ$, где $K_{л}$ рассчитан по условиям (32) и приближенно по (33). Необходимость введения коэффициента периодичности $K_m = m/\pi \sin \pi/m$ в $K_{кр}$ при сравнении результатов вызвана тем, что в [Л. 9] базовая величина выходного напряжения $U_{вых}^0 = K_m E_m$, а в (32) $U_{вых}^0 = E_m$, что дает различия в значениях K_m в K_m раз. Из кривых видно, что область устойчивости для прерывистого режима получается больше. Исключение представляет асимптотический случай $T_0 = T_2 = 0$.

Из [Л. 9] и выражений (5), (8), (15) и (32) можно получить одинаковый результат:

$$K_m K_{л} T < \frac{2}{\sin \alpha - \frac{m}{\pi} \left[\cos \alpha - \frac{1}{K_m} \cos \left(\alpha + \frac{\pi}{m} \right) \right]} \quad (34)$$

Различие в результатах при $T_0 > 0$ не содержит противоречий и может быть объяснено физически. В непрерывном режиме (справа от точки $\gamma=1$) воздействие одиночной δ -импульсной функции напряжения ВП на L, r -цепь [Л. 1] дает для тока нагрузки экспоненциальную зависимость, которая распространяется и на последующие периоды квантования (что учитывается значением тока i_0 (3) в начале каждого периода). Для этого случая условие устойчивости в нашем примере имеет вид [Л. 8]:

$$K_0 T < 2 \frac{1 + e^{-T/T_0}}{1 - e^{-T/T_0}} = 2 \operatorname{cth} \frac{T}{2T_0} \quad (35)$$

В прерывистом режиме мы имеем также экспоненциальную зависимость полезной составляющей тока нагрузки, но только в течение времени γT (так как всегда $i_0=0$), а это дает иное условие устойчивости слева от точки $\gamma=1$ (27). В предельном случае $T_0=0$ цепь нагрузки для тока представляется пропорциональным звеном, и результаты совпадают.

Заметим, что анализ устойчивости такой структуры методом «гладкой» составляющей, когда система ВП — Д представляется апериодическим звеном (1), дает неверный результат. В этом случае структура с П-регулятором устойчива при любых значениях K_{γ} . Таким образом, применение дискретных методов к анализу систем с ВП в прерывистом режиме представляет не только теоретический, но и практический интерес.

Предложенный метод позволяет оценить устойчивость в малом, т. е. для достаточно малых на-

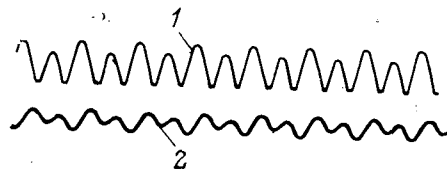


Рис. 5. Оциллограмма субгармонических автоколебаний замкнутой системы ВЭП.

$$1 - i = f(t); 2 - u_{\gamma} = f(t).$$

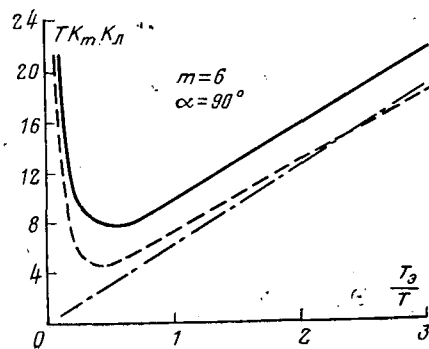


Рис. 6. Кривые критических коэффициентов усиления системы с линейной частью по (20) в режимах непрерывного тока [Л. 9] и прерывистого при $\gamma=1$ и $\alpha=90^\circ$.

--- данные по [Л. 9]; — расчет для прерывистого режима по (32); - - - приближенный расчет по (33).

чальных отклонений. Возникает вопрос: будет ли такая система устойчивой и в большом?

Известны критерии абсолютной устойчивости нелинейных импульсных систем, однако их применение к рассматриваемому случаю затруднено не только спецификой нелинейного элемента, но и в основном изменением параметров приведенной непрерывной части, а именно — длительности запоминания γ формирующего элемента.

Как следует из (7) и кривых рис. 4, наиболее тяжелый с точки зрения устойчивости случай имеет место при переходе из прерывистого в непрерывный режим, где значения K^*_a и $\gamma(\lambda)$ максимальны. Таким образом, если выбрать параметры из условия устойчивости системы в этой точке, то они будут достаточными для обеспечения устойчивости и при меньших $\gamma(\lambda)$, т. е. система будет устойчива во всем диапазоне прерывистых токов.

Следует заметить, что могут быть такие структуры линейной части, например система ВЭП с подчиненным регулированием, в которых следует рассматривать устойчивость и при малых $\gamma(\lambda)$. Однако этот вопрос требует специального рассмотрения и выходит за рамки данной статьи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шипило В. П. Исследование процессов в замкнутых вентильных системах методом z -преобразования. — «Электричество», 1969, № 11, с. 63—68.
2. Поздеев А. Д., Донской Н. В. Влияние неполной управляемости вентильных преобразователей на устойчивость замкнутых систем. — «Электричество», 1972, № 3, с. 36—42.
3. Шипило В. П. Автоматизированный вентильный электропривод. М., «Энергия», 1969. 400 с.
4. Булгаков А. А. Новая теория управляемых выпрямителей. М., «Наука», 1970. 320 с.
5. Bjaresten N. A. The static Converter as a High — Speed Power Amplifier. — «Direct Current», 1963, v. 8, № 6, p. 154—165.
6. Кузин Л. Т. Расчет и проектирование дискретных систем управления. Машиздат, 1962. 680 с.
7. Донской Н. В., Поздеев А. Д., Елисеев В. Н., Никитин В. М. Принципы моделирования управляемых вентильных преобразователей. — «Преобразовательная техника», 1971, № 14.
8. Ту Ю. Цифровые и импульсные системы автоматического управления. М., «Машиностроение», 1964. 702 с.
9. Шипило В. П. Критерий устойчивости замкнутых систем регулирования с вентильным преобразователем к субгармоническим колебаниям. — «Электричество», 1969, № 9, с. 36—40.

Метод анализа процессов заряда емкостного накопителя энергии от генератора переменного тока

Канд. техн. наук ПОЛЯШОВ Л. И.

Истра

В последнее время в связи с развитием импульсной электроэнергетики в периодической печати большое внимание уделяется анализу работы генераторов переменного тока на емкостный накопитель энергии [Л. 1—5].

По системам заряда емкостных накопителей энергии непосредственно переменным током к настоящему времени разработаны достаточно строгие общие методы расчета и анализа [Л. 1 и 2]. По системам заряда накопителей от сети переменного тока через выпрямители и предвключенные зарядные сопротивления развиваются численные методы анализа с помощью ЦВМ, а разработка строгих аналитических методов находится в стадии поиска [Л. 3—5].

Основные трудности расчета и выявления закономерностей процессов заряда в системах с выпрямителями и индуктивно-емкостными сопротивлениями связаны со спецификой электрических вентиляльных цепей, относящихся при идеализации вентилялей к дискретным системам с периодически меняющимися параметрами и с наличием емкостных зарядных и накопительных элементов, приводящих к необходимости решения интегрально-дифференциальных уравнений с граничными условиями. Для анализа переходных процессов в системах с преобразователями весьма эффективным является метод разностных уравнений [Л. 6 и 8] и метод эквивалентного генератора [Л. 3, 9, 10 и 13].

В статье изложен метод анализа переходных процессов в системе с выпрямителем, предвключенными индуктивно-емкостными сопротивлениями и емкостным накопителем энергии на выходе выпрямителя, заключающийся в дискретном описании процессов заряда накопителя, выводе разностных уравнений и их решений. Указанный метод развивается применительно к системе с шестифазным мостовым выпрямителем.

Анализ зарядного процесса в схеме (рис. 1) проведем, введя ряд допущений и ограничений;

вентили выпрямителя имеют идеальные вольт-амперные характеристики;

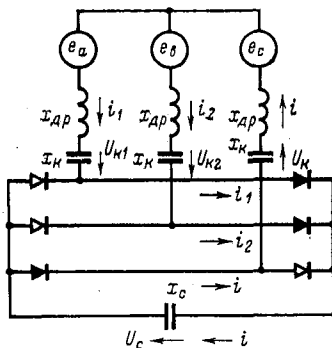
сопротивления утечки зарядных и накопительного конденсаторов бесконечно велики;

зарядные элементы представляются линейными сосредоточенными параметрами $x_{др}$ и $x_{к}$;

процесс заряда протекает в течение одного и более периодов питающей э. д. с.;

разряды емкостного накопителя осуществляются периодически в моменты времени, когда накопитель заряжен практически до полного напряжения генератора;

Рис. 1. Расчетная схема системы заряда емкостного накопителя.



генератор переменного тока представляется в виде эквивалентного источника синусоидальной э. д. с. E_r и эквивалентного индуктивного сопротивления x_r , которое учитывается в сопротивлении зарядного элемента $x_{др}$ и определяется по [Л. 3] или [Л. 4] в зависимости от частоты разрядов.

Зарядный цикл во времени разбиваем на промежутки открытия одного вентиля до открытия следующего (см. рис. 2). Последовательные моменты открытия вентилялей обозначим числами натурального ряда $n=0, 1, 2, 3, \dots$, причем начало зарядного процесса совместим с открытием вентиля при $n=0$. Тогда, отсчитывая время в угловых единицах от начала зарядного процесса, имеем:

$$\tau_n = \frac{\pi n}{3} + \alpha_n - \alpha_0; \quad \tau_{n+1} = \frac{\pi(n+1)}{3} + \alpha_{n+1} - \alpha_0,$$

где α_n, α_{n+1} — углы открытия вентилялей в начале и конце любого промежутка повторяемости. Будем считать для общности, что угол α изменяется по какому-то закону, причем величину угла, соответствующую началу зарядного процесса, обозначим α_0 и назовем фазой разряда.

Общее выражение э. д. с., действующей в контуре, который содержит вентиль 2 (рис. 1), открывшийся в начале промежутка повторяемости, и цепь выпрямленного тока i , имеет вид [Л. 6]:

$$e = \sqrt{3}E_m \cos\left(\tau - \frac{\pi n}{3} + \alpha_0 - \frac{\pi}{6}\right), \quad (1)$$

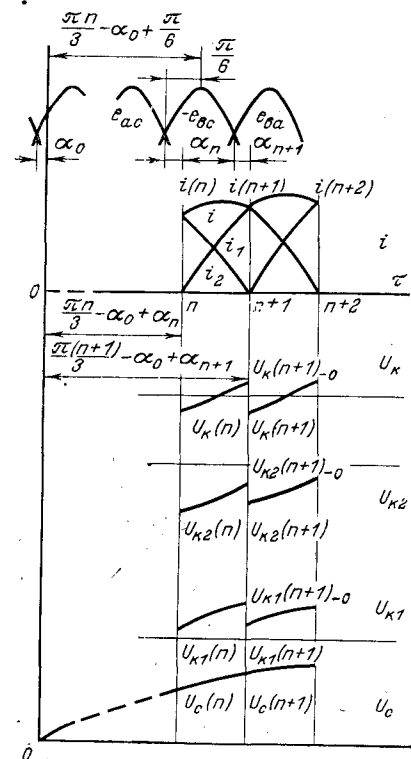


Рис. 2. Расчетные формы токов и напряжений в системе заряда.

где E_m — амплитуда фазной э. д. с. источника. Это выражение справедливо для любого промежутка повторяемости с границами τ_n и τ_{n+1} .

Следует отметить, что в рассмотрение не входят процессы, в которых углы коммутации вентиляей

$$\gamma_n > \tau_{n+1} - \tau_n = \pi/3 + \alpha_{n+1} - \alpha_n \quad (\text{при } \alpha = \text{const})$$

$$\gamma_n > \pi/3,$$

а также процессы, при которых ток одного вентиля спадает до нуля раньше, чем откроется следующий клапан. Такое ограничение не является существенным, так как для зарядных систем с многофазными выпрямителями типичным является режим непрерывного тока при чередовании в течение зарядного цикла коммутационных (трехвентильных) и внекоммутационных (двухвентильных) подынтервалов, причем указанные подынтервалы в сумме составляют интервал повторяемости:

$$T = \pi/3 + \Delta\alpha_n,$$

где $\Delta\alpha_n = \alpha_{n+1} - \alpha_n$.

Весьма важным является также то обстоятельство, что решающую роль, с точки зрения передачи энергии в накопитель при шестифазном и более выпрямлении и наличии предвключенных реактивных сопротивлений, играет начальная часть процесса заряда, когда клапаны находятся в процессе непрерывной коммутации (в трехвентильном режиме), а накопитель заряжается практически до полного напряжения генератора. Затягивание процесса заряда вплоть до перехода к режиму чередования трехвентильных и двухвентильных подынтервалов наблюдается в некоторых системах с большим затуханием. Аналитическое исследование процессов в таких зарядных системах представляет собой самостоятельную задачу, так как их математическое описание приводит к системам нелинейных разностных уравнений, содержащих переменный угол коммутации клапанов.

При анализе зарядных систем представляет интерес не столько характер переходных процессов на каждом интервале повторяемости («микрпроцессы»), сколько определение хода процесса на каждом зарядном цикле, включающем несколько таких интервалов («макропроцесс»). В связи с этим представляется возможным усреднить «микрпроцессы» на каждом интервале повторяемости, используя значения переменных на его границах.

Заряд через индуктивное сопротивление. Исходное уравнение составляем, проходя по контуру через цепь выпрямленного тока i и клапан 2 (рис. 1), который открылся в начале промежутка повторяемости:

$$x_{дп} \left(\frac{di_2}{d\tau} + \frac{di}{d\tau} \right) + r_{дп} (i_2 + i) + U_C = e_{bc} = e. \quad (2)$$

Это уравнение справедливо на всем интервале повторяемости, включающем коммутационный и внекоммутационный подынтервалы. Как видно из рис. 2, во внекоммутационном подынтервале $i_2 = i$. Это обстоятельство позволяет интегрировать уравнение (2) на всем интервале от τ_n до τ_{n+1} , причем при $\tau = \tau_n$ имеем $i_2 = 0$, $i = i(n)$, а при $\tau = \tau_{n+1}$ ток

$i_2 = i = i(n+1)$. Проинтегрировав с учетом этого уравнение (2), получим:

$$x_{дп} [2i(n+1) - i(n)] + \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} U_C d\tau = \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} e d\tau. \quad (3)$$

Как видно из рис. 2, интегралы токов в (3) можно приближенно представить в виде площадок трапеций на интервале $[\tau_n, \tau_{n+1}]$:

$$\int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} i_2 d\tau = \frac{T}{2} k i(n+1);$$

$$\int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} i d\tau = \frac{T}{2} k [i(n+1) + i(n)],$$

где $k = 1, 2$ — коэффициент, учитывающий пульсации тока.

Интеграл напряжения накопителя

$$\begin{aligned} \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} U_C d\tau &= T [U_C(n) + 0,5 \Delta U_C(n)] = \\ &= T \left\{ U_C(n) + \frac{T}{4} k x_C [i(n+1) + i(n)] \right\}. \end{aligned}$$

Здесь $\Delta U_C(n) = x_C \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} i d\tau$ — приращение напряжения накопителя на интервале $[\tau_n, \tau_{n+1}]$.

Интегрирование выражения для э. д. с., действующей в контуре, приводит к выражению:

$$\begin{aligned} E_n = \frac{1}{T} \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} e d\tau &= \frac{2}{T} \sqrt{3} E_m \cos \frac{\alpha_{n+1} + \alpha_n}{2} \times \\ &\times \sin \left(\frac{\alpha_{n+1} - \alpha_n}{2} + \frac{\pi}{6} \right). \end{aligned}$$

Это выражение приближенно соответствует непрерывной составляющей так называемой внутренней э. д. с. выпрямителя, полученной в [Л. 9]:

$$E_n = \frac{3}{\pi} \sqrt{3} E_m \cos \alpha(n),$$

где $\alpha(n)$ — решетчатая функция, проходящая через точки, соответствующие реальным значениям угла отпирания клапанов в каждом интервале.

Учитывая результаты интегрирования, из (3) после приведения подобных членов имеем:

$$\begin{aligned} \left(\frac{2}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} k x_C \right) i(n+1) - \\ - \left(\frac{1}{T} x_{дп} - \frac{T}{4} k x_C \right) i(n) + U_C(n) = E_n. \end{aligned} \quad (4)$$

Если в (4) вместо n положить $(n+1)$ и из полученного уравнения вычесть уравнение (4), учитывая, что

$$\begin{aligned} U_C(n+1) - U_C(n) &= \Delta U_C(n) = \\ &= \frac{T}{2} k x_C [i(n+1) + i(n)], \end{aligned} \quad (5)$$

то после упрощений получаем разностное уравнение второго порядка:

$$\begin{aligned} & \left(\frac{2}{T} x_{\text{др}} + \frac{T}{4} kx_C \right) i(n+2) - \\ & - \left(\frac{3}{T} x_{\text{др}} - \frac{T}{2} kx_C \right) i(n+1) + \\ & + \left(\frac{1}{T} x_{\text{др}} + \frac{T}{4} kx_C \right) i(n) = E_{n+1} - E_n. \end{aligned} \quad (6)$$

Коэффициенты уравнения (6) являются переменными, так как интервал повторяемости содержит приращение угла отпираания $\Delta\alpha_n$, зависящее в общем случае от номера интервала n или тока i в соответствии с заданным законом регулирования.

Решение уравнения (6) в общем виде затруднительно; оно может быть использовано как рекуррентное выражение при численных расчетах.

В случаях, когда $\alpha_n = \text{const}$ или $\Delta\alpha_n = \text{const}$ (линейный закон регулирования), интервалы повторяемости неизменны по величине, а уравнение (6) имеет постоянные коэффициенты и может быть решено классическим методом [Л. 11] или с использованием дискретного преобразования Лапласа [Л. 12]. С аналитической точки зрения равноинтервальные режимы имеют большое значение, так как позволяют описать регулируемый зарядный процесс в несравненно более простой форме, чем разноинтервальные. Следует отметить при этом, что и процессы с более сложными законами регулирования могут быть разделены на участки, которые с достаточным приближением могут рассматриваться как равноинтервальные.

Рассмотрим решение уравнения (6) для наиболее распространенной в инженерной практике зарядной системы с неуправляемым выпрямителем. В этом случае можно принять

$$E_n \approx \frac{3}{\pi} \sqrt{3} E_m \cos \frac{\alpha_0}{2} = \text{const}, \quad (7)$$

что приводит к решению уравнения (6) без правой части. При начальных условиях

$$\left. \begin{aligned} i(0) &= 0, \\ U_C(0) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

решение уравнения представляется в виде

$$i(n) = \frac{E}{a(\lambda_1 - \lambda_2)} (\lambda_1^n - \lambda_2^n), \quad (9)$$

где

$$\begin{aligned} \lambda_{1,2} &= -\frac{b}{2a} \pm \sqrt{\left(\frac{b}{2a}\right)^2 - \frac{c}{a}}; \\ a &= \frac{6}{\pi} x_{\text{др}} + \frac{\pi}{12} kx_C; \\ b &= -\left(\frac{9}{\pi} x_{\text{др}} - \frac{\pi}{6} kx_C\right); \\ c &= \frac{3}{\pi} x_{\text{др}} + \frac{\pi}{12} kx_C. \end{aligned}$$

Для нахождения напряжения накопителя $U_C(n)$ необходимо решить разностное уравнение (5) с правой частью, которое с учетом (9) имеет вид:

$$\begin{aligned} U_C(n+1) - U_C(n) &= \frac{0,5x_C T k E}{a(\lambda_1 - \lambda_2)} \times \\ & \times [(1 + \lambda_1) \lambda_1^n - (1 + \lambda_2) \lambda_2^n]. \end{aligned} \quad (10)$$

В результате решения уравнения (10) имеем:

$$\begin{aligned} U_C(n) &= \frac{0,5x_C T k E}{a(\lambda_1 - \lambda_2)} \left[\frac{1 + \lambda_1}{1 - \lambda_1} (1 - \lambda_1^n) - \right. \\ & \left. - \frac{1 + \lambda_2}{1 - \lambda_2} (1 - \lambda_2^n) \right]. \end{aligned} \quad (11)$$

Выражения (9) и (11) для гладких составляющих тока и напряжения зарядной системы с выпрямителем позволяют аналитически доказать используемое при расчетах [Л. 3—5] положение о возможности эквивалентирования системы с выпрямителем и емкостным накопителем цепью RLC с источником постоянной э. д. с. Эти выражения устанавливают непосредственную связь зарядного тока и напряжения накопителя с параметрами зарядной системы, что является одним из преимуществ предлагаемого метода расчета по сравнению с методом схем замещения, определение эквивалентных параметров R и L которых представляет собой самостоятельную задачу, в ряде случаев трудно выполнимую.

Форма зарядного процесса определяется соотношением параметров зарядного элемента и накопителя, причем при относительно большом сопротивлении накопителя может иметь место колебательный режим (λ_1 и λ_2 в этом случае — комплексные величины), а при относительно малом сопротивлении накопителя — аperiodический режим (λ_1 и λ_2 в этом случае — действительные величины, меньшие единицы).

Заряд через индуктивно-емкостное сопротивление. Как и в предыдущем случае заряда через индуктивное сопротивление, исходное уравнение составляем, проходя по контуру через цепь выпрямленного тока и вентиль 2 (рис. 1), который открылся в начале промежутка повторяемости:

$$x_{\text{др}} \left(\frac{di}{dt} + \frac{di_2}{dt} \right) + U_K + U_{K2} + U_C = e_{\text{вс}}. \quad (12)$$

Протекающий через каждый из зарядных конденсаторов ток представляет собой кусочно-гладкую функцию, составленную в циклической последовательности из токов i_2 , i и i_1 (рис. 2). В связи с этим падение напряжения на зарядных конденсаторах также представляют собой кусочно-гладкие функции с конечными разрывами в точках, соответствующих границам интервалов повторяемости. Они состоят из напряжений U_{K2} , U_K , U_{K1} с соблюдением определенных граничных условий, которые накладываются с учетом той особенности заряда через емкостные сопротивления, что непрерывного накопления энергии на зарядных конденсаторах не происходит, а на n -м интервале повторяемости имеет место частичный заряд конденсаторов до соответствующих значений $U_{K2}(n+1)_0$, $U_K(n+1)_0$, $U_{K1}(n+1)_0$ (см. рис. 2), определяемых из выражений:

$$\left. \begin{aligned} U_{K2}(n+1)_0 &= U_{K2}(n) + \Delta U_{K2}(n)_0; \\ U_K(n+1)_0 &= U_K(n) + \Delta U_K(n)_0; \\ U_{K1}(n+1)_0 &= U_{K1}(n) + \Delta U_{K1}(n)_0. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

где $\Delta U_{K2}(n)_0$, $\Delta U_K(n)_0$, $\Delta U_{K1}(n)_0$ — приращения соответствующих напряжений на интервале повто-

режестности, определяемые в окрестности точки τ_{n+1} слева:

$$\left. \begin{aligned} \Delta U_{K2}(n)_{-0} &= x_K \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} i_2 d\tau; \\ \Delta U_K(n)_{-0} &= x_K \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} i d\tau; \\ \Delta U_{K1}(n)_{-0} &= x_K \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} i_1 d\tau. \end{aligned} \right\} (14)$$

Значения напряжений, определенные из (13), используются в качестве начальных условий на $(n+1)$ -м интервале после циклической замены индексов в соответствии со сменой токов i_2 на i , i на i_1 , i_1 на i_2 и т. д., т. е. граничные условия имеют вид:

$$\begin{aligned} U_{K2}(n+1)_{-0} &= U_K(n+1); \\ U_K(n+1)_{-0} &= U_{K1}(n+1); \\ U_{K1}(n+1)_{-0} &= -U_{K2}(n+1). \end{aligned}$$

При интегрировании уравнения (12) принимаем:

$$\begin{aligned} \frac{1}{T} \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} U_{K2} d\tau &= U_{K2}(n) + 0,5 \Delta U_{K2}(n)_{-0}; \\ \frac{1}{T} \int_{\tau_n}^{\tau_{n+1}} U_K d\tau &= U_K(n) + 0,5 \Delta U_K(n)_{-0}. \end{aligned}$$

Приращения напряжений вычисляем в соответствии с выражениями (14), заменяя интегралы токов приближенными формулами. Интегрирование выражений для напряжения накопителя и э. д. с., действующей в контуре, проводится вышеописанным способом.

Интегрируя уравнение (12) и выполняя в соответствии с вышеизложенным необходимые подстановки и преобразования, получаем систему пяти разностных уравнений относительно решетчатых функций $i(n)$, $U_C(n)$, $U_K(n)$, $U_{K1}(n)$, $U_{K2}(n)$:

$$\left. \begin{aligned} U_K(n) + U_{K2}(n) + U_C(n) + \left[\frac{T}{2} kx_K + \frac{2}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} kx_C + Tkr_{дп} \right] i(n+1) + \left[\frac{T}{4} kx_K - \frac{1}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} kx_C + \frac{T}{2} kr_{дп} \right] i(n) &= E_n; \\ U_K(n+1) &= U_{K2}(n) + \frac{T}{2} kx_K i(n+1); \\ U_{K1}(n+1) &= U_K(n) + \frac{T}{2} kx_K [i(n+1) + i(n)]; \\ U_{K2}(n+1) &= - \left[U_{K1}(n) + \frac{T}{2} kx_K i(n) \right]; \\ U_C(n+1) &= U_C(n) + \frac{T}{2} kx_C [i(n+1) + i(n)]. \end{aligned} \right\} (15)$$

Из этой системы специальными приемами [Л. 12] можно получить группу независимых друг от друга разностных уравнений, каждое из которых содержит какую-либо одну искомую решетчатую

функцию. Это позволяет описать формы процессов на стороне переменного и выпрямленного тока.

В результате ряда преобразований получаем разностное уравнение четвертого порядка относительно выпрямленного тока:

$$ai(n+4) + bi(n+3) + ci(n+2) + di(n+1) + fi(n) = E_{n+1} - E_n, \quad (16)$$

$$a = \frac{T}{2} kx_K + \frac{2}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} kx_C + Tkr_{дп};$$

$$b = -\frac{T}{4} kx_K - \frac{5}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} kx_C - \frac{3}{2} Tkr_{дп};$$

$$c = -\frac{3}{2} Tkr_{дп} + \frac{6}{T} x_{дп} + Tkr_{дп};$$

$$d = Tkr_{дп} - \frac{4}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} kx_C;$$

$$f = \frac{T}{4} kx_K + \frac{1}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} kx_C - \frac{T}{2} kr_{дп}.$$

Это уравнение, как и в предыдущем случае заряда через активно-индуктивное сопротивление, может быть использовано в качестве рекуррентного соотношения или решено при $\alpha_n = \text{const}$ или $\Delta \alpha_n = \text{const}$. Для зарядной системы с неуправляемым выпрямителем при $E_n \approx \text{const}$ [см. выражение (7)] и начальных условиях

$$\left. \begin{aligned} i(0) &= 0, \quad U_C(0) = 0, \\ U_K(0) &= 0, \quad U_{K1}(0) = 0, \\ U_{K2}(0) &= 0 \end{aligned} \right\} (17)$$

решение уравнения (16) представляется в виде

$$i(n) = \sum_{m=1}^4 C_m \lambda_m^n. \quad (18)$$

Здесь $C_1 = -(C_2 + C_3 + C_4)$, а остальные коэффициенты определяются по формулам Крамера:

$$C_m = \frac{D_m}{D}, \quad m = 2, 3, 4$$

из системы трех алгебраических уравнений:

$$\begin{aligned} C_2(\lambda_2 - \lambda_1) + C_3(\lambda_3 - \lambda_1) + C_4(\lambda_4 - \lambda_1) &= i(1); \\ C_2(\lambda_2^2 - \lambda_1^2) + C_3(\lambda_3^2 - \lambda_1^2) + C_4(\lambda_4^2 - \lambda_1^2) &= i(2); \\ C_2(\lambda_2^3 - \lambda_1^3) + C_3(\lambda_3^3 - \lambda_1^3) + C_4(\lambda_4^3 - \lambda_1^3) &= i(3). \end{aligned}$$

Значения тока в точках $n=1, 2, 3$ находятся из системы разностных уравнений (15) с соблюдением условий (17) и определяются выражениями:

$$i(1) = \frac{E_n}{z_0};$$

$$i(2) = \frac{E_n - z_1 i(1)}{z_0};$$

$$i(3) = \frac{E_n - z_1 i(2) + T k(x_K - x_C) i(1)}{z_0},$$

где

$$z_0 = \frac{T}{2} kx_K + \frac{2}{T} x_{дп} + \frac{T}{4} kx_C + Tkr_{дп};$$

$$z_1 = \frac{3}{4} T k(x_K + x_C) - \frac{x_{дп}}{T} + \frac{T}{2} kr_{дп}.$$

Напряжение накопителя $U_C(n)$ находим из разностного уравнения (5), которое с учетом (18)

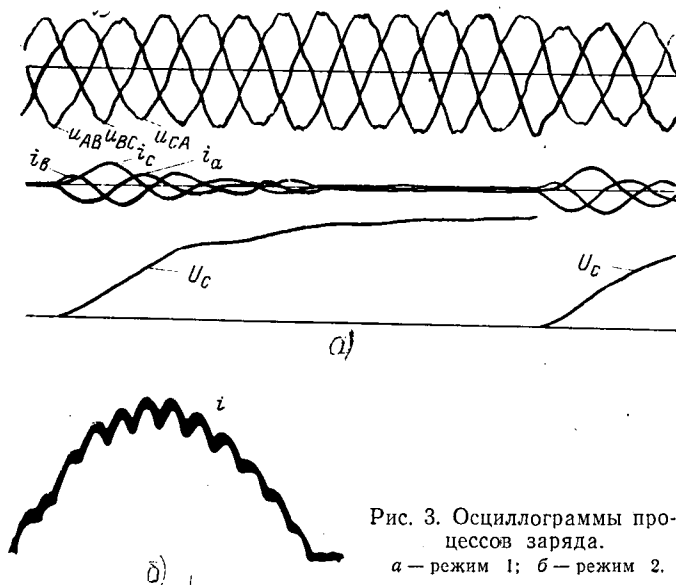


Рис. 3. Осциллограммы процессов заряда.
а — режим 1; б — режим 2.

примет вид:

$$U_C(n+1) - U_C(n) = \frac{T}{2} k x_C \sum_{m=1}^4 C_m (1 + \lambda_m) \lambda_m^n.$$

В результате его решения имеем:

$$U_C(n) = \frac{T}{2} k x_C \sum_{m=1}^4 C_m \frac{1 + \lambda_m}{1 - \lambda_m} (1 - \lambda_m^n).$$

Величины λ_m являются корнями характеристического уравнения

$$a\lambda^4 + b\lambda^3 + c\lambda^2 + d\lambda + f = 0,$$

которое может быть разрешено в радикалах известными способами. Это уравнение может иметь четыре действительных или попарно сопряженных корней, что указывает на невозможность прямого перехода к схеме замещения с эквивалентными параметрами R и L . Эта возможность представляется в ряде практических расчетов, когда можно пренебречь ввиду слабого влияния на форму огибающей тока двумя из четырех ее составляющих. В таких случаях режимы работы системы с индуктивно-емкостным зарядным элементом аналогичны по форме огибающей выпрямленного тока аperiodическому или колебательному режимам цепи RLC с постоянной э. д. с.

Сопоставление расчетов с экспериментом. Расчеты дискретных значений зарядного тока и напряжения накопителя проводились для ряда режимов заряда как через индуктивные, так и через индуктивно-емкостные сопротивления¹. Ниже приведены расчетные данные для двух характерных режимов заряда.

Режим 1:

$E_T = 117$ в; $x_T = 5$ ом; $f_T = 50$ гц; $x_{дp} = 22$ ом; $x_C = 5,7$ ом; $a_0 = \pi/6$ рад; $E_n = 189$ в; $a = 56,5$; $b = -75,7$; $c = 25,8$; $\lambda_{1,2} = 0,671 \pm j0,084$; $i(n) = 39,6 \times 0,676^n \sin 0,125n$, а; $U_C(n) = 186 [1 - 0,676^n \times (\cos 0,125n + 3,22 \sin 0,125n)]$, в.

¹ В проведении расчетов большую помощь оказали инженеры Загоруйко В. Д., Бычкова А. В.

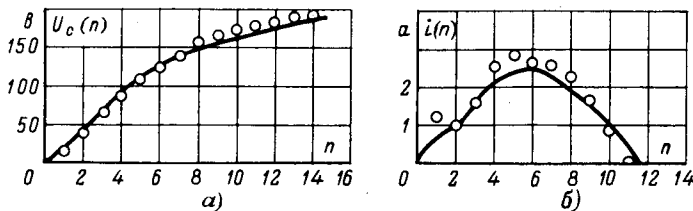


Рис. 4. Сопоставление расчетных и экспериментальных данных.
а — режим 1; б — режим 2;
— — опыт; О — расчет.

Режим 2:

$E_T = 120$ в; $x_T = 31,4$ ом; $f_T = 250$ гц; $x_{дp} = 13,3$ ом; $x_K = 63,7$ ом; $x_C = 16,9$ ом; $a_0 = 1$ рад; $E_n = 174$ в; $a = 135,46$; $b = -239$; $c = 154,3$; $d = -92,54$; $f = 61,71$; $\alpha_{1,2} = -0,088 \pm j0,665$; $\lambda_{3,4} = 0,974 \pm j0,295$; $C_{1,2} = 0,125 \pm j0,607$; $C_{3,4} = -0,125 \pm j1,26$; $i(n) = (0,671)^n \times [0,249 \cos 1,7n + 1,21 \sin 1,7n] - (1,017)^n [0,249 \times \cos 0,294n - 2,53 \sin 0,294n]$, а.

На рис. 3 приведены осциллограммы рассчитанных режимов, а на рис. 4 в сопоставлении с расчетными точками показаны кривые, проходящие через дискретные значения тока и напряжения накопителя, полученные из осциллограмм. Сопоставление показывает, что расхождение между расчетными и экспериментальными данными составляет в среднем 10—15%!

Из проведенных расчетов режима заряда через индуктивно-емкостные сопротивления следует, что форма и величина зарядного тока определяются главным образом решетчатой синусоидальной составляющей низкой частоты, а высокочастотная составляющая быстро затухает, деформируя зарядный процесс лишь на первых интервалах повторяемости. Это наглядно подтверждается осциллограммами и расчетами, причем последние дают завышенные результаты по высокочастотной составляющей.

Вывод. Разработанный метод дает общее аналитическое описание зарядных процессов и позволяет с достаточной для практики точностью рассчитывать токи и напряжения во всех контурах системы заряда емкостного накопителя через многофазный выпрямитель и индуктивно-емкостные сопротивления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Урусов И. Д., Поляшов Л. И. Метод расчета установившихся режимов в синхронном генераторе, работающем на импульсную нагрузку. — «Электричество», 1968, № 11, с. 1—6.
2. Урусов И. Д., Кузнецов М. В. Схема замещения импульсной нагрузки и расчет установившихся процессов в синхронном генераторе. — «Электричество», 1972, № 4, с. 32—35.
3. Алексанян А. Г., Поляшов Л. И. и др. Методы эквивалентирования и линейно-непрерывной аппроксимации при исследовании режимов синхронного генератора, работающего на импульсную нагрузку. — «Труды ВНИИЭМ», 1972, т. 38.
4. Энергетика процесса заряда конденсатора от генератора переменного тока через выпрямитель. — «Электричество», 1967, № 8, с. 54—61. Авт.: А. И. Бертинов, С. Р. Мизюрин, В. А. Сериков, Р. Л. Геворкян.
5. К расчету главных размеров синхронного генератора, работающего на импульсную нагрузку. — «Электричество», 1968, № 12, с. 29—34. Авт.: А. И. Бертинов, С. Р. Мизюрин, М. А. Ермилов и др.
6. Нейман Л. Р., Поссе А. В., Слоним М. А. Метод расчета переходных процессов в цепях, содержащих вентильные

преобразователи, индуктивности и э. д. с.— «Электричество», 1966, № 12, с. 7—12.

7. Нейман Л. Р. Обобщенный метод анализа переходных и установившихся процессов в цепях с преобразователями с учетом активных сопротивлений.— «Энергетика и транспорт», 1972, № 2.

8. Зборовский И. А. Анализ динамики вентильных схем методом линеаризации разностных уравнений.— «Электричество», 1970, № 3, с. 57—61.

9. Булгаков А. А. Основы динамики управляемых вентильных систем. Изд. АН СССР, 1963.

10. Поссе А. В. Обоснование замены выпрямителя эквивалентным генератором для расчета переходных процессов.— «Энергетика и транспорт», 1965, № 4.

11. Гельфонд А. О. Исчисление конечных разностей. М., Физматгиз, 1959.

12. Цыпкин Я. З. Теория линейных импульсных систем. М., Физматгиз, 1963.

13. Мизюрин С. Р., Ермилов М. А., Сериков В. А. О расчете процесса заряда емкости от выпрямителя.— «Электротехника», 1970, № 12.

[27.7.1973]

УДК 621.313.126:621.313.322-81.073

Машинный возбудитель переменного тока как звено системы автоматического регулирования

ШУСТЕРМАН М. Н.

Ленинград

Для возбуждения крупных турбогенераторов широко применяются возбудители переменного тока, выполняемые по схеме, представленной на рис. 1,а, на основе генератора повышенной частоты и неуправляемого выпрямителя, нагрузкой которого служит обмотка возбуждения турбогенератора. Примером таких возбудителей являются высокочастотные возбудители турбогенераторов серии ТВВ, состоящие из индукторных генераторов и статических кремниевых преобразователей. В стадии внедрения находятся бесщеточные возбудители, содержащие синхронные обращенные генераторы и вращающиеся кремниевые выпрямители.

При исследовании переходных процессов и анализе устойчивости систем возбуждения с такими возбудителями последние представляются обычно в виде инерционных звеньев первого порядка. Представление это, справедливое для обычных компенсированных возбудителей постоянного тока с коллектором, не может быть точным для возбудителей переменного тока.

Значительные внутренние сопротивления, отражающие потери напряжения внутри возбудителя от реакции якоря генератора и коммутационных процессов в преобразователе, должны существенно сказаться на динамической характеристике самого возбудителя. В связи с этим принимаются меры по учету указанных особенностей такого возбудителя при определении его динамических качеств [Л. 1].

Внедрение в эксплуатацию более совершенных автоматических регуляторов возбуждения с относительно высокими коэффициентами усиления и осуществление ряда конструктивных решений, направленных на повышение быстродействия машинных возбудителей, предъявляют более жесткие требования к точности определения частотных характеристик элементов систем возбуждения, расчета и наладки стабилизирующих средств.

В статье дается аналитическое определение структурной схемы машинного возбудителя переменного тока с учетом внутренних сопротивлений. На базе полученной структурной схемы могут быть определены необходимые уточнения частотных характеристик возбудителя, учтен «эффект повышения быстродействия» возбудителя, проявляющийся

благодаря значительным внутренним сопротивлениям в переходных процессах, вызванных малыми возмущениями.

Система исходных уравнений. Переходный процесс электромашинного возбудителя с (диодным) вентильным преобразователем, вызванный изменением напряжения возбуждения возбудителя, описывается системой уравнений:

$$u_a = x_q i_q; \quad (1)$$

$$u_q = x_{ad}(i_f + i_{ad}) - x_{ad} i_a; \quad (2)$$

$$\frac{u_f}{r_f} = (T_{f0} p + 1) i_f + T_{f0} p i_{ad}; \quad (3)$$

$$0 = (T_{ad0} p + 1) i_{ad} + T_{ad0} p i_f; \quad (4)$$

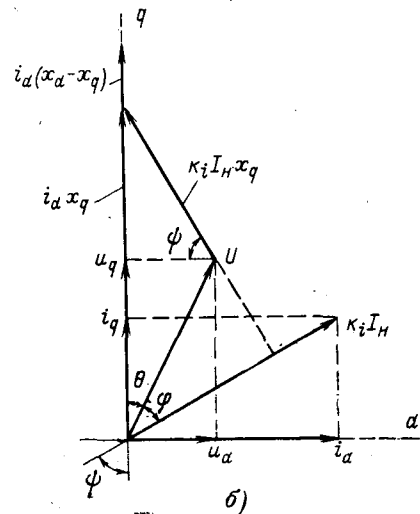
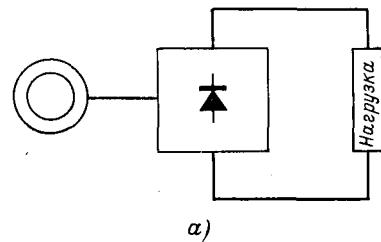


Рис. 1.

$$k_0 U = (1 + T_{\text{н}} p) R_{\text{н}} I_{\text{н}} + k_{\text{т}} I_{\text{н}}; \quad (5)$$

$$\cos \varphi = \frac{R_{\text{н}}}{3k_i} \frac{I_{\text{н}}}{U}; \quad (6)$$

$$U = \sqrt{u_a^2 + u_q^2}; \quad (7)$$

$$k_i I_{\text{н}} = \sqrt{i_a^2 + i_q^2}; \quad (8)$$

$$\frac{u_q + i_a x_q}{U \sin \varphi + k_i I_{\text{н}} x_q} = \frac{k_i I_{\text{н}}}{i_a}; \quad (9)$$

$$\sin \varphi = \sqrt{1 - \cos^2 \varphi}. \quad (10)$$

Параметры и величины эквивалентного демпферного контура приведены к обмотке возбуждения.

Уравнения (1)–(4) составлены на основе уравнений Парка—Горева для синхронного генератора [Л. 2] и функционально связывают токи и напряжения возбудителя в осях d , q . Для упрощения анализа эти уравнения записаны с учетом следующих допущений, вытекающих из особенностей работы синхронного генератора в качестве возбудителя.

1. Скорость вращения возбудителя постоянная, т. е. $\omega = \text{const}$.

2. В связи с тем, что скорость изменения токов в обмотке якоря возбудителя в основном определяется постоянной времени нагрузки, т. е. постоянной времени цепи ротора возбуждаемой синхронной машины, составляющей несколько секунд, трансформаторные э. д. с., наводимые токами якоря (члены уравнений типа $x_{ad} p i_d$, $x_{ad} p i_q$), пренебрежимо малы по сравнению с э. д. с. вращения, наводимыми в обмотке якоря и не учитываются в уравнениях (1) и (2). По этой же причине указанные трансформаторные э. д. с. не учитываются в уравнениях (3) и (4) ввиду их малости по сравнению с трансформаторными э. д. с., наводимыми токами обмотки возбуждения и демпферной обмотки возбудителя. Постоянная времени демпферного контура обычно и постоянная времени обмотки возбуждения в случае специальных конструктивных мероприятий по повышению быстродействия возбудителя могут быть в десятки раз меньше постоянной времени цепи нагрузки возбудителя. В свою очередь, трансформаторные э. д. с., наводимые токами обмотки возбуждения и демпферной обмотки в контуре обмотки якоря, ничтожно малы по сравнению с э. д. с. вращения и не учитываются в уравнении (1).

3. Активные сопротивления обмоток якоря возбудителя, как это имеет место в обычной практике, малы по сравнению с индуктивными сопротивлениями, и поэтому члены уравнений типа $r i_d$, $r i_q$ не учитываются.

4. Коэффициент магнитной связи между контурами обмотки возбуждения и демпферной обмотки возбудителя равен единице, а коэффициенты рассеяния этих обмоток равны нулю.

5. Коэффициенты магнитной связи контуров обмотки возбуждения и демпферной обмотки с обмоткой якоря по продольной оси d одинаковы. Взаимодействие этих обмоток по оси d характеризуется реактансом x_{ad} .

6. В силу допущения 2 демпферный контур по поперечной оси не оказывает влияния на переход-

ный процесс, и соответствующее уравнение для этого контура отсутствует.

Кроме перечисленных остаются в силе все допущения, обычно принимаемые при описании электромагнитных процессов синхронной машины уравнениями Парка—Горева [Л. 2].

Величина неискаженной э. д. с. возбудителя определяется сопротивлением и током нагрузки выпрямительного преобразователя с учетом падений напряжений в реактивных коммутации внутри машины (реактивности рассеяния) и вне ее (реактивности электрической связи с преобразователем). Методы определения неискаженной э. д. с. генераторов, работающих на выпрямительную нагрузку, разработаны и широко представлены в технической литературе, например [Л. 3].

В соответствии с общепринятой методикой реактивность коммутации $x_{\text{к}}$ определяется величиной сверхпереходных реактансов генератора с учетом внешних реактивностей:

$$x_{\text{к}} = \frac{x''_d + x''_q}{2} + x_{\text{св}}.$$

В дальнейшем будем считать $x_{\text{к}} = \frac{x''_d + x''_q}{2}$,

полагая, что при $x_{\text{св}} \neq 0$ величины x''_d и x''_q соответственно увеличены. В связи с вышеизложенным в (1) и (2) реактансы возбудителя x_d , x_q есть величины равные:

$$x_d = x_{d\Gamma} - x_{\text{к}};$$

$$x_q = x_{q\Gamma} - x_{\text{к}}.$$

• Использование в уравнениях системы действующего значения полного тока нагрузки, равного $k_i I_{\text{н}}$, а не действующего значения 1-й гармоники этого тока, не вносит заметной погрешности в связи с малой разностью между этими величинами. Для трехфазной мостовой схемы выпрямления, применяемой обычно в системах возбуждения, максимальное отношение между действующим значением полного тока и действующим значением 1-й гармоники этого тока имеет место в идеальном случае, когда реактивность коммутации равна нулю $\frac{x_{\text{к}}}{R_{\text{н}}} \rightarrow 0$ или практически она не превышает 4,5%.

При $\frac{x_{\text{к}}}{R_{\text{н}}} \neq 0$ разность между этими величинами уменьшается и становится равной нулю при $\frac{R_{\text{н}}}{x_{\text{к}}} \rightarrow$

$\rightarrow 0$. Использование действующего значения полного тока вместо действующего значения его 1-й гармоники позволяет применить простые зависимости для определения коэффициента выпрямления k_i и коэффициента мощности $\cos \varphi$.

Уравнение (5) устанавливает в общем виде связь между неискаженной э. д. с. возбудителя U и выпрямленным током нагрузки $I_{\text{н}}$ в переходном режиме, вызванном изменением U вследствие изменения возбуждения возбудителя. В силу известных особенностей работы выпрямительных схем коэффициенты k_0 и $k_{\text{т}}$ этого уравнения, равно как и коэффициент k_i в (6), (8) и (9), не являются постоянными и зависят от режима работы преобразователя. Ранее была показана [Л. 4] возмож-

ность использования в уравнении динамики (5) при ограниченных возмущениях со стороны питающего напряжения коэффициентов k_0 и k_T , определенных по соответствующим участкам внешней характеристики преобразователя статического режима.

Уравнение (6) устанавливает зависимость по углу между векторами напряжения неискаженной э. д. с. U и полного тока нагрузки возбудителя $k_i I_H$. Уравнение получено как следствие общего определения для коэффициента мощности, равного отношению величины активной мощности к величине полной мощности.

Уравнения (7) — (9) устанавливают связь между составляющими тока и напряжения в осях d, q с полными величинами тока и напряжения возбудителя. Эти уравнения вытекают из векторной диаграммы синхронного генератора, работающего на выпрямительную нагрузку (рис. 1,б). Векторная диаграмма справедлива для любого статического режима, а также при вышепринятых допущениях, для любого отдельно взятого момента переходного процесса, вызванного изменением возбуждения возбудителя. При этом следует иметь в виду, что в переходном процессе подвержены изменению не только абсолютные значения векторов токов и напряжений, но и углы между векторами.

Все уравнения системы даны в абсолютных единицах, поскольку обычно зависимости для вентильных преобразователей и других элементов системы автоматического регулирования даются в абсолютных единицах.

Представленная система исходных уравнений состоит из нелинейных дифференциальных уравнений, причем нелинейность обусловлена не только характеристиками вентильного преобразователя, но и характером уравнений (6) — (10). Для решения поставленной задачи — получения структурной схемы возбудителя, состоящей из звеньев направленного действия, необходима линеаризация уравнений.

Система линеаризованных уравнений. Уравнения исходной системы будем приводить к линеаризованной форме в окрестности установившегося исходного режима, полагая возмущения, вызывающие переходный режим, сколь угодно малыми.

Исходный установившийся режим возбудителя характеризуется величинами $i_{f0}, U_0, u_{d0}, u_{q0}, I_{H0}, i_{d0}, i_{q0}, \varphi_0, \theta_0, \psi_0$, которые однозначно определяются соотношением параметров схемы, активных и реактивных сопротивлений и заданной величиной u_{f0} .

При сколь угодно малом, но конечном изменении напряжения возбуждения возбудителя Δu_f возникает переходный процесс, характеризующийся отклонениями величин $\Delta i_f, \Delta i_{\Delta d}, \Delta U, \Delta u_d, \Delta u_q, \Delta I_H, \Delta i_d, \Delta i_q, \Delta \varphi, \Delta \theta, \Delta \psi$.

Величины нового установившегося режима при постоянстве параметров схемы будут определяться величиной $u_{f0} + \Delta u_f$. При этом особенностью работы рассматриваемого вида возбудителя является установление в новом статическом режиме прежних, исходных величин углов $\varphi_0, \theta_0, \psi_0$. В результате происходит только изменение абсолютных величин токов и напряжений, но не углов между ними.

Давая малые приращения переменным в уравнениях (1) — (10) и исключая величины установившегося исходного режима и величины второго и высшего порядка малости, получим систему линеаризованных уравнений:

$$\Delta u_d = x_q \Delta i_q; \quad (11)$$

$$\Delta u_q = x_{ad} (\Delta i_f + \Delta i_{\Delta d}) - x_d \Delta i_{\Delta d}; \quad (12)$$

$$\Delta u_f = r_f (T_{f0} p + 1) \Delta i_f + T_{f0} p \Delta i_{\Delta d}; \quad (13)$$

$$0 = (T_{\Delta d0} p + 1) \Delta i_{\Delta d} + T_{\Delta d0} p \Delta i_f; \quad (14)$$

$$k_0 \Delta U = R_H (1 + T_H p) \Delta I_H + k_T \Delta I_H; \quad (15)$$

$$\Delta \cos \varphi = - \frac{3k_i \cos^2 \varphi_0}{k_0 I_{H0}} T_H p \Delta I_H; \quad (16)$$

$$\Delta U = \sin \theta_0 \Delta u_d + \cos \theta_0 \Delta u_q; \quad (17)$$

$$k_i \Delta I_H = \sin \psi_0 \Delta i_d + \cos \psi_0 \Delta i_q; \quad (18)$$

$$\Delta u_q = - \frac{R_H \operatorname{tg} \varphi_0}{3k_i \sin \psi_0} \Delta I_H + \frac{\sin \varphi_0}{\sin \psi_0} \Delta U + \frac{U_0}{\sin \psi_0} \Delta \sin \varphi - \frac{R_H \operatorname{tg} \varphi_0}{3k_i^2 \sin^2 \psi_0} \Delta i_d + \frac{2k_i x_q}{\sin \psi_0} \Delta I_H - \frac{x_q}{\sin^2 \psi_0} \Delta i_d - x_q \Delta i_d; \quad (19)$$

$$\Delta \sin \varphi = - \frac{1}{\operatorname{tg} \varphi_0} \Delta \cos \varphi. \quad (20)$$

Уравнения (11) — (14) получены непосредственно из (1) — (4) путем замены переменных их приращениями в связи с линейностью исходных уравнений. Линеаризованное уравнение (15) записано с учетом проведения кусочно-линейной аппроксимации внешней характеристики преобразователя по способу, изложенному в [Л. 4]. Выражения для коэффициентов k_0 и k_T даны в таблице приложения. Уравнение (16) получено путем разложения (6) в ряд Тейлора по степеням малых отклонений в области статического режима и последующего исключения составляющих статического режима и членов ряда высшего порядка малости:

$$\Delta \cos \varphi = \left(\frac{\partial \cos \varphi}{\partial I_H} \right)_{\substack{U=U_0 \\ I_H=I_{H0}}} \Delta I_H + \left(\frac{\partial \cos \varphi}{\partial U} \right)_{\substack{U=U_0 \\ I_H=I_{H0}}} \Delta U = - \frac{R_H}{3k_i} \left(\frac{\Delta I_H}{U_0} - \frac{I_{H0}}{U_0^2} \Delta U \right).$$

Подставляя в это уравнение выражение ΔU из (15), получаем уравнение (16):

$$\Delta \cos \varphi = \frac{R_H}{3k_i} \left[\frac{\Delta I_H}{AR_H I_{H0}} - \frac{I_{H0}}{A^2 R_H^2 I_H^2} \left(A + \frac{T_H}{k_0} p \right) R_H \Delta I_H \right] = - \frac{1}{3k_i A^2} \frac{T_H}{k_0} p \frac{\Delta I_H}{I_{H0}} = 3k_i \cos^2 \varphi \frac{T_H}{k_0} p \frac{\Delta I_H}{I_{H0}},$$

где

$$A = \frac{1}{k_0} \left(1 + \frac{k_T}{R_H} \right), \quad \cos \varphi_0 = \frac{R_H I_{H0}^2}{3U_0 k_i I_{H0}} = \frac{1}{3k_i A}. \quad (21)$$

Из (16) следует, что увеличение тока нагрузки преобразователя на величину ΔI_H вызывает уменьшение коэффициента мощности возбудителя на величину $\Delta \cos \varphi$, пропорциональную скорости изменения отношения $\frac{\Delta I_H}{I_{H0}}$. В статике изменения $\Delta \cos \varphi$

равны нулю при условии постоянства параметров схемы.

Таким же способом получены остальные уравнения линеаризованной системы (17)–(20).

Из (7)

$$\begin{aligned} \Delta U &= \left(\frac{\partial U}{\partial u_d} \right)_{U=U_0, u_d=u_{d0}} \Delta u_d + \left(\frac{\partial U}{\partial u_q} \right)_{U=U_0, u_q=u_{q0}} \Delta u_q = \\ &= \frac{u_{d0}}{\sqrt{u_{d0}^2 + u_{q0}^2}} \Delta u_d + \frac{u_{q0}}{\sqrt{u_{d0}^2 + u_{q0}^2}} \Delta u_q. \end{aligned}$$

Учитывая, что

$$\frac{u_{d0}}{\sqrt{u_{d0}^2 + u_{q0}^2}} = \sin \theta_0; \quad \frac{u_{q0}}{\sqrt{u_{d0}^2 + u_{q0}^2}} = \cos \theta_0,$$

получим уравнение (17).

Аналогично можно получить уравнение (18), принимая во внимание, что

$$\sin \psi_0 = \frac{i_{d0}}{\sqrt{i_{d0}^2 + i_{q0}^2}}; \quad \cos \psi_0 = \frac{i_{q0}}{\sqrt{i_{d0}^2 + i_{q0}^2}}.$$

Решая уравнение (9) относительно u_q , получаем:

$$u_q = \frac{k_i I_H}{i_d} U \sin \varphi + \frac{k_i^2 I_H^2 x_d}{i_d} - i_d x_q.$$

Далее, дифференцируя указанным способом¹

$$\begin{aligned} \Delta u_q &= \left(\frac{\partial u_q}{\partial I_H} \right) \Delta I_H + \left(\frac{\partial u_q}{\partial U} \right) \Delta U + \left(\frac{\partial u_q}{\partial \sin \varphi} \right) \Delta \sin \varphi + \\ &+ \left(\frac{\partial u_q}{\partial i_d} \right) \Delta i_d = \frac{k_i U_0 \sin \varphi_0}{i_{d0}} \Delta I_H + \frac{k_i I_{H0} \sin \varphi_0}{i_{d0}} \Delta U + \\ &+ \frac{k_i I_{H0} U_0}{i_{d0}} \Delta \sin \varphi - \frac{k_i I_{H0} U_0 \sin \varphi_0}{i_{d0}^2} \Delta i_d + \\ &+ \frac{2k_i^2 x_d I_H}{i_{d0}} \Delta I_H - \frac{k_i^2 I_{H0}^2 x_d}{i_{d0}^2} \Delta i_d - x_q \Delta i_d \end{aligned}$$

и производя преобразования, получаем уравнение (19).

Из (10) получаем (20)

$$\begin{aligned} \Delta \sin \varphi &= \left(\frac{\partial \sin \varphi}{\partial \cos \varphi} \right)_{\cos \varphi_0} \Delta \cos \varphi = \\ &= -\frac{\cos \varphi_0}{\sqrt{1 - \cos^2 \varphi_0}} \Delta \cos \varphi = -\frac{\Delta \cos \varphi}{\operatorname{tg} \varphi_0}. \end{aligned}$$

Итак, получена система линейных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами, которые определяются однозначно параметрами схемы. Выражения, определяющие коэффициенты уравнений k_0 , k_1 и тригонометрические функции углов φ_0 , θ_0 , ψ_0 через параметры возбу-

¹ Здесь частные производные вычисляются при следующих начальных условиях: $i_d = i_{d0}$, $I_H = I_{H0}$, $U = U_0$, $\varphi = \varphi_0$.

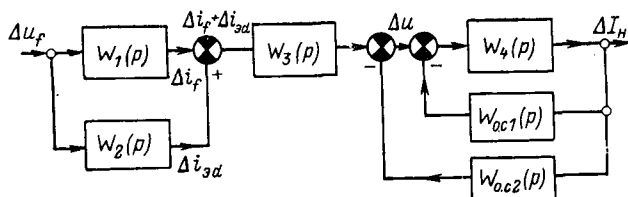


Рис. 2.

дителя, работающего с трехфазным мостовым преобразователем, даны в таблице приложения.

Структурная схема возбудителя. После преобразований с учетом (15), (16), (20) и (21) запишем уравнение (19) в виде:

$$\begin{aligned} \Delta u_q &= \frac{2X_q}{\sin \psi_0} k_i \Delta I_H + \frac{R_H}{\sin \psi_0 \sin \varphi_0} \frac{T_H}{k_0} \rho \Delta I_H - \\ &- \frac{X_q}{\sin^2 \psi_0} \Delta i_d - x_q \Delta i_d, \end{aligned} \quad (22)$$

где

$$X_q = x_q + \frac{R_H}{3k_i^2} \operatorname{tg} \varphi_0. \quad (23)$$

Здесь вторая составляющая X_q отображает потери напряжения в реактивности коммутации от тока нагрузки.

Решая (23) совместно с (11), (12), (17) и (18) относительно переменных ΔU , ΔI_H , Δi_f , $\Delta i_{эд}$, после преобразований получаем:

$$\Delta U = x_{ад} k_1 (\Delta i_f + \Delta i_{эд}) - k_2 x_d \Delta I_H - k_3 \frac{R_H T_H}{k_0} \rho \Delta i_H, \quad (24)$$

где

$$k_1 = \frac{x_q \sin^3 \psi_0 \sin \theta_0}{X_{q2} \cos \psi_0} + \frac{X_{q1}}{X_{q2}} \cos \theta_0; \quad (25)$$

$$\begin{aligned} k_2 &= k_i \left[\frac{2X_q x_q \sin^2 \psi_0 \sin \theta_0}{X_{q1} x_d \cos \psi_0} + \frac{2X_q x_q \sin^4 \psi_0 \sin \theta_0}{X_{q1} X_{q2} \cos \psi_0} + \right. \\ &\left. + \frac{2X_q}{X_{q2}} \sin \psi_0 \cos \theta_0 - \frac{x_q \sin \theta_0}{x_d \cos \psi_0} \right]; \quad (26) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} k_3 &= k_i \left[\frac{x_q \sin^2 \psi_0 \sin \theta_0}{X_{q1} \sin \varphi_0 \cos \psi_0} + \frac{x_d x_q \sin^4 \psi_0 \sin \theta_0}{X_{q1} X_{q2} \cos \psi_0 \sin \varphi_0} + \right. \\ &\left. + \frac{x_d \sin \psi_0 \cos \theta_0}{X_{q2} \sin \varphi_0} \right]; \quad (27) \end{aligned}$$

$$X_{q1} = X_q + x_q \sin^2 \psi_0; \quad (28)$$

$$X_{q2} = X_q - (x_d - x_q) \sin^2 \psi_0. \quad (29)$$

Решая совместно (13) и (14) относительно Δi_f и $\Delta i_{эд}$, получаем:

$$\Delta i_f = \frac{\Delta U_f}{r_f} \frac{1 + T_{эд0} \rho}{1 + (T_{f0} + T_{эд0}) \rho}; \quad (30)$$

$$\Delta i_{эд} = -\frac{\Delta U_f}{r_f} \frac{T_{эд0} \rho}{1 + (T_{f0} + T_{эд0}) \rho}. \quad (31)$$

На основе (15), (24), (31) и (32) становится возможным представить возбудитель, содержащий синхронный генератор с диодным преобразователем, структурной схемой (рис. 2), которая содержит звенья направленного действия с передаточными функциями:

$$W_1(p) = \frac{\Delta i_f}{\Delta U_f} = \frac{1}{r_f} \frac{1 + T_{эд0} \rho}{1 + (T_{f0} + T_{эд0}) \rho};$$

$$W_2(p) = \frac{\Delta i_{эд}}{\Delta U_f} = -\frac{1}{r_f} \frac{T_{эд0} \rho}{1 + (T_{f0} + T_{эд0}) \rho};$$

$$W_3(p) = \frac{\Delta U}{\Delta i_f + \Delta i_{эд}} = k_1 x_{ад};$$

$$W_4(p) = \frac{\Delta I_H}{\Delta U} = \frac{k_0}{R_H (1 + T_H \rho)};$$

$$W_{о.с1}(p) = \frac{k_1}{k_0};$$

$$W_{о.с2}(p) = k_3 x_d + \frac{k_4}{k_0} R_H T_H \rho.$$

Передаточная функция всего возбудителя выражается через функции звеньев:

$$W(p) = \frac{\Delta I_H}{\Delta U_f} = \frac{[W_1(p) + W_2(p)] W_3(p) W_4(p)}{1 + [W_{o.c1}(p) + W_{o.c2}(p)] W_4(p)}$$

При необходимости возможно перейти к выражению передаточной функции возбудителя по отношению к выходной величине в виде выпрямленного напряжения на преобразователе:

$$\Delta U_B = R_H(1 + T_H p) \Delta I_H.$$

При этом структурная схема возбудителя (рис. 2) остается в прежнем виде. Изменяется лишь выражения передаточных функций выходных звеньев схемы:

$$W_4(p) = W'_4(p) = \frac{\Delta U_B}{\Delta U} = k_0;$$

$$W_{o.c1}(p) = W'_{o.c1}(p) = \frac{k_1}{k_0 R_H (1 + T_H p)};$$

$$W_{o.c2}(p) = \frac{k_3 x_d + \frac{k_4}{k_0} R_H T_H p}{R_H (1 + T_H p)}.$$

Пример. Произведем сопоставление частотных характеристик, определенных по предложенной структурной схеме, с характеристиками, соответствующими обычному представлению машинного возбудителя в виде инерционного звена первого порядка.

В качестве примера рассмотрим бесщеточный возбудитель типа БВД-1300-3000 турбогенератора мощностью 300 Мвт типа ТВВ-320-2.

Исходные параметры: $R_H = 0,155 \text{ ом}$; $T_H = 6 \text{ сек}$; $x_d = 0,148 \text{ ом}$; $x_q = 0,0985 \text{ ом}$; $x_{ad} = 1,58 \text{ ом}$; $x_H = 0,0212 \text{ ом}$; $T_{f0} = 0,26$; $r_f = 0,4 \text{ ом}$.

Значения T_{f0} и r_f даны с учетом добавочного сопротивления, включенного в обмотку возбуждения возбудителя. Для упрощения демпферный контур не учитывается.

Передаточная функция возбудителя по схеме рис. 2 определяется выражением:

$$W_B(p) = \frac{k_0 k_1 x_{ad}}{k_4 r_f} \frac{1}{1 + T_{f0} p} \frac{1 + T_H p}{1 + \frac{1 + k_3}{k_4} T_H p}, \quad (32)$$

где

$$k_4 = \left[1 + \frac{k_1}{R_H} + \frac{k_2 k_0 x_d}{R_H} \right].$$

Определим коэффициенты линеаризованных уравнений:

$$\frac{R_H}{x_H} = 7,3; \quad k_0 = 2,34; \quad k_1 = 0,79; \quad k_2 = 0,0202 \text{ ом};$$

$x_q = 0,144 \text{ ом}$; $X_{q1} = 0,218 \text{ ом}$; $X_{q2} = 0,107 \text{ ом}$; $\varphi_0 = 29^\circ$; $\theta_0 = 31^\circ$; $\psi_0 = 60^\circ$; $k_1 = 2,37$; $k_2 = 2,14$; $k_3 = 2,84$; $k_4 = 5,9$.

Вычисленная по формуле (32) передаточная функция возбудителя

$$W_B(p) = \frac{3,75}{1 + 0,26p} \frac{1 + 6p}{1 + 3,9p}.$$

Приближенная передаточная функция возбудителя в виде инерционного звена первого порядка с тем же статическим коэффициентом усиления

$$W'_B(p) = \frac{k_0 k_1 x_{ad}}{k_4 r_f} \frac{1}{1 + T_{f0} p} = \frac{3,75}{1 + 0,26p}.$$

Найденные выражения передаточной функции возбудителя, уточненное и приближенное, отличаются множителем

$$\frac{1 + T_H p}{1 + \frac{1 + k_3}{k_4} T_H p} = \frac{1 + 6p}{1 + 3,9p}.$$

На рис. 3 изображены логарифмические амплитудные $[L(\omega)]$ и $L'(\omega)$ и фазовые $[\varphi(\omega)]$ и $\varphi'(\omega)$ частотные характеристики возбудителя, определяемые передаточными функциями $W_B(p)$ и $W'_B(p)$. Как следует из этих характеристик, предло-

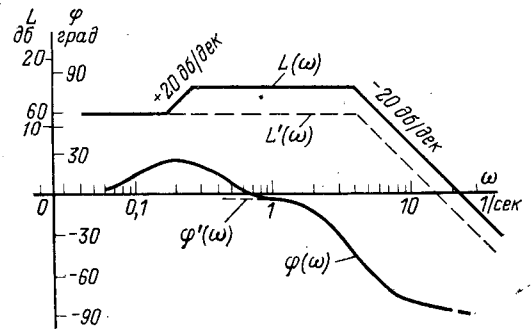


Рис. 3.

женная структурная схема возбудителя позволяет учесть эффект повышения динамического коэффициента усиления и опережающего фазового сдвига, которые проявляются в переходных режимах, характеризуемых частотой $\omega = \frac{1}{T_H}$ и выше.

Вывод. Для исследования переходных процессов возбудителя, состоящего из синхронного генератора и диодного выпрямителя, получена структурная схема и даны передаточные функции звеньев направленного действия. Структурная схема достаточно ясно отражает физический смысл переходных процессов, вызванных возмущением со стороны обмотки возбуждения возбудителя. На основании структурной схемы возможно проследить взаимосвязи между основными координатами возбудителя.

Звенья $W_1(p)$, $W_2(p)$ и $W_3(p)$ отражают динамику изменения внутренней э. д. с. возбудителя, обусловленной потоком возбуждения. Внутренним контуром из звеньев $W_4(p)$ и $W_{o.c1}(p)$ представлен вентильный преобразователь с входным воздействием в виде отклонений напряжения неискаженной э. д. с. ΔU и выходной величиной — выпрямленным током нагрузки ΔI_H преобразователя. Отрицательной обратной связью $W_{o.c1}(p)$ учитываются потери напряжения в реактивностях коммутации. Отрицательная обратная связь через звено $W_{o.c2}(p)$ отражает размагничивающую реакцию якоря возбудителя по току нагрузки. Содержащийся в звене $W_{o.c2}(p)$ член дифференцирования учитывает изменения коэффициента мощности возбудителя при возникающем в переходном процессе сдвиге во времени между отклонениями ΔU и ΔI_H , обусловленном инерционностью цепи выпрямленного тока.

Полученная структурная схема может быть использована для исследования переходных процессов при малых возмущениях и анализе статической устойчивости систем автоматического регулирования возбуждения с машинными возбудителями переменного тока. На основании передаточной функции возбудителя легко построить частотные характеристики.

Приложение. Выражение коэффициентов линеаризованной системы уравнений через параметры возбудителя при трехфазной мостовой схеме выпрямителя.

Формулы для коэффициентов k_0 и k_1 определены по внешней статической характеристике трехфазного мостового выпрямителя, работающего на нагрузку с большой постоянной времени при осуществлении кусочно-линейной аппроксимации характеристики, как показано в [Л. 3].

Из известного выражения коэффициента выпрямления через

угол коммутации $k_i = \frac{\sqrt{2 - \frac{\gamma}{\pi}}}{\sqrt{3}}$ получены приближенные

выражения k_i в виде линейных функций отношения $\frac{x_k}{R_H}$.

Формулы для определения углов θ_0 и ψ_0 через угол φ_0 вытекают из векторной диаграммы возбудителя (рис. 1,б).

Коэффициент	$\infty \geq R_H \geq \frac{9}{\pi} x_k$	$\frac{9}{\pi} x_k > R_H > \frac{3}{\pi} x_k$	$\frac{3}{\pi} x_k \geq R_H \geq 0$
k_0	$\frac{3\sqrt{6}}{\pi}$	$\frac{9\sqrt{2}(\sqrt{3}+1)}{4\pi}$	$\frac{9\sqrt{2}}{\pi}$
k_T	$\frac{3}{\pi} x_k$	$\frac{3\sqrt{3}}{\pi} x_k$	$\frac{9}{\pi} x_k$
k_i	$\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} - \frac{3}{\pi} (\sqrt{6} - \sqrt{5}) \frac{x_k}{R_H}$	$\frac{\sqrt{5}}{3}$	$\frac{1}{\sqrt{2}} + \left(\frac{\sqrt{5}}{3} - \frac{1}{\sqrt{2}} \right) \frac{\pi R_H}{3 x_k}$
x_k	$\frac{x''_d + x''_q}{2}$		
$\cos \varphi_0$	$\frac{k_0 R_H}{3k_i (R_H + k_T)}$		
$\operatorname{tg} \theta_0$	$\frac{\cos \varphi_0}{\frac{R_H + k_T}{k_0 k_i x_q} + \sin \varphi_0}$		
$\operatorname{tg} \psi_0$	$\frac{k_i k_0 x_q}{R_H + k_T} + \sin \varphi_0$ $\cos \varphi_0$		

Принятые обозначения:

$p = \frac{d}{dt}$ — символ дифференцирования, 1/сек;

$\omega = 2\pi f$ — угловая скорость вращения, рад/сек;

I_H — выпрямленный ток нагрузки в средних значениях, а;

R_H — активное сопротивление нагрузки в цепи выпрямленного тока, ом;

T_H — постоянная времени цепи выпрямленного тока, сек;

k_i — коэффициент выпрямления по току схемы преобразователя, величина $k_i I_H$ равна действующему значению тока якоря возбудителя, а;

k_0 — коэффициент выпрямления по напряжению схемы преобразователя в режиме холостого хода; U — действующее значение напряжения эквивалентной, неискаженной э. д. с., в;

u_d, u_q — составляющие напряжения U в осях d, q ;

i_d, i_q — составляющие тока $k_i I_H$ в осях d, q ;

$\cos \varphi$ — коэффициент мощности возбудителя в точке приложения напряжения U ;

x_{ad} — синхронный реактанс продольной реакции якоря возбудителя, ом;

x_d, x_q — синхронные реактансы якорной обмотки возбудителя по осям d и q в точке приложения напряжения U , ом;

T_{f0} — постоянная времени цепи обмотки возбуждения возбудителя при разомкнутых демпферной и якорной обмотках возбудителя, сек;

T_{ad0} — постоянная времени эквивалентного демпферного контура при разомкнутых цепях обмотки возбуждения и якорной обмотки возбудителя, сек;

r_f — активное сопротивление цепи обмотки возбуждения возбудителя, ом;

u_f — напряжение питания цепи обмотки возбуждения возбудителя, в;

i_f, i_{ad} — соответственно ток обмотки возбуждения и ток эквивалентного демпферного контура, а;

k_T — коэффициент, учитывающий падение напряжения в цепях переменного тока между преобразователем и точкой приложения напряжения U , ом;

x''_d и x''_q — сверхпереходные реактансы возбудителя по осям d, q , ом;

x_{ov} — реактивность электрической связи генератора с преобразователем, ом;

x_{dr} и x_{qr} — синхронные реактансы по осям d и q собственно генератора, ом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Jaroslav Svajcz. Odezva střídavého budiče alternátoru. — Elektrotechnický obzor. 58, Praha, 1969, № 6.
2. Ульянов С. А. Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. М., «Энергия», 1964.
3. Глебов И. А. Системы возбуждения синхронных генераторов с управляемыми преобразователями. Изд-во АН СССР, 1960.
4. Шустерман М. Н. Передаточные функции вентильного преобразователя. — В сб.: Электросила. М., «Энергия», 1970, № 28.

[6.3.1973]



Магнитное поле обмоток с периодической плотностью распределения витков

Канд. техн. наук ФИКС И. Г.

Донецкий научно-исследовательский угольный институт

В различных устройствах, например МГД установках, ускорителях частиц, приборах электронной оптики и др., требуется создать в относительно больших объемах сильные магнитные поля с заданным законом поточкораспределения. Для этого разрабатываются неявнополюсные магнитные системы, отличающиеся в зависимости от закона изменения магнитной индукции формой катушек и очертанием магнитопровода [Л. 1 и 2].

В устройствах с магнитными полями, ограниченными круглой цилиндрической поверхностью, широкое распространение нашли обмотки, состоящие из катушек с прямолинейными участками, плотность распределения ампер-витков которых пропорциональна $\cos q\varphi$, где φ — азимутальный угол катушки. Такая обмотка при бесконечно малой толщине катушки создает в рабочей области однородное магнитное поле при $q=1$ и мультипольные поля при $q>1$ [Л. 3].

В реальных магнитных системах, особенно в случае возбуждения сильных полей, размеры поперечного сечения катушек соизмеримы с размерами рабочей области поля, что приводит к искажению картины поля. При анализе реальных систем нельзя без учета конечной толщины намотки и формы катушек найти точное распределение магнитной индукции, определить величину нелинейных искажений и правильно выбрать параметры магнитной системы.

В статье в общем виде определены законы изменения магнитного поля, возбуждаемого в круглой цилиндрической области обмотками конечного сечения с периодической плотностью намотки витков. Задача решена в двухмерном приближении для системы без магнитопровода, с постоянной плотностью тока во всех витках.

Рассмотрим систему, состоящую из бесконечно длинных массивных проводников, параллельных образующей кругового цилиндра. Размеры поперечного сечения проводников и направляющего цилиндра соизмеримы. Линейный размер проводника вдоль любого радиуса пропорционален $\cos q\varphi$, где φ — угол наклона рассматриваемого радиуса к полярной оси, q — угловой коэффициент обмотки, который принимает целочисленные значения ($q = 1, 2, \dots$). Количество проводников в каждом квадранте численно равно угловому коэффициенту системы, а при непрерывном размещении по всей боковой поверхности направляющего цилиндра — $4q$. Такая система эквивалентна двумерному приближению обмотки из $2q$ катушек с периодической плотностью распределения витков и в дальнейшем используется в качестве ее модели.

Систему с переменной плотностью намотки можно выполнить разными способами, отличающимися конфигурацией поперечного сечения проводников. Рассмотрим три исполнения, представляющие наибольший практический интерес (рис. 1). В первых двух одна из кривых, ограничивающих поперечное сечение проводников, представляет собой окружность, концентрическую граничной окружности рабочей области поля, а вторая — кривую, уравнение которой в полярных координатах имеет вид:

для катушек 1-го исполнения

$$r = \sigma_1 + |a \cos q\varphi| \quad (1a)$$

и для катушек 2-го исполнения

$$r = \sigma_2 - |a \cos q\varphi|. \quad (1б)$$

Поперечное сечение проводников третьего исполнения симметрично относительно окружности $r = \sigma_3$ и ограничено кривыми

$$r = \sigma_3 \mp \left| \frac{a}{2} \cos q\varphi \right|. \quad (1в)$$

Направления токов выбраны положительными в проводниках, на участках которых $\cos q\varphi > 0$. В остальных проводниках токи направлены в противоположную сторону.

В области, ограниченной направляющей цилиндрической поверхностью, векторный потенциал

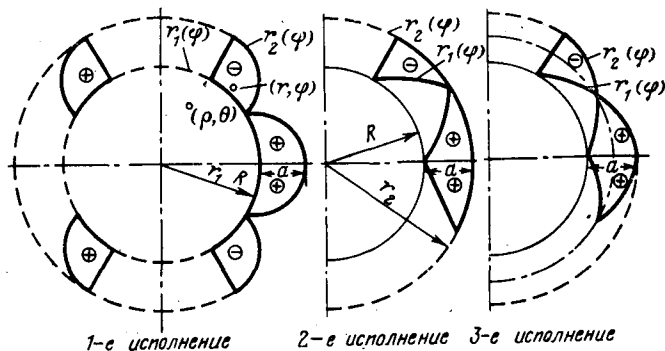


Рис. 1. Исполнения магнитной системы.

стационарного магнитного поля равен [Л. 4]:

$$A = \frac{\mu_0}{2\pi} j \sum_{n=1}^{\infty} \frac{F_n}{n} \rho^n \cos n\theta, \quad (2)$$

где j — плотность тока в проводниках; ρ, θ — координаты точки наблюдения; n — порядковый номер круговой гармоники магнитного поля.

Для рассматриваемой системы проводников коэффициент F_n определяется следующим образом:

$$F_n = \sum_{\nu=1}^{4q} \int_{\varphi_{1\nu}}^{\varphi_{2\nu}} \int_{r_{1\nu}(\varphi)}^{r_{2\nu}(\varphi)} r^{-n+1} \cos n\varphi dr d\varphi, \quad (3)$$

где $\varphi_{1\nu}, \varphi_{2\nu}, r_{1\nu}(\varphi), r_{2\nu}(\varphi)$ — полярные углы лучей и уравнения кривых, ограничивающих поперечное сечение ν -го проводника; r, φ — координаты точек обмотки.

Коэффициент F_n характеризует влияние геометрических размеров, конфигурации и расположения проводников на магнитное поле обмотки. Для расчета поля необходимо в первую очередь определить значения F_n для различных гармоник поля.

Подставляя в (3) пределы интегрирования для обмотки 1-го исполнения согласно (1a), получим:

$$F_{n\nu} = \begin{cases} \frac{1}{2-n} \int_{\varphi_{1\nu}}^{\varphi_{2\nu}} \sigma_1^{2-n} \left[\left(1 + \frac{a}{\sigma_1} \cos q\varphi \right)^{2-n} - 1 \right] \times \\ \quad \times \cos n\varphi d\varphi, & n \neq 2; \\ \int_{\varphi_{1\nu}}^{\varphi_{2\nu}} \ln \left(1 + \frac{a}{\sigma_1} \cos q\varphi \right) \cos 2\varphi d\varphi, & n = 2. \end{cases}$$

Подынтегральные функции можно, полагая $\frac{a}{\sigma_1} < 1$, разложить в равномерно сходящиеся степенные ряды. Интегрируя их почленно, получаем:

$$F_{n\nu} = \frac{1}{(n-2)! \sigma_1^{n-2}} \sum_{m=1}^{\infty} (-1)^{m+1} \frac{(n+m-3)!}{m!} \times \\ \times \left(\frac{a}{\sigma_1} \right)^m \int_{\varphi_{1\nu}}^{\varphi_{2\nu}} \cos^m q\varphi \cos n\varphi d\varphi. \quad (4)$$

Коэффициент F_n проводника 2-го исполнения определяется знакопостоянным рядом типа (4), а

проводника 3-го исполнения — неполным рядом, содержащим только слагаемые с нечетным порядковым номером

$$F_{nv} = \frac{2}{(n-2)! \sigma_1^{n-2}} \sum_{p=0}^{\infty} \frac{(n+2p-2)!}{(2p+1)!} \times \\ \times \left(\frac{a}{2\sigma_3}\right)^{2p+1} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \cos^{2p+1} q\varphi \cos n\varphi d\varphi. \quad (4a)$$

Из приведенных соотношений видно, что коэффициенты F_n проводника (или системы проводников), радиальные размеры которого изменяются по закону $\cos q\varphi$, определяются интегралами

$$J = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \cos^m q\varphi \cos n\varphi d\varphi \quad (5)$$

при разных значениях m, q, n .

В литературе, например [Л. 5 и 6], решение интеграла (5) приводится только для частного случая $q=1$ в виде рекуррентных формул, понижающих показатель степени m . Распространение этого метода на случай $q \neq 1$ приводит к очень громоздким выражениям, практическое применение которых не представляется возможным.

В приложении интегрирование (5) выполнено способом, позволившем получить относительно простые решения, удобные для дальнейшего использования. Подставляя в (П-5) и (П-6) пределы интегрирования φ_1 и φ_2 , можно согласно (4) определить коэффициенты F_n отдельных проводников, а затем, пользуясь методом наложения, — коэффициенты всей системы.

Выполненный таким образом анализ показывает, что если число проводников в квадранте нечетно ($q=2s+1$), то коэффициенты четных гармоник $F_{2k}=0$. Если число проводников в квадранте четно ($q=2s$), то все $F_{2k+1} \equiv 0$. Следовательно, при нечетном q магнитное поле содержит только нечетные, а при четном q — четные круговые гармоники. Из-за симметрии проводников относительно координатных осей коэффициент F_n системы равен:

$$F_n = \frac{4}{(n-2)! \sigma^{n-2}} \sum_{m=1}^{\infty} (-1)^{m+1} \frac{(n+m-3)}{m!} \times \\ \times \left(\frac{a}{\sigma}\right)^m J(n, m, q). \quad (6)$$

Функция дискретных аргументов $J(n, m, q)$ представляет собой результат сложения интегралов (5) всех проводников системы, размещенных в первом квадранте:

$$J(n, m, q) = \sum_{v=1}^q [\text{sign}(\cos q\varphi_v)]^{m+1} J_v, \quad (7)$$

где φ_v — текущая угловая координата v -го проводника ($\varphi_1 \leq \varphi_v \leq \varphi_2$); J_v — значение определенного интеграла (5), соответствующее v -му проводнику.

Решая совместно (7) и (П-5), (П-6), после ряда преобразований получаем:

$$J(n, m, q) = \begin{cases} J_{2p+1} & \text{при } m=2p+1, n=(2l+1)q; \\ (-1)^s q J_{2p} & \text{при } m=2p, n=(2l+1)q; \\ 0 & \text{при } n \neq (2l+1)q \end{cases}$$

или с учетом (П-7) и (П-9)

$$J(n, m, q) = \begin{cases} \frac{\pi}{2^{m+1}} \frac{\Gamma(m+1)}{\Gamma\left(\frac{m-n}{2} + 1\right) \Gamma\left(\frac{m+n}{2} + 1\right)}, & n = (2l+1)q; \\ 0, & n \neq (2l+1)q, \end{cases} \quad (8)$$

где $\Gamma(x)$ — гамма-функция.

После подстановки (8) в (6) получим следующее соотношение для коэффициента F_n обмотки 1-го исполнения:

$$F_n = \begin{cases} \frac{4}{(n-2)! \sigma^{n-2}} \sum_{m=1}^{\infty} (-1)^{m+1} \times \\ \times \frac{\Gamma(n+m-2)}{\Gamma\left(\frac{m-n}{2} + 1\right) \Gamma\left(\frac{m+n}{2} + 1\right)} \times \\ \times \frac{\pi}{2^{m+1}} \left(\frac{a}{\sigma}\right)^m, & n = (2l+1)q \\ 0, & n \neq (2l+1)q. \end{cases} \quad (9)$$

Коэффициент F_n обмотки 2-го исполнения описывается знакопостоянным рядом типа (9), а 3-го исполнения — неполным рядом параметра $\left(\frac{a}{2\sigma_3}\right)$, содержащим только члены с нечетным m .

Из (9) следует, что обмотка с периодической плотностью намотки в общем случае создает сложное магнитное поле, состоящее не из одной, а из суммы круговых гармоник. На поле основной гармоники, порядковый номер которой численно равен угловому коэффициенту q , накладываются поля высших гармоник, нечетное число раз кратных основной. Например, при $q=1$ спектр магнитного поля обмотки состоит из всех нечетных круговых гармоник. Следовательно, магнитное поле обмотки, плотность распределения витков которой пропорциональна $\cos \varphi$, не является строго однородным и всегда содержит высшие гармоники, являющиеся источником нелинейных искажений. При $q=2$ (поле квадрупольной линзы) поле обмотки состоит из 2, 6, 10-й и более высоких круговых гармоник, при $q=3$ — из 3, 9, 15-й гармоник и т. д.

Исходя из соотношения (2) и учитывая, что $\bar{B} = \text{rot } \bar{A}$, модуль n -й гармоники обмотки с угловым коэффициентом q равен:

$$B_{nq} = \frac{\mu_0}{2\pi} j\rho \left(\frac{\rho}{\sigma}\right)^{n-2} f_{nq}, \quad (10a)$$

где $f_{nq} = F_{nq} \sigma^{n-2}$ — безразмерный коэффициент.

У обмоток 1-го исполнения отношение $\rho/\sigma = \rho/R$ характеризует относительную радиальную координату точки наблюдения. У обмотки 2-го и 3-го исполнений при заданном размере σ с увеличением

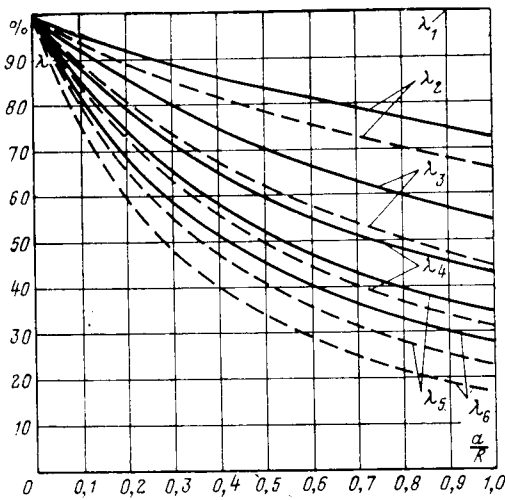


Рис. 2. Коэффициенты λ_q обмоток.

— 1-го исполнения; - - - 2-го исполнения.

ширины обмотки уменьшается радиус R рабочей области поля. Поэтому для удобства расчета и сравнения магнитных систем разного исполнения B_{nq} целесообразно также определить в функции ρ/R . Учитывая, что у обмоток 2-го исполнения $R = \sigma - a$,

а 3-го — $R = \sigma - \frac{a}{2}$, имеем:

$$B_{nq} = \frac{\mu_0}{2\pi} j \rho \left[\frac{\rho}{R} (1 - c) \right]^{n-2} f_{nq}, \quad (106)$$

где $c = \frac{a}{\sigma}$ — для обмотки 2-го исполнения; $c = \frac{a}{2\sigma}$ — для обмотки 3-го исполнения.

Для упрощения расчета индукции магнитного поля введем два безразмерных коэффициента. Первый из них

$$\lambda_q = \frac{B_{qq}}{B_{11}} \quad (11)$$

равен отношению модулей индукции основных гармоник рассматриваемой обмотки с угловым коэффициентом q и обмотки с $q=1$ при одинаковых отношениях a/R . Этот коэффициент позволяет сравнивать между собой обмотки с разными угловыми коэффициентами.

Второй показатель — коэффициент искажения

$$\delta_{nq} = \frac{B_{nq}}{B_{qq}} \quad (12)$$

позволяет оценить обмотку с точки зрения искажения поля ее основной гармоник высшими составляющими.

Учитывая, что модуль основной гармоники обмотки с $q=1$ постоянен во всех точках области $\rho < R$ и равен $B_{11} = \mu_0 j \frac{a}{2}$ имеем:

$$\lambda_q = \frac{4}{\pi c} \left[\frac{\rho}{R} (1 - c) \right]^{q-1} f_{qq}. \quad (13)$$

Соответственно коэффициент искажения обмотки определяется соотношением:

$$\delta_{(2l+1)qq} = \left[\frac{\rho}{R} (1 - c) \right]^{2lq} \frac{f_{(2l+1)qq}}{f_{qq}}. \quad (14)$$

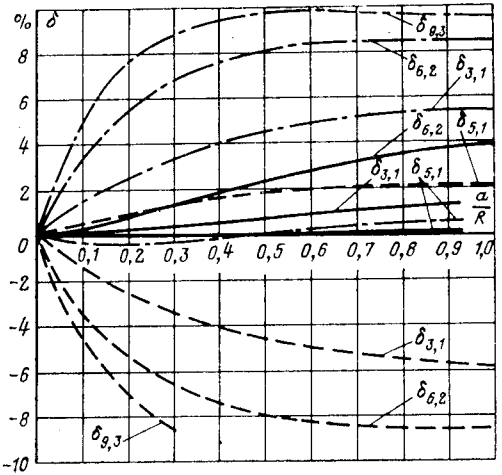


Рис. 3. Коэффициенты искажения магнитного поля обмоток.
— 1-го исполнения; - - - 2-го исполнения; — · — 3-го исполнения.

В случае обмотки 1-го исполнения множитель $(1 - c)$ опускается.

Коэффициенты λ_q и δ_{nq} являются безразмерными. Это позволяет, вычислив на ЦВМ их значения для разных $n, q, \frac{a}{\sigma}, \frac{\rho}{R}$ и построив их таблицы или

графики, например, как на рис. 2 и 3, определить в любой точке области индукцию поля, возбуждаемого магнитными системами с любыми геометрическими размерами. Действительно, из (11) и (12) с учетом значения B_{11} вытекает, что модуль индукции основной гармоники поля обмотки с угловым коэффициентом q равен:

$$B_{qq} = \mu_0 j \frac{a}{2} \lambda_q,$$

а модули индукции высших гармоник

$$B_{nq} = \mu_0 j \frac{a}{2} \lambda_q \delta_{nq}.$$

Коэффициенты λ_q и δ_{nq} являются функциями координат точки наблюдения и пропорциональны $\left(\frac{\rho}{R}\right)^{q-1}$ или $\left(\frac{\rho}{R}\right)^{2lq}$, т. е. по мере удаления от центра области возрастают по закону степенной параболы, достигая наибольшего значения на окружности $\rho=R$. Чем больше угловой коэффициент обмотки, тем слабее поле в центральной части и более резко оно нарастает у границы области.

Практический интерес представляет влияние ширины обмотки на ее показатели. Анализ кривых рис. 2 показывает, что наибольшую индукцию обеспечивают обмотки 1-го исполнения, витки которой расположены ближе к рабочей области поля. С увеличением относительной ширины обмотки коэффициент λ_q падает и тем быстрее, чем больше угловой коэффициент обмотки. Так например, при $q=6$ и $a/R=0,9$ коэффициент $\lambda_q=0,3$. Это значит, что на границе области индукция более чем в 3 раза меньше индукции поля обмотки с $q=1$.

Коэффициент искажения наоборот возрастает с увеличением отношения a/R . Все кривые δ_{nq}

сходятся в начале координат, т. е. в идеальном случае $a/R=0$ магнитное поле обмотки состоит только из одной основной гармоники. По мере увеличения ширины обмотки появляются искажения, которые при $a/R=1$ достигают у обмоток 1- и 2-го исполнений с $q=1$ примерно 6%, а с $q \geq 2$ — 10% и более.

Наибольшие искажения вносят гармоники с порядковым номером $n=3$. Даже при $a/R=0,1$ коэффициенты искажения обмоток 1-го и 2-го исполнений достигают значительной величины, а именно: $\delta_{8,2}=3,3\%$; $\delta_{9,3}=4,9\%$.

У обмотки 2-го исполнения коэффициенты $\delta_{3q}, \delta_{7q}, \delta_{11q} \dots$ положительны, т. е. поля, соответствующие их гармоникам, складываются с основным полем обмотки. Эти же коэффициенты обмотки 1-го исполнения по абсолютному значению близки к предыдущим, но отрицательны, т. е. соответствующие им гармоники направлены встречно основной. Следовательно, высшие круговые гармоники системы, состоящей из набора катушек 1- и 2-го исполнений, вычитаются, а ее коэффициенты искажения должны быть значительно меньше. Такая система совпадает с обмоткой 3-го исполнения, коэффициенты искажения которой действительно значительно меньше коэффициентов искажения других обмоток (рис. 3). В частности, при $q=1$ и $a/R \leq 0,7$ коэффициент δ_{31} не превышает 1%, т. е. магнитное поле такой обмотки практически однородно. Таким образом, обмотки 3-го исполнения с точки зрения искажения поля высшими круговыми гармониками обладают наилучшими показателями, незначительно уступая по уровню магнитной индукции обмотки 1-го исполнения. Дальнейшего уменьшения коэффициента искажения можно достигнуть путем отказа от симметрии обмотки относительно окружности σ и соответствующего расширения правой части катушки.

В заключение заметим, что полученные закономерности справедливы и для обмоток, окруженных цилиндрическим магнитопроводом. В этом случае количественные соотношения необходимо уточнить, как это сделано в общем виде в [Л. 4].

Приложение. Интегрирование функции

$$J = \int \cos^m q\varphi \cos n\varphi d\varphi. \quad (\text{П-1})$$

Представим функцию $\cos^m q\varphi$ в виде конечной суммы косинусов кратных дуг. На основании формулы Эйлера имеем:

$$\cos^m q\varphi = \left(\frac{e^{iq\varphi} + e^{-iq\varphi}}{2} \right)^m.$$

Возведя в степень и группируя слагаемые с одинаковыми биномиальными коэффициентами, получаем при $m=2p+1$:

$$J = \frac{1}{2^{2p}} \sum_{j=0}^p \binom{2p+1}{j} \int \cos(2p-2j+1)q\varphi \cos n\varphi d\varphi. \quad (\text{П-2})$$

Аналогичное соотношение получается и для интегралов с четными значениями показателя степени m . Таким образом, интеграл (П-1) может быть сведен к сумме табличных интегралов:

$$\int \cos ax \cos bx dx = \begin{cases} \frac{\sin(a+b)x}{2(a+b)} + \frac{\sin(a-b)x}{2(a-b)}, & a \neq b; \\ \frac{x}{2} + \frac{\sin 2ax}{4a}, & a = b. \end{cases} \quad (\text{П-3а})$$

Интегралы, входящие под знак суммы в (П-2), определяются отношением (П-3б) в тех случаях, когда аргументы

подынтегральных функций равны, т. е. если

$$n = [2(p-j) + 1]q \text{ при } m = 2p + 1$$

и

$$n = 2(p-j)q \text{ при } m = 2p.$$

При вычислении интеграла J параметры n, q, p заданы, поэтому последние равенства могут выполняться только, если при $m=2p+1$

$$n = (2l+1)q \text{ и } j = p - \frac{n-q}{2q}, \quad (\text{П-4а})$$

а при $m=2p$

$$n = 2lq \text{ и } j = p - \frac{n}{2q} \quad (l = 0, 1, 2, \dots). \quad (\text{П-4б})$$

Таким образом, в общем случае интеграл (П-1) равен сумме $(p+1)$ интегралов типа (П-3а). В том случае, если n кратно q , один из этих интегралов при значении j , определяемом по (П-4), имеет полюс первого порядка, и его значение определяется согласно (П-3б).

Результат интегрирования запишем в следующем виде:

при $m=2p+1$

$$J = \frac{1}{2^m} \left[\sum_{\substack{j=0 \\ j \neq \frac{m}{2} - \frac{n}{2q}}}^{\frac{m-1}{2}} \binom{m}{j} \left(\frac{\sin u_1 \varphi}{u_1} + \frac{\sin u_2 \varphi}{u_2} \right) + \left(\frac{m}{\frac{m}{2} - \frac{n}{2q}} \right) \left(\varphi + \frac{\sin 2n\varphi}{2n} \right) \right], \quad (\text{П-5})$$

при $m=2p$

$$J = \frac{1}{2^m} \left[\left(\frac{m}{\frac{m}{2}} \right) \frac{\sin n\varphi}{n} + \sum_{\substack{j=0 \\ j \neq \frac{m}{2} - \frac{n}{2q}}}^{\frac{m}{2}-1} \binom{m}{j} \times \left(\frac{\sin u_1 \varphi}{u_1} + \frac{\sin u_2 \varphi}{u_2} \right) + \left(\frac{m}{\frac{m}{2} - \frac{n}{2q}} \right) \left(\varphi + \frac{\sin 2n\varphi}{2n} \right) \right], \quad (\text{П-6})$$

где $u_1 = mq - 2jq + n, u_2 = mq - 2jq - n$.

Найдем значения определенных интегралов (П-5) и (П-6) в области $[0, \pi/2]$ при тех сочетаниях параметров m, q, n , которые встречаются в коэффициентах F_n рассматриваемых обмоток.

При значениях параметров $n=2k+1$ и $q=2s+1$ или $n=2k$ и $q=2s$ аргументы тригонометрических функций (П-5) при верхнем пределе интегрирования кратны π , а при нижнем — равны нулю. Все слагаемые (П-5), содержащие тригонометрические функции, тождественно равны нулю, и интеграл J_{2p+1} нечетных степеней определяется единственным слагаемым, пропорциональным углу φ и отличным от нуля только в том случае, если $n = (2l+1)q$. Подставив в (П-5) вместо символа количества сочетаний его развернутое выражение через гамма-функцию, получим:

$$J_{2p+1} = \begin{cases} \frac{\Gamma(m+1)}{\Gamma\left(\frac{m}{2} - \frac{n}{2q} + 1\right) \Gamma\left(\frac{m}{2} + \frac{n}{2q} + 1\right)}, & n = (2l+1)q; \\ 0, & n \neq (2l+1)q. \end{cases} \quad (\text{П-7})$$

При указанных значениях параметров n и q условие (П-4) для интегралов четных степеней не выполняется, и определенный интеграл J_{2p} состоит только из слагаемых типа (П-3а). Подставляя в (П-6) пределы интегрирования, получаем соотношение:

$$J_{2p} = \frac{(-1)^{p+h}}{2^{m+1}} \frac{1}{q} \left\{ \left(\frac{m}{2} \right)^r \frac{(-1)^{\frac{m}{2}}}{\frac{n}{2q}} + \right. \\ \left. + \sum_{j=0}^{\frac{m}{2}-1} (-1)^j \binom{m}{j} \left[\frac{1}{\frac{m}{2} + \frac{n}{2q} - j} - \frac{1}{\frac{m}{2} - \frac{n}{2q} - j} \right] \right\}, \quad (\text{П-8})$$

которое может быть преобразовано к следующему виду:

$$J_{2p} = \frac{(-1)^{p+h}}{2^{m+1}} \frac{1}{q} \times \\ \times \frac{m!}{\prod_{j=0}^p \left(\frac{m}{2} + \frac{n}{2q} - j \right) \prod_{j=0}^{p-1} \left(-\frac{m}{2} + \frac{n}{2q} + j \right)}. \quad (\text{П-8а})$$

Произведения в знаменателе на основании свойств гамма-функции [Л. 7] можно представить следующим образом:

$$\prod_{j=0}^p \left(\frac{m}{2} + \frac{n}{2q} - j \right) = \frac{\Gamma \left(\frac{n}{2q} + \frac{m}{2} + 1 \right)}{\Gamma \left(\frac{n}{2q} \right)};$$

◇ ◇ ◇

Определение индуктивного сопротивления лобовых частей обмоток индукционных машин

ПАРТС И. Р., ПАРТС Р. Р.

Таллин

В настоящее время нет инженерных формул, позволяющих достаточно точно определять индуктивное сопротивление лобовых частей обмоток асинхронных машин. Несмотря на появление работы А. И. Вольдека [Л. 1], на заводах индуктивные сопротивления рассчитывают по формулам, известным уже более 30 лет. Из-за трудности расчета магнитного поля вокруг лобовых частей обмоток их индуктивное сопротивление можно определить точно лишь экспериментально.

В [Л. 2] был описан способ вынутаго ротора для определения суммы индуктивного сопротивления $x_{л1}$, обусловленного пазовым рассеянием, и индуктивного сопротивления лобовых частей $x_{л1}$. Учитывая также, что методика расчета индуктивного сопротивления, обусловленного пазовым рассеянием, достаточно разработана, появляется возможность экспериментального определения индуктив-

$$\prod_{j=0}^{p-1} \left(-\frac{m}{2} + \frac{n}{2q} + j \right) = (-1)^{\frac{m}{2}} \frac{\Gamma \left(\frac{m}{2} - \frac{n}{2q} + 1 \right)}{\Gamma \left(1 - \frac{n}{2q} \right)}.$$

Подставляя эти соотношения в (П-8а) и учитывая, что $m! = \Gamma(m+1)$ и $\Gamma(z)\Gamma(1-z) = \frac{\pi}{\sin \pi z}$, окончательно получаем:

$$J_{2p} = \frac{(-1)^h}{q} \frac{1}{\sin \left(\frac{n}{2q} \right) \pi} \times \\ \times \frac{\Gamma(m+1)}{\Gamma \left(\frac{m}{2} - \frac{n}{2q} + 1 \right) \Gamma \left(\frac{m}{2} + \frac{n}{2q} + 1 \right)} \frac{\pi}{2^{m+1}}. \quad (\text{П-9})$$

Последнее соотношение отличается от (П-7) постоянным множителем, зависящим от параметра обмотки и порядкового номера гармонической составляющей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дойников Н. И. К формированию магнитного поля в цилиндрических полостях кругового и эллиптического сечения при больших плотностях тока.— «ЖТФ», 1970, т. XV, № 12.
2. Lang S. Dzung. Das Magnetfeld des Gleichstromdurchflossenen geraden Leiters von elliptischen Querschnitt.— «Archiv für Elektrotechnik», 1962, Bd 47.
3. Бадалян Г. В. Получение постоянных магнитных полей заданной формы с помощью неявнополюсной магнитной системы.— «ЖТФ», 1963, № 3, т. XXXIII.
4. Фикс И. Г. Магнитное поле обмоток сложной конфигурации с цилиндрическим магнитопроводом.— «Электричество», 1967, № 9.
5. Рыжик И. М., Градштейн И. С. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. М., Физматгиз, 1963.
6. Двайт Г. В. Таблицы интегралов и другие математические формулы. М., «Наука», 1969.
7. Бейтмен Г., Эрдейи А. Высшие трансцендентные функции. М., «Наука», 1965, т. 1.

[12.7.1973]

УДК 621.313.3.045.5

ного сопротивления лобовых частей:

$$x_{л1} = [x_{л1} + x_{л1}] - x_{л1}. \quad (1)$$

Определенное при вынутаго роторе индуктивное сопротивление $x_{л1}$ несколько больше индуктивного сопротивления, найденного при наличии ротора, так как во втором случае сказывается влияние лобовых частей ротора. Поэтому определенное по (1) значение $x_{л1}$ можно рассматривать как предельное для индуктивного сопротивления лобовых частей асинхронных машин.

В настоящее время в промышленности применяются индукционные машины с большим воздушным зазором, а также индукционные машины специального назначения [Л. 3 и 4]. Для этих машин способ вынутаго ротора также может быть рекомендован как наиболее простой.

Экспериментальные исследования [Л. 5] показали, что в расточке статора при вынутаго роторе

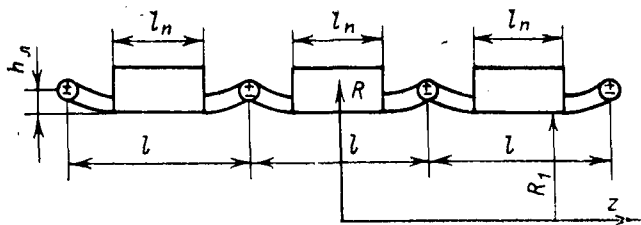


Рис. 1.

магнитное поле имеет не две [Л. 2], а три составляющих напряженности, для определения которых должно быть известно распределение амплитуды магнитной индукции на активной поверхности статора (индуктора), совпадающей с внутренней поверхностью статора при $R=R_1$ (рис. 1). Эксперименты [Л. 6 и 7] показали также, что кривая распределения радиальной (нормальной) составляющей магнитной индукции на активной поверхности статора может быть заменена упрощенной кривой. Для иллюстрации такого упрощения на рис. 2 изображена сплошной линией кривая относительной амплитуды радиальной составляющей магнитной индукции на активной поверхности статора асинхронного двигателя типа А52-4 при вынужденном вращении в области $0 \leq z \leq l/2$ ($l=260$ мм).

Упрощение действительной кривой относительной амплитуды радиальной составляющей магнитной индукции заключается в спрямлении ее отдельных участков; на рис. 2 такими участками являются: $0,073 \leq z \leq 0,075$ м и $0,075 \leq z \leq 0,130$ м. В ряде случаев это упрощение заключается еще и в пренебрежении отрицательным значением относительной амплитуды радиальной составляющей магнитной индукции в областях $l/2 \leq z \leq -l/2$. Для статора машины типа А52-4 максимальное значение отрицательной амплитуды радиальной составляющей магнитной индукции $B_{1m} = -0,007 B_{01}$; при $370 \leq z \leq -370$ мм амплитуда радиальной составляющей практически равнялась нулю, т. е. с помощью датчика Холла измерить ее не удалось.

Упрощенной кривой относительной амплитуды радиальной составляющей магнитной индукции в рассматриваемом случае соответствует допущение нечередующихся статоров (индукторов) [Л. 8], изображенных на рис. 1. Ведь при этом аксиальная составляющая магнитной индукции B_z равна нулю при $z = \pm l/2 \pm kl$, где $k=1, 2, 3, \dots, \infty$.

Необходимо отметить, что у индукционных вращателей пазы индуктора являются более глубокими, чем у обычных асинхронных машин. Но и в этих случаях радиальная со-

ставляющая магнитной индукции практически отсутствует при $l/2 \leq z \leq -l/2$ [Л. 9].

При известном распределении амплитуды высшей (в том числе и основной) пространственной гармонической радиальной составляющей магнитной индукции B_{vm} на активной поверхности статора она может быть представлена при допущении нечередующихся индукторов в виде:

$$B_{vm} = B_{0v} \left(\frac{a_{0v}}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} \theta_{vk} \cos 2k\omega z \right), \quad (1)$$

где B_{0v} — амплитуда высшей (основной $v=1$) пространственной гармонической радиальной составляющей магнитной индукции при $z=0$; $k=1, 2, 3, \dots, \infty$ — порядок гармонической [Л. 8]; a_{0v} — постоянная Фурье для высшей (основной $v=1$) пространственной гармонической [Л. 8];

$$a_{0v} = \frac{4}{l} \int_0^{l/2} B_{vm*} dz; \quad (2)$$

θ_{vk} — коэффициент Фурье для гармонической k высшей пространственной гармонической v [Л. 8];

$$\theta_{vk} = \frac{2}{l} \int_0^{l/2} B_{vm*} \cos 2k\omega z dz; \quad (3)$$

l — период кривой амплитуды радиальной составляющей магнитной индукции вдоль аксиальной оси; $\omega = \frac{\pi}{l}$; $B_{vm*} = \frac{B_{vm}}{B_{0v}}$.

В [Л. 8] приведены выражения a_{0v} и θ_{vk} для ряда наиболее часто встречающихся случаев.

Пользуясь условием непрерывности силовых линий магнитного поля и понятием о скалярном магнитном потенциале, можно с учетом граничных условий (при $R=0$ $H_{Rv}=0$ и при $R=R_1$ $\mu_0 H_{Rv} = B_{vm} \cos v\varphi$) высшие пространственные гармонические радиальной, тангенциальной и аксиальной составляющих напряженности и магнитного поля представить в виде:

$$H_{Rv} = \frac{B_{0v}}{\mu_0} \cos v\varphi \times \left[\frac{a_{0v}}{2} \left(\frac{R}{R_1} \right)^{v-1} + \sum_{k=1}^{\infty} \theta_{vk} \cos 2k\omega z \frac{I'_{vp}(2k\omega R)}{I'_{vp}(2k\omega R_1)} \right]; \quad (4)$$

$$H_{\varphi v} = -\frac{B_{0v}}{\mu_0} \sin v\varphi \times \left[\frac{a_{0v}}{2} \left(\frac{R}{R_1} \right)^{v-1} + \frac{v}{R} \sum_{k=1}^{\infty} \theta_{vk} \cos 2k\omega z \frac{I'_{vp}(2\omega k)}{I'_{vp}(2k\omega R_1)} \right]; \quad (5)$$

$$H_{zv} = -\frac{B_{0v}}{\mu_0} \cos v\varphi \sum_{k=1}^{\infty} 2k\omega \theta_{vk} \sin 2k\omega z \frac{I'_{vp}(2k\omega R)}{I'_{vp}(2k\omega R_1)}, \quad (6)$$

где

$$I'_{vp}(2k\omega R) = 2k\omega I_{v,p-1}(2k\omega R) - \frac{v}{R} I_{v,p}(2k\omega R); \quad (7)$$

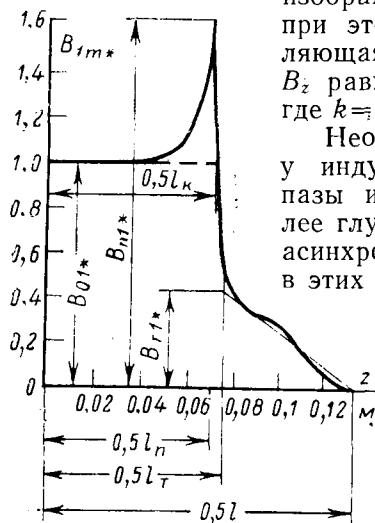


Рис. 2. $B_{r1*} = B_{r1}/B_{01}$; $B_{n1*} = B_{n1}/B_{01}$; $B_{01*} = B_{01}/B_{01}$.

p — число пар полюсов; I — модифицированная функция Бесселя первого рода νp -порядка от мнимого аргумента; μ_0 — магнитная проницаемость воздуха.

Выражения (4) — (7) позволяют любую составляющую напряженности магнитного поля определять в расточке статора с достаточной точностью при вынужденном роторе или при вынужденном сердечнике с каналом.

Важно отметить, что при определении составляющих магнитного поля в рассматриваемом случае нельзя пользоваться известным допущением чередующихся индукторов [Л. 6 и 8], поскольку в последнем случае через торцевые поверхности при $z = \pm l/2 \pm kl$ обязательно проходит аксиальный магнитный поток.

Эффективное значение э. д. с., наведенной высшей пространственной гармонической магнитного потока Φ_ν в фазе обмотки статора,

$$E_\nu = 2\pi f \omega_1 k_{\text{ос}\nu} \Phi_\nu, \quad (8)$$

где f — частота первичного тока; ω_1 — число последовательно включенных витков в фазе; $k_{\text{ос}\nu}$ — обмоточный коэффициент для высшей пространственной гармонической.

Высшая гармоническая магнитного потока

$$\Phi_\nu = 2 \int_0^{l_k/2} dz \int_{\nu p \varphi = -\pi/2}^{\nu p \varphi = \pi/2} B_{\nu m} \cos \nu p \varphi R_1 d\varphi, \quad (9)$$

где l_k — расчетная длина статора.

При этом интегрирование в (9) может быть произведено просто при известном математическом описании кривой амплитуды высшей (в том числе и основной) пространственной гармонической радиальной составляющей магнитной индукции на поверхности индуктора, т. е. при $R=R_1$.

Если же пользоваться выражением (4), то согласно (9)

$$\Phi_\nu = (-1)^{\frac{\nu-1}{2}} \frac{2}{p} \frac{R_1}{\nu} l_k B_{0\nu} \left(\frac{a_{0\nu}}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} \theta_{\nu k} \frac{\sin k\omega l_k}{k\omega l_k} \right), \quad (10)$$

т. е. расчет высшей (и основной) пространственной гармонической магнитного потока по разложенной соответствующей кривой амплитуды магнитной индукции является более сложным.

При определении высшей (и основной) пространственной гармонической н. с. авторы считали целесообразным исходить из равенства [Л. 10]:

$$F_{\text{ос}\nu} = k_{F\nu} F_{\text{п}\nu 0}, \quad (11)$$

где $F_{\text{ос}\nu}$ — амплитуда высшей пространственной гармонической н. с. обмотки на полюс; $k_{F\nu}$ — коэффициент магнитной цепи для высшей пространственной гармонической магнитного потока при $z=0$; $F_{\text{п}\nu 0}$ — амплитуда высшей пространственной гармо-

нической н. с. на полюс при $z=0$, $R=R_1$ (рис. 1);

$$F_{\text{п}\nu 0} = \int_{p\varphi=\pi/2}^0 H_{\nu p} R_1 d\varphi = \frac{B_{0\nu}}{\mu_0} \frac{R_1}{\nu p} \times \left[\frac{a_{0\nu}}{2} + \frac{\nu p}{R_1} \sum_{k=1}^{\infty} \theta_{\nu k} \frac{I_{\nu p}(2k\omega R_1)}{I'_{\nu p}(2k\omega R_1)} \right]. \quad (12)$$

Если обозначить через $T_{\theta\nu}$ отношение высшей пространственной гармонической магнитного потока к только что определенной амплитуде высшей пространственной гармонической н. с.:

$$T_{\theta\nu} = \frac{\Phi_\nu}{F_{\text{п}\nu 0}} = (-1)^{\frac{\nu-1}{2}} l_k \mu_0 T_{R\theta\nu}, \quad (13)$$

где

$$T_{R\theta\nu} = \frac{\frac{a_{0\nu}}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} \theta_{\nu k} \frac{\sin k\omega l_k}{k\omega l_k}}{\frac{a_{0\nu}}{2} + \frac{\nu p}{R_1} \sum_{k=1}^{\infty} \theta_{\nu k} \frac{I_{\nu p}(2k\omega R_1)}{I'_{\nu p}(2k\omega R_1)}}, \quad (14)$$

то основное индуктивное сопротивление фазы обмотки статора равняется ($\nu=1$):

$$x_m = \frac{E_1}{I_0} = \frac{4mf\omega_1^2 k_{\text{ос}1}^2 k_{a1} l_k \mu_0}{pk_{F10}} T_{R\theta 1} \approx x_{m\text{пл}} T_{R\theta 1}, \quad (15)$$

где $x_{m\text{пл}}$ — основное индуктивное сопротивление при плоскопараллельном магнитном поле [Л. 2]; m — число симметричных фаз обмотки статора; k_{a1} — коэффициент условной дискретности обмотки для основной пространственной гармонической [Л. 11]; I_0 — ток намагничивания.

При выполнении практических расчетов с учетом [Л. 12] можно отношение $I_{\nu p}/I'_{\nu p}$ в (14) заменить следующим выражением:

$$\frac{I_{\nu p}(2k\omega R_1)}{I'_{\nu p}(2k\omega R_1)} = \frac{\sum_{r=0}^{\infty} \frac{(k\omega R_1)^{2r+\nu p}}{r!(r+\nu p)!}}{2k\omega \sum_{r=0}^{\infty} \frac{(k\omega R_1)^{2r+\nu p-1}}{r!(r+\nu p-1)!} - \frac{\nu p}{R_1} \sum_{r=0}^{\infty} \frac{(k\omega R_1)^{2r+\nu p}}{r!(r+\nu p)!}}. \quad (16)$$

Аналогично [Л. 10] может быть определено индуктивное сопротивление, обусловленное высшими пространственными гармоническими:

$$x_d = x_m \sum_{\nu=5}^{\infty} \frac{k_{\text{ос}\nu}^2 k_{a\nu} k_{F\nu}}{\nu^2 k_{\text{ос}1}^2 k_{a1} k_{F\nu}} \frac{T_{R\theta\nu}}{T_{R\theta 1}}, \quad (17)$$

где $k_{a\nu}$ — коэффициент условной дискретности обмотки для высшей пространственной гармонической [Л. 11].

Расчет индуктивного сопротивления x_d становится более простым, если пренебречь высшими пространственными гармоническими магнитной индукции на активной поверхности индуктора (статора) под лобовыми частями, т. е. при $l_{\text{пл}}/2 \leq z \leq l/2$

Таблица 1

№№	Тип	АСН-7	А52-4	АО52-6
0	2р	2	4	6
1	x	5,520	2,234	3,550
2	x _{мп}	2,160	0,874	1,212
3	x _{л1}	0,360	0,182	0,315
4	x _{п1}	1,105	0,636	1,285
5	x _{лп}	1,895	0,542	0,738
6	x _{л1}	1,885	0,569	0,557
7	x _{л1}	1,685	0,498	0,725
8	x _м	2,370	0,918	1,224
9	k _{л1}	0,895	0,876	1,30

(рис. 2). В этом случае можно пользоваться выкладками [Л. 2].

В табл. 1 приведены результаты экспериментального определения индуктивного сопротивления лобовых частей обмоток индукторов, изготовленных на базе листов статора двигателей 5-го габарита единой серии А, АО; в табл. 2 приведены те же результаты в случае индукторов, изготовленных на базе листов статора асинхронных двигателей 10-го габарита. (В таблицах значения индуктивных сопротивлений даны в омах).

В обеих таблицах в строке № 1 приведены значения экспериментально определенных индуктивных сопротивлений обмоток индукторов; в строке № 2 — основных индуктивных сопротивлений, определенных с учетом двухмерного магнитного поля; в строке № 3 — индуктивных сопротивлений, обусловленных высшими пространственными гармоническими и определенных с учетом двухмерного магнитного поля [Л. 2]; в строке № 4 — индуктивных сопротивлений, обусловленных пазовым рассеянием и определенных по [Л. 13]; в строке № 5 — индуктивных сопротивлений лобовых частей $x_{лп}$, определенных по выражению: $x_{лп} = x - (x_{мп} + x_{л1} + x_{п1})$; в строке № 6 — индуктивных сопротивлений лобовых частей, рассчитанных по [Л. 13]; в строке № 7 — индуктивных сопротивлений лобовых частей $x_{л1}$, определенных по выражению $x_{л1} = x - (x_{м} + x_{л1} + x_{п1})$; в строке № 8 — основных индуктивных сопротивлений, определенных по (15); в строке № 9 — поправочного коэффициента $k_{л1}$. Этот коэффициент определен как частное от деления экспе-

Таблица 2

№№	Тип	А3-315М-2	АК3-315-4	А3-315С-6	АК3-315М1-8
0	2р		2	6	8
1	x	0,4010	0,3700	0,2520	0,2485
2	x _{мп}	0,2385	0,1682	0,1080	0,1072
3	x _{л1}	0,0097	0,0129	0,0095	0,0131
4	x _{п1}	0,0650	0,0868	0,0714	0,0847
5	x _{лп}	0,1528	0,1021	0,0636	0,0378
6	x _{л1}	0,0913	0,0684	0,0483	0,0345
7	x _{л1}	0,1293	0,0935	—	0,0356
8	x _м	0,2620	0,1768	—	0,1090
9	k _{л1}	1,415	1,367	—	1,032

Примечание. $x_{м}$ и $x_{л1}$ (строка № 7) определены по моделированию геометрически подобных магнитных полей.

риментальных значений $x_{л1}$ (строка № 8) на $x_{л1}$, определенные по [Л. 13].

Следовательно, для подобных вышеупомянутым двигателям лобовых частей асинхронных машин можно использовать следующее выражение при расчете индуктивного сопротивления лобовых частей:

$$x_{л1} = k_{л1}(x_{л1} [Л. 13]). \quad (18)$$

Для индуктора типа А52-4 экспериментально определенное $x_{л1} = 0,498$ ом меньше расчетного значения $x_{л1} = 0,569$ ом. Аналогичный результат получен в случае индуктора АСН-7 — $x_{л1} = 1,685$ ом (расчетное значение $x_{л1} = 1,885$ ом). Следовательно, для статоров типа А52-4 и АСН-7 формулы [Л. 13] дают неправильный результат. В случае шестиполюсного статора расчетная формула [Л. 13] даст значение $x_{л1}$, которое меньше экспериментально определенного $x_{л1}$ (строка № 7) на 23,2% при вынужденном роторе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вольдек А. И. Исследование индуктивностей рассеяния лобовых частей обмоток электрических машин переменного тока. Автореф. дисс. на соиск. учен. степени д-ра техн. наук. Л., 1955. (ЛПИ).
2. Паркс Р. Р. О способе вынужденного ротора. — «Электричество», 1961, № 6.
3. Воскресенский А. П. Некоторые вопросы проектирования индукционных вращателей. — «Труды ВНИИЭМ», 1971, т. 36.
4. Паркс Р. Р. Обработка внутренней поверхности труб ротором асинхронного двигателя. — «Изв. вузов. Электромеханика», 1962, № 11.
5. Паркс И. Р., Паркс Р. Р., Тальвис Э. М., Теззалу И. А. К расчету магнитной системы униполярного преобразователя. В сб. Донецкого научно-исследовательского института черной металлургии: Техническая электромагнитная гидродинамика. М., «Металлургия», 1967, № 6.
6. Охременко Н. М. Основы теории и проектирования линейных индукционных насосов для жидких металлов. М., Атомиздат, 1968.
7. Кииль П. М., Паркс Р. Р., Тезару В. А. Об исследовании индукционного насоса с винтовым каналом. В сб. Донецкого научно-исследовательского института черной металлургии: Техническая электромагнитная гидродинамика. М., «Металлургия», 1967, № 6.
8. Паркс И. Р., Паркс Р. Р. Распределение нормальной составляющей магнитной индукции на активной поверхности индуктора. — «Труды Таллинского педагогического института им. Э. Вильде», 1971, вып. 1.
9. Паркс И. Р., Паркс Р. Р. Способ синхронного вращения вторичной системы. — «Труды Таллинского педагогического института им. Э. Вильде», 1971, вып. 1.
10. Паркс И. Р., Паркс Р. Р. Основное индуктивное сопротивление и индуктивное сопротивление, обусловленное высшими пространственными гармоническими плоского линейного индукционного насоса с двумя индукторами. — «Сборник материалов к IV Таллинскому совещанию по электромагнитным вихревым токам». Таллин, изд. Эстонского республиканского правления НТО Приборпрома, 1970, вып. 3, т. II.
11. Паркс Р. Р. Распределение намагничивающей силы на активной поверхности цилиндрического индуктора с гладким ферромагнитным сердечником. — «Сборник материалов к VI Таллинскому совещанию по электромагнитным расходомерам и электротехнике жидких проводников». Таллин, изд. Эстонского республиканского правления НТО Приборпрома, 1973.
12. Анго А. Математика для электро- и радиоинженеров. М., «Наука», 1965.
13. Сергеев П. С., Виноградов Н. В., Горяинов Ф. А. Проектирование электрических машин. М., «Энергия», 1970.

[13.11.1972]

Расчет индуктивного сопротивления лобовых частей обмотки статора торцевых электродвигателей переменного тока

ЗАУТНЕР Ф. Л., ПРОКОПОВ В. Е., ЯКОВЕНКО В. А.

Харьков

В связи с наметившейся тенденцией к созданию машин переменного тока средней мощности в торцевом исполнении в настоящее время становится актуальной специфика определения параметров этих машин [Л. 1]. Однако некоторые моменты, в частности определение индуктивности лобовых частей обмотки статора, не нашли в литературе должного освещения.

Нами будет рассмотрено определение индуктивности лобовых частей обмотки статора машин торцевого типа средней мощности. Для таких машин характерно применение обычных двухслойных петлевых обмоток с отогнутыми вдоль боковой поверхности статора лобовыми частями. Точный расчет индуктивного сопротивления рассеяния лобовых частей обмотки статора должен учитывать действительную конфигурацию лобовых частей и окружающих их ферромагнитных и проводящих масс, влияние воздушного зазора и взаимоиндукции лобовых частей обмотки ротора. Такой расчет содержит значительные математические трудности. Для упрощения расчета следует создать простую модель, пренебрегая менее существенными факторами. В связи с этим нами введены следующие допущения.

1. Будем пренебрегать кривизной поверхности, на которой выложены лобовые части, рассматривая эту поверхность как плоскость.

2. Считаем, что высота секций обмотки статора мала, а верхняя и нижняя стороны секций совмещены в одной плоскости. При этом лобовые части заменяем поверхностными токами, имеющими составляющие по осям x и z .

3. Боковую поверхность статора, на которой выложены лобовые части, будем считать бесконечно протяженной в обе стороны, а поверхностную плотность тока распределенной периодически по всей боковой поверхности.

Модель поставленной задачи с учетом допущений изображена на рисунке. Согласно [Л. 2] индуктивность рассеяния лобовых частей может быть определена через энергию магнитного поля:

$$x_{л} = \frac{4\pi f p \int \bar{A} \bar{d} V}{m I_{\phi}^2}, \quad (1)$$

где \bar{d} — вектор плотности тока; m — число фаз; I_{ϕ} — действующее значение тока фазы; \bar{A} — векторный потенциал магнитного поля.

С учетом принятых допущений уравнение (1) может быть преобразовано:

$$x_{л} = \frac{4\pi f p}{m I_{\phi}^2} \int_0^{L_{л}} dz \int_0^{2\tau_{л}} (A_x \delta_x + A_z \delta_z) dx, \quad (2)$$

где $\tau_{л}$ — полюсное деление в зоне лобовых частей; $L_{л}$ — вылет лобовых частей.

Проводимость потока рассеяния лобовых частей

$$\lambda_{л} = \frac{2pqx_{л}}{4\pi f \mu_0 \omega^2 (D_2 - D_1)}, \quad (3)$$

где x — число витков в фазе; q — число витков на полюс и фазу; p — число пар полюсов.

Для определения величины вектора \bar{A} следует найти распределение магнитного поля в области 2 (см. рисунок).

В областях, не занятых токами, напряженность магнитного поля

$$H = -\text{grad } U, \quad (4)$$

где U — скалярный потенциал поля.

Распределение скалярного потенциала определяется уравнением Лапласа:

$$\Delta U = 0.$$

Составляющие вектора поверхностной плотности тока согласно [Л. 3] записываются в виде:

$$\delta_x = 2\delta_m \frac{\beta \tau_{л}}{2L_{л}} \cos \frac{\pi x}{\tau_{л}} \cos \left(\frac{\pi \beta z}{2L_{л}} + \frac{1-\beta}{2} \pi \right); \quad (5)$$

$$\delta_z = 2\delta_m \sin \frac{\pi x}{\tau_{л}} \sin \left(\frac{\pi \beta z}{2L_{л}} + \frac{1-\beta}{2} \pi \right), \quad (6)$$

где $\delta_m = \frac{\pi F_1}{2\tau_{л} k_y}$; F_1 — н. с. статорной обмотки; k_y — коэффициент укорочения.

Выражение для скалярного потенциала будем искать в аналогичном виде.

Для области 1, учитывая, что при $y \rightarrow -\infty$ $U \rightarrow 0$, запишем:

$$U_1 = B_1 \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{л}} + \frac{\pi}{2} (1 - \beta) \right] \cos \frac{\pi x}{\tau_{л}} e^{\alpha y}. \quad (7)$$

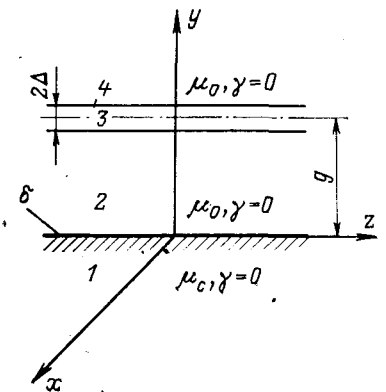
Для области 2

$$U_2 = \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{л}} + \frac{\pi}{2} (1 - \beta) \right] \cos \frac{\pi x}{\tau_{л}} [A_2 e^{\alpha y} + B_2 e^{-\alpha y}], \quad (8)$$

где

$$\alpha = \sqrt{\left(\frac{\pi}{\tau_{л}} \right)^2 + \left(\frac{\pi \beta}{2L_{л}} \right)^2}.$$

Для определения постоянных интегрирования следует учесть условия на граничных поверхностях



Расчетная модель поля рассеяния лобовых частей обмотки статора.

[Л. 4], тогда

$$\mu_c \frac{\partial U_1}{\partial y} \Big|_{y=0} = \mu_0 \frac{\partial U_2}{\partial y} \Big|_{y=0}; \quad (9)$$

$$\frac{\partial U_1}{\partial x} \Big|_{y=0} = \frac{\partial U_2}{\partial x} \Big|_{y=0} = \delta_z. \quad (10)$$

Если считать, что область 3 заполнена ферромагнетиком с $\mu \rightarrow \infty$, что соответствует наличию стальных магнитопроводящих станины или вала, то

$$\frac{\partial U_2}{\partial x} \Big|_{y=g} = 0. \quad (11)$$

Подставляя значения U_1 и U_2 в уравнения (9)–(11) и решая их относительно постоянных интегрирования, получаем:

$$A_2 = \delta_z \frac{\tau_\pi}{\pi} + \frac{\delta_z \tau_\pi e^{\alpha g}}{\pi e^{-\alpha g} + e^{\alpha g}}; \quad (12)$$

$$B_2 = \frac{-\delta_z \frac{\tau_\pi}{\pi} e^{\alpha g}}{e^{-\alpha g} - e^{\alpha g}}. \quad (13)$$

При выводе окончательных выражений для A_2 и B_2 положено, что $\mu_c \gg \mu_0$.

Таким образом, в области 2 распределение скалярного магнитного потенциала описывается уравнением

$$U_2 = \frac{2\delta_m \pi}{\tau_\pi} \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_\pi} + \frac{\pi}{2} (1 - \beta) \right] \cos \frac{\pi x}{\tau_\pi} \left[1 + \frac{e^{\alpha g}}{e^{-\alpha g} - e^{\alpha g}} e^{\alpha y} - \frac{e^{\alpha g}}{e^{-\alpha g} - e^{\alpha g}} e^{-\alpha y} \right]. \quad (14)$$

Для случая отсутствия ферромагнитного корпуса или вала уравнение (14) может быть преобразовано предельным переходом при $g \rightarrow \infty$:

$$U_2 = \frac{2\delta_m \tau_\pi}{\pi} \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_\pi} + \frac{\pi}{2} (1 - \beta) \right] \cos \frac{\pi x}{\tau_\pi} e^{-\alpha y}. \quad (15)$$

Исходя из определенного в (15) распределения магнитного поля, можно найти распределение векторного потенциала:

$$\text{rot } \vec{A} = \vec{B}. \quad (16)$$

Так как составляющая $A_y = 0$ вследствие того, что $\delta_y = 0$, то

$$B_x = \frac{\partial A_z}{\partial y}; \quad (17)$$

$$B_z = -\frac{\partial A_x}{\partial y}. \quad (18)$$

Таким образом

$$A_z = -\mu_0 \int \frac{\partial U_2}{\partial x} dy; \quad (19)$$

$$A_x = \mu_0 \int \frac{\partial U_2}{\partial z} dy. \quad (20)$$

Подставляя значение U_2 из (15) в (19) и (20), определяем A_x и A_z :

$$A_z = \frac{2}{\alpha} \mu_0 \delta_m \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_\pi} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right] \sin \frac{\pi x}{\tau_\pi} e^{-\alpha y}; \quad (21)$$

$$A_x = \frac{\delta_m \tau_\pi \beta}{\alpha L_\pi} \mu_0 \cos \left[\frac{\pi \beta z}{2L_\pi} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right] \cos \frac{\pi x}{\tau_\pi} e^{-\alpha y}. \quad (22)$$

Используя уравнения (2), (3), (5), (6), (21) и (22) и учитывая, что

$$F_1 = \frac{m \sqrt{2}}{\pi} \frac{\omega k_{os}}{p} I, \quad (23)$$

определяем значение

$$\lambda_\pi = \frac{q^2 \tau_\pi^2 \beta^2 k_p^2 m}{2(D_2 - D_1) \pi L_\pi^2 + \left(\frac{\beta \tau_\pi}{2}\right)^2} \frac{\pi \beta - \sin \pi \beta}{\pi \beta} + \frac{2qL_\pi^2 m k_p^2}{(D_2 - D_1) \pi L_\pi^2 + \left(\frac{\beta \tau_\pi}{2}\right)^2} \frac{\pi \beta + \sin \pi \beta}{\pi \beta}. \quad (24)$$

Полное значение λ_π складывается из проводимости потока рассеяния наружных лобовых частей ($\lambda_{\pi,н}$) и проводимости потока рассеяния внутренних лобовых частей ($\lambda_{\pi,в}$).

Вследствие того, что наличие станины и вала машины приводит к изменению потоков рассеяния лобовых частей, следует учесть их воздействие коэффициентом влияния k_π . Следовательно,

$$\lambda_\pi = \lambda_{\pi,н} k_{\pi 1} + \lambda_{\pi,в} k_{\pi 2}. \quad (25)$$

Если станина или вал электрической машины выполнены из ферромагнитных материалов с высокой проницаемостью и низкой электропроводностью, то коэффициент влияния

$$k_\pi = \frac{B_{yж}}{B_y} \Big|_{y=0}, \quad (26)$$

где $B_{yж}$ — нормальная компонента индукции при наличии ферромагнитной массы в области 3 (см. рисунок); B_y — то же при отсутствии ферромагнитных масс в области 3. Или же

$$k_\pi = \frac{\frac{\partial U_2}{\partial y} \Big|_{y=0}}{\frac{\partial U_2}{\partial y} \Big|_{y=0, g \rightarrow \infty}}. \quad (27)$$

Подставляя значение U_2 из (14) и (15), получаем:

$$k_\pi = \text{cth } \alpha g. \quad (28)$$

Для определения коэффициента влияния при наличии немагнитных электропроводящих станины или вала можно использовать принцип суперпозиции:

$$k_\pi = \frac{B_y \Big|_{y=0} + b_y \Big|_{y=0}}{B_y \Big|_{y=0}}, \quad (29)$$

где B_y — индукция магнитного поля при отсутствии в области 3 рисунка проводящих масс; b_y — индукция магнитного поля, создаваемого вихревыми токами, протекающими в экранирующей полепроводящей среде.

Для нахождения распределения поля вихревых токов можно воспользоваться уравнениями Максвелла в комплексной форме:

$$\text{rot } \vec{h} = \vec{\delta}_u; \quad (30)$$

$$\text{rot } \vec{\delta}_u = -jk^2 (\vec{H} + \vec{h}), \quad (31)$$

где δ_u — вектор плотности вихревых токов;

$$k^2 = \omega \gamma \mu_0. \quad (32)$$

Уравнения (30) и (31) приводятся к виду:

$$\Delta \delta_u = jk^2 \delta_u. \quad (33)$$

По аналогии с выражениями (5) и (6) решение уравнения (33) ищем в виде:

$$\delta_{ux} = \cos \frac{\pi x}{\tau_{\pi}} \cos \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{\pi}} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right] (A_1 e^{-\beta y} + B_1 e^{\beta y}); \quad (34)$$

$$\delta_{uz} = \sin \frac{\pi x}{\tau_{\pi}} \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{\pi}} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right] (A_2 e^{-\beta y} + B_2 e^{\beta y}). \quad (35)$$

Значение δ_{uy} будем полагать равным нулю, считая экранирующую область 3 достаточно тонкой. Тогда в силу того, что

$$\operatorname{div} \bar{\delta}_u = 0; \quad (36)$$

$$A_2 = \frac{2L_{\pi}}{\beta \tau_{\pi}} A_1 = \frac{2L_{\pi}}{\beta \tau_{\pi}} A; \quad (37)$$

$$B_2 = \frac{2L_{\pi}}{\beta \tau_{\pi}} B_1 = \frac{2L_{\pi}}{\beta \tau_{\pi}} B. \quad (38)$$

Подставляя выражения (34) и (35) с учетом (37) и (38) в уравнение (33), определяем значение p :

$$p = \sqrt{jk^2 + \frac{\pi^2}{\tau_{\pi}^2} + \left(\frac{\pi \beta}{2L_{\pi}}\right)^2} = \sqrt{jk^2 + \alpha^2}. \quad (39)$$

Распределение скалярного потенциала магнитного поля, создаваемого вихревыми токами в областях 1, 2 и 4 рисунка, описывается уравнением Лапласа

$$\Delta P = 0.$$

Значения P будем определять в виде:

$$P_1 = \cos \frac{\pi x}{\tau_{\pi}} \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{\pi}} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right] C_1 e^{\alpha y}; \quad (40)$$

$$P_2 = \cos \frac{\pi x}{\tau_{\pi}} \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{\pi}} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right] (C_{21} e^{-\alpha y} + C_{22} e^{\alpha y}); \quad (41)$$

$$P_4 = \cos \frac{\pi x}{\tau_{\pi}} \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{\pi}} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right] C_4 e^{-\alpha y}. \quad (42)$$

Для определения постоянных интегрирования следует учесть условия на граничных поверхностях, как это было сделано ранее:

$$\mu_c \frac{\partial P_1}{\partial y} \Big|_{y=0} = \mu_0 \frac{\partial P_2}{\partial y} \Big|_{y=0}; \quad (43)$$

$$\frac{\partial P_1}{\partial x} \Big|_{y=0} - \frac{\partial P_2}{\partial x} \Big|_{y=0} = 0. \quad (44)$$

Введя допущения, что экранирующая область 3 тонкая и нормальная составляющая индукции в ней остается постоянной, можно дополнительно записать следующее уравнение:

$$\frac{\partial P_2}{\partial y} \Big|_{y=g-\Delta} = \frac{\partial P_4}{\partial y} \Big|_{y=g+\Delta}. \quad (45)$$

Применив закон полного тока к контуру, лежащему на границах области 3 со сторонами z и 2Δ , пренебрегая при этом падением магнитного потенциала на боковых сторонах 2Δ , можно дополнить

систему уравнением:

$$-\int_0^z \frac{\partial P_4}{\partial z} \Big|_{y=g+\Delta} dz + \int_0^z \frac{\partial P_2}{\partial z} \Big|_{y=g-\Delta} dz = \int_0^z \int_{g-\Delta}^{g+\Delta} \delta_{ux} dy dz. \quad (46)$$

Подставляя значения P_1 , P_2 и P_4 из уравнений (40) — (42) в (43) — (46) и решая их относительно постоянных интегрирования, получаем:

$$C_{22} = \frac{L_{\pi}}{\pi \beta} \frac{2}{p} e^{-\alpha(g-\Delta)} \operatorname{sh} p \Delta (A e^{-\beta g} + B e^{\beta g}); \quad (47)$$

$$C_{21} = -C_{22}; \quad (48)$$

$$C_4 = -\frac{4L_{\pi}}{\pi \beta p} e^{2\alpha \Delta} (A e^{-\beta g} + B e^{\beta g}) \operatorname{ch} \alpha (g - \Delta) \operatorname{sh} p \Delta. \quad (49)$$

Для определения постоянных A и B следует использовать уравнение (31), применив его на границах между областями 2 и 3, а также 3 и 4:

$$\frac{\partial P_2}{\partial x} \Big|_{y=g-\Delta} + \frac{\partial U_2}{\partial x} \Big|_{y=g-\Delta} = j \frac{1}{k^2} \operatorname{rot}_x \delta_u \Big|_{y=g-\Delta}; \quad (50)$$

$$\frac{\partial U_2}{\partial x} \Big|_{y=g+\Delta} + \frac{\partial P_4}{\partial x} \Big|_{y=g+\Delta} = j \frac{1}{k^2} \operatorname{rot}_x \delta_u \Big|_{y=g+\Delta}. \quad (51)$$

Решая эти уравнения относительно постоянных A и B при $g \gg \Delta$, получаем:

$$A = \frac{j \delta_m \beta \tau_{\pi} k^2 e^{p g + \alpha g} \left[\frac{1}{p} \operatorname{sh} p \Delta + j \frac{1}{k^2} p \operatorname{sh} \Delta (p + \alpha) \right]}{\left(1 + j \frac{p^2}{k^2} \right) L_{\pi} \operatorname{sh} 2 p \Delta}; \quad (52)$$

$$B = \frac{j \delta_m \beta \tau_{\pi} k^2 e^{-\alpha g - p g} \left[\frac{1}{p} \operatorname{sh} p \Delta + j \frac{1}{k^2} p \operatorname{sh} \Delta (p - \alpha) \right]}{\left(1 + j \frac{p^2}{k^2} \right) L_{\pi} \operatorname{sh} 2 p \Delta}. \quad (53)$$

Используя уравнения (41), (47), (48), (52) и (53), можно записать значения скалярного магнитного потенциала поля, создаваемого вихревыми токами в экране, в области 2 (см. рисунок):

$$P_2 = \frac{2j \delta_m \tau_{\pi} k^2 e^{-\alpha g}}{\pi p^2} \operatorname{th} p \Delta \operatorname{sh} \alpha g \operatorname{sh} \alpha y \cos \frac{\pi x}{\tau_{\pi}} \times \sin \left[\frac{\pi \beta z}{2L_{\pi}} + (1 - \beta) \frac{\pi}{2} \right]. \quad (54)$$

Коэффициент влияния в комплексном виде определяется из выражения (29):

$$k'_{\pi} = \frac{\frac{\partial U_2}{\partial y} \Big|_{y=0} + \frac{\partial P_2}{\partial y} \Big|_{y=0}}{\frac{\partial U_2}{\partial y} \Big|_{y=0}}. \quad (55)$$

Подставляя значения U_2 и P_2 из (15) и (54), получаем:

$$k'_{\pi} = 1 - \frac{e^{-\alpha g}}{2} \operatorname{sh} \alpha g \times \left[\frac{\operatorname{sh} 2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}}}{\operatorname{ch}^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} \cos^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} + \operatorname{sh}^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} \sin^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}}} + j \frac{\sin 2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}}}{\operatorname{ch}^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} \cos^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} + \operatorname{sh}^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} \sin^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}}} \right]. \quad (56)$$

Для определения $\lambda_{л}$ следует использовать реальную часть комплекса $k'_{л}$, так как мнимая часть его указывает на приносимые вихревыми токами в экране добавочные потери в лобовых частях обмотки статора:

$$k_{л} = \operatorname{Re} k'_{л};$$

$$k_{л} = 1 - \frac{e^{-\alpha g} \operatorname{sh} \alpha g \operatorname{sh} 2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}}}{2 \left(\operatorname{ch}^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} \cos^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} + \operatorname{sh}^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} \sin^2 \frac{\Delta k}{\sqrt{2}} \right)}. \quad (57)$$

В заключение следует провести сравнения значения индуктивного сопротивления обмотки статора (x_1), определенного экспериментально для двухстаторного торцевого электродвигателя $P = 60$ кВт, $n = 3000$ об/мин, $U = 380$ в, имеющего станину из латуни и вал из немагнитной стали, со значением x_1 , в котором рассеяние лобовых частей рассчитано по предлагаемой методике.

Для определения опытного значения x_1 был проведен следующий эксперимент. От сети было подано номинальное напряжение на обмотку статора № 1 (обмотка статора № 2 была разомкнута). Машиной постоянного тока скорость вращения торцевого электродвигателя была поднята до синхронной (скорость контролировалась по стробоскопу). Измерялись при этом напряжение на разомкнутой обмотке статора № 2, равное э. д. с. статора № 1, ток в обмотке статора № 1 и забираемая мощность. Из полученных данных определялось значение x_1 по формуле, выведенной из

анализа векторной диаграммы:

$$x_1 = \frac{U}{I} \sin \varphi - \sqrt{\left(\frac{U}{I} \sin \varphi \right)^2 - \frac{U^2 - E^2}{I^2} - 2UIr_1 \cos \varphi + r_1^2}.$$

Экспериментально определенное значение $x_1 = 0,75$ ом; расчетное значение $x_1 = 0,809$ ом. Составляющие пазного и дифференциального рассеяния рассчитаны согласно [Л. 5]. Расхождение расчетного и опытного значения x_1 равно 7,86%. Для сравнения приведенное значение $x_1 = 0,512$ ом, в котором составляющая индуктивности лобовых частей найдена по формуле, используемой для расчета в машинах нормального радиального исполнения [Л. 5]. Здесь расхождение с экспериментом достигает 33%.

Как видно из сравнения опытных и расчетных данных, предлагаемая методика, несмотря на сравнительно большое количество упрощений, принятых при ее построении, является вполне приемлемой для инженерных расчетов проводимости рассеяния лобовых частей торцевых машин переменного тока средней мощности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Никитин Б. А. Особенности расчета параметров и характеристик асинхронных двигателей с аксиальным воздушным зазором.— В кн.: Параметры электрических машин переменного тока. Киев, «Наукова думка», 1968.
2. Нейман Л. Р., Калантаров П. Л. Теоретические основы электротехники. М., Госэнергоиздат, 1959, ч. III.
3. Данилевич Я. Б. и др. Параметры электрических машин переменного тока. М., «Наука», 1965.
4. Тамм И. Е. Основы теории электричества. ГИТТИ, 1956.
5. Постников И. М. Проектирование электрических машин. ГИТЛУ, 1960.

[22.6.1973]



УДК 621.313.222.012.6.001.24

Метод аналитического расчета механических характеристик двигателя последовательного возбуждения

ПОПОВ А. Н.

Липецк

Используемые в настоящее время для определения характеристик двигателей последовательного возбуждения графические и графо-аналитические методы связаны с достаточно громоздкими построениями, что усложняет расчеты, ограничивает их точность и, кроме того, в значительной степени затрудняет анализ работы регулируемых электроприводов. В то же время, аналитические методы выражения механических характеристик двигателей последовательного возбуждения не нашли до сих пор применения главным образом из-за возникавших трудностей при определении постоянных коэффициентов уравнения, аппроксимирующего кривую намагничивания машины, и сложности получавшихся конечных зависимостей, оказывавшихся непригодными для практических расчетов [Л. 1—3]. Ниже делается попытка преодолеть указанные затруднения.

Уравнение кривой намагничивания. Из большого числа математических зависимостей, которые могут быть использованы для аппроксимации кривой намагничивания машины постоянного тока [Л. 4 и 5], наиболее удобным в данном случае оказывается уравнение гиперболы:

$$\Phi^{\partial} = \frac{aI^{\partial}}{1 + (a-1)I^{\partial}}, \quad (1)$$

где $I^{\partial} = \frac{I}{I_m}$, $\Phi^{\partial} = \frac{\Phi}{\Phi_m}$ — долевые выражения тока I и потока возбуждения Φ двигателя, относительно принятых за максимальные (I_m, Φ_m); a — постоянный коэффициент.

Постоянная a может быть определена с известным приближением по точкам экспериментальной кривой намагничивания (холостого хода) машины.

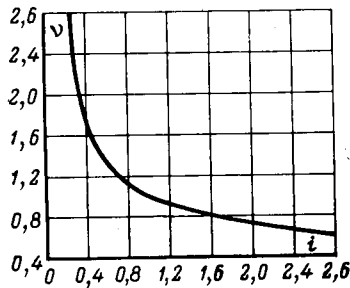


Рис. 1. Универсальная скоростная характеристика двигателя последовательного возбуждения типа МП и ДП мощностью 10 кВт и выше при напряжении 220 в (i, v — доли выражения тока и скорости вращения относительно номинальных).

Однако наиболее простой и надежный способ обеспечивается использованием универсальной скоростной характеристики, которая приводится в каталогах для каждого типа двигателей с учетом насыщения и реакции якоря [Л. 1 и 2]. Величина рассчитывается по формуле, вытекающей из уравнения (1):

$$a = \frac{1/I^{\delta} - 1}{1/\Phi^{\delta} - 1} = \frac{I_m/I - 1}{\Phi_m/\Phi - 1} \quad (2)$$

Поскольку точность аппроксимации в общем случае зависит от выбора крайней «базисной» точки (и тем выше, чем ближе выбрана эта точка на кривой), значения координат I_m, Φ_m при вычислении коэффициента a необходимо принимать исходя из конкретно решаемой задачи. Если, например, по условию задачи максимальная величина тока двигателя равна номинальному, то за максимальные величины тока и потока следует принять их номинальные значения.

В качестве примера рассмотрим порядок определения постоянной a для двигателя последовательного возбуждения ДП-41 (17 кВт, 220 в, 94 а, 630 об/мин) с тем, чтобы сравнить далее результаты аналитического расчета механических характеристик этого двигателя с расчетными величинами, полученными графо-аналитическим методом в [Л. 3].

На рис. 1 показана универсальная скоростная характеристика двигателей типа МП и ДП [Л. 2]. Кривая рассчитана в относительных единицах ($v = \omega/\omega_n, i = I/I_n$) при напряжении $U = 220$ в. По универсальной характеристике находятся точки кривой намагничивания двигателя, причем значения магнитного потока определяются величиной удельной э. д. с.:

$$\frac{E}{\omega} = k\Phi = \frac{U - IR_{\text{я}}}{\omega} \quad (3)$$

где E — э. д. с. двигателя; ω — скорость вращения; k — постоянная машины; $R_{\text{я}}$ — сопротивление цепи якоря (рис. 2), слагающееся из сопротивления меди r_m (сопротивления якоря, добавочных полюсов и последовательной обмотки), щеток $r_{\text{щ}}$ и добавочного $r_{\text{доб}}$. Для двигателя ДП-41 имеем [Л. 2]:

$$R_{\text{я}} = r_m + r_{\text{щ}} + r_{\text{доб}} = 0,346 \text{ ом.}$$

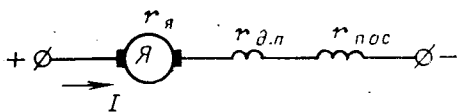


Рис. 2. Схема включения двигателя последовательного возбуждения.

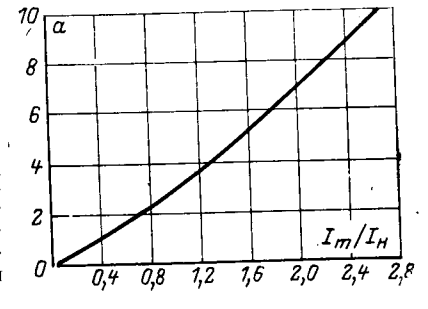


Рис. 3. Зависимость среднего значения коэффициента a уравнения кривой намагничивания двигателей типа МП и ДП (мощностью 10 кВт и выше) от относительной величины тока якоря, принятого за максимальный I_m/I_n .

Отсюда уравнение (3) принимает вид:

$$k\Phi = \frac{220 - 0,346I}{\omega} \quad (4)$$

По (4) и (2) с использованием универсальной скоростной характеристики (рис. 1) в таблице приведены результаты расчета коэффициента a для двух положений крайней точки на кривой намагничивания: $a = 3,0$ при $I_m = I_n$; $a = 4,7$ при $I_m = 1,5I_n$.

С помощью универсальной скоростной характеристики и уравнения (2) на рис. 3 построена кривая зависимости среднего значения коэффициента a от величины отношения I_m/I_n . Эта кривая является универсальной, и ее использование при расчетах с двигателями данного типа освобождает от необходимости вычисления коэффициента a .

Уравнение механической характеристики. Для электроприводов с двигателями постоянного тока справедливы следующие уравнения:

$$U = k\Phi\omega + IR; \quad (5)$$

$$M \approx M_{\text{эл}} = k\Phi I, \quad (6)$$

где $M_{\text{эл}}$ и M — электромагнитный момент и момент на валу двигателя.

Согласно этим уравнениям

$$\omega = \frac{U}{k\Phi} - \frac{MR}{k^2\Phi^2} \quad (7)$$

В двигателях последовательного возбуждения ток якоря I создает магнитный поток возбуждения Φ , и зависимость между током и потоком машины устанавливается на основании уравнения (1):

$$I = \frac{I_m\Phi}{a\Phi_m - (a-1)\Phi} \quad (8)$$

Подставляя (8) в (6), после преобразований получаем:

$$\Phi = C'M \left(\sqrt{1 + \frac{D}{M}} - 1 \right), \quad (9)$$

где

$$C' = \frac{(a-1)\Phi_m}{2M_m}; \quad D = \frac{4aM_m}{(a-1)^2};$$

$$M_m^* = k\Phi_m I_m.$$

С учетом (9) находим аналитическое выражение механической характеристики двигателя:

$$\omega = \frac{U}{CM \left(\sqrt{1 + \frac{D}{M}} - 1 \right)} - \frac{R}{C^2 M \left(\sqrt{1 + \frac{D}{M}} - 1 \right)^2}, \quad (10)$$

Расчет коэффициента a уравнения кривой намагничивания двигателя ДП-41 последовательного возбуждения при двух значениях максимального тока ($I_m = I_H = 94$ а; $I_m = 1,5 I_H = 141$ а)

По универсальной скоростной характеристике (рис. 1)		$I, \text{ а}$	$\omega, \text{ рад/сек}$	$IR, \text{ в}$	$E=220-IR, \text{ в}$	$k\Phi=E/\omega, \text{ в}\cdot\text{сек}$	$I_m = 94 \text{ а}; k\Phi_m = 2,841, \text{ в}\cdot\text{с}\cdot\text{к}$				$I_m = 141 \text{ а}; k\Phi_m = 3,124, \text{ в}\cdot\text{с}\cdot\text{к}$			
$i = I/I_H$	$v = \omega/\omega_H$						$I_m/I=94/I$	$\frac{k\Phi_m = 2,841}{k\Phi}$	a	$a_{\text{ср}}$	$I_m/I=141/I$	$\frac{k\Phi_m = 3,124}{k\Phi}$	a	$a_{\text{ср}}$
0,3	2,28	28,2	150,4	9,8	210,2	1,398	3,333	2,032	2,261	3,0	5,000	2,235	3,239	
0,4	1,75	37,6	115,4	13,0	207,0	1,794	2,500	1,584	2,570		3,750	1,741	3,711	
0,5	1,45	47,0	95,7	16,3	203,7	2,129	2,000	1,334	2,990		3,000	1,467	4,283	
0,6	1,28	56,4	84,4	19,5	200,5	2,364	1,667	1,202	3,304		2,500	1,321	4,673	
0,7	1,19	65,8	78,5	22,8	197,2	2,512	1,429	1,131	3,272		2,143	1,244	4,684	
0,8	1,11	75,2	73,2	26,0	194,0	2,650	1,250	1,072	3,468		1,875	1,179	4,888	
0,9	1,05	84,6	69,3	29,3	190,7	2,752	1,111	1,032	3,436		1,667	1,135	4,941	
1,0	1,00	94,0	66,0	32,5	187,5	2,841	1,000	1,000			1,500	1,100	5,000	
1,1	0,95	103,4	62,7	35,8	184,2	2,938					1,364	1,063	5,778	
1,2	0,92	112,8	60,7	39,0	181,0	2,982					1,250	1,048	5,208	
1,4	0,86	131,6	56,7	45,5	174,5	3,078					1,071	1,015	4,792	
1,5	0,83	141,0	54,8	48,5	171,2	3,124					1,000	1,000		

Примечание. Сопротивление цепи якоря $R = 0,346$ ом.

Где

$$C = kC' = \frac{(a-1)k\Phi_m}{2M_m} = \frac{f(a-1)}{2I_m}$$

Дополним это выражение зависимостями, которые могут быть полезны при решении задач с двигателями последовательного возбуждения.

Запишем значение потока Φ , определяемое выражением (1), в абсолютном выражении:

$$\Phi = \frac{a\Phi_m I}{I_m + (a-1)I} \quad (11)$$

Подставляя (11) в (5), получаем уравнение скоростной характеристики двигателя:

$$\omega = \frac{(U-IR)[I_m + (a-1)I]}{ak\Phi_m I} \quad (12)$$

По (6) с учетом (11) найдем зависимость момента от тока двигателя:

$$M = \frac{ak\Phi_m I^2}{I_m + (a-1)I} \quad (13)$$

Отсюда имеем:

$$I = FM \left(1 + \sqrt{1 + \frac{D}{M}} \right), \quad (14)$$

где

$$F = \frac{(a-1)I_m}{2aM_m} = \frac{a-1}{2ak\Phi_m} \quad (15)$$

Если подставить (14) в (12), то получим уравнение механической характеристики (10).

Следуя условию задачи, рассматриваемой в [Л. 3], найдем величину дополнительного сопротивления R_d , которое необходимо включить в цепь якоря двигателя ДП-41, чтобы при $I=I_H$ снизить скорость до 200 об/мин (20,9 рад/сек). Принимая в (12) $I=I_m=I_H$, имеем:

$$\omega = \frac{U - I_H R_1}{k\Phi_H}$$

откуда

$$R_1 = \frac{U - \omega k\Phi_H}{I_H} = 1,71 \text{ ом.}$$

Следовательно, $R_d = R_1 - R_H = 1,36$ ом, что близко к результату, полученному в [Л. 3].

Установленные выше зависимости могут быть представлены в относительных величинах, когда за базовые принимаются номинальные значения параметров двигателя:

$$i = \frac{I}{I_H}; \quad v = \frac{\omega}{\omega_H}; \quad \mu = \frac{M}{M_H}; \quad u = \frac{U}{E_H}; \quad \rho = \frac{I_H R}{E_H} \quad (16)$$

Из (11) при условии

$$I_m \geq I_H \quad (17)$$

находим:

$$\frac{\Phi_m}{\Phi_H} = \frac{\gamma + (a-1)}{a}, \quad (18)$$

где

$$\gamma = \frac{I_m}{I_H} \geq 1. \quad (19)$$

С учетом зависимостей (16)–(19) выражения для скоростной и механической характеристик (12) и (10) принимают вид:

$$v = \frac{(u - i\rho)(1 + bi)}{(1 + b)i}; \quad (20)$$

$$v = \frac{u}{c\mu \left(\sqrt{1 + \frac{d}{\mu}} - 1 \right)} \frac{\rho}{c^2\mu \left(\sqrt{1 + \frac{d}{\mu}} - 1 \right)^2}, \quad (21)$$

где

$$b = \frac{a-1}{\gamma}; \quad c = \frac{(a-1)}{2\gamma};$$

$$d = \frac{4\gamma[\gamma + (a-1)]}{(a-1)^2}.$$

Аналогично вместо (13) получаем:

$$\mu = \frac{(1+b)i^2}{1+bi}.$$

На рис. 4 построены по (21) естественная (кривая 1) и реостатная (кривая 2) характеристики двигателя ДП-41 на основании полученных расчетных зависимостей:

$$v = \frac{1,173}{\mu \left(\sqrt{1 + \frac{3}{\mu}} - 1 \right)} \frac{0,173}{\mu \left(\sqrt{1 + \frac{3}{\mu}} - 1 \right)^2}; \quad (22)$$

$$v = \frac{1,173}{\mu \left(\sqrt{1 + \frac{3}{\mu}} - 1 \right)} \frac{0,857}{\mu \left(\sqrt{1 + \frac{3}{\mu}} - 1 \right)^2}. \quad (23)$$

Здесь $\gamma=1$; $a=3$; $c=1$; $d=3$; $u=1,173$. Разница лишь в значениях ρ : для естественной характеристики $\rho=0,173$; для искусственной характеристики $\rho=0,857$.

Режим торможения противовключением. Уравнения характеристик привода в этом режиме получаются из предыдущих, если в них изменить знак скорости ω . Тогда

$$\omega = \frac{R}{C^2 M \left(\sqrt{1 + \frac{D}{M}} - 1 \right)^2} - \frac{U}{C M \left(\sqrt{1 + \frac{D}{M}} - 1 \right)}; \quad (24)$$

$$\omega = \frac{(IR - U) [I_m + (a - 1) I]}{ak\Phi_m I} \quad (25)$$

или

$$v = \frac{\rho}{c^2 \mu \left(\sqrt{1 + \frac{d}{\mu}} - 1 \right)^2} - \frac{u}{c \mu \left(\sqrt{1 + \frac{d}{\mu}} - 1 \right)}; \quad (26)$$

$$v = \frac{(i\rho - u) (1 + bi)}{(1 + b) i} \quad (27)$$

Продолжая рассматривать задачу расчета привода с двигателем ДП-41 [Л. 3], найдем сопротивление противовключения R_{Π} , которым обеспечивается режим торможения со скоростью $20,9 \text{ рад/сек}$ при $I=1,5I_H$.

Полагаем в (27) $I=I_m=1,5I_H$, тогда

$$\omega = \frac{(1,5I_H R_2 - U)}{k\Phi_m}$$

Отсюда

$$R_2 = \frac{U + \omega k\Phi_m}{1,5I_H} = 2,023 \text{ ом} \text{ и } R_{\Pi} = R_2 - R_{я} = 1,67 \text{ ом}.$$

Полученный результат близок к найденному в [Л. 3].

Развиваемый тормозной момент определится с помощью (13), из которого при $I=I_m=1,5I_H$, имеем:

$$M = k\Phi_m \cdot 1,5I_H = 440,5 \text{ н} \cdot \text{м}.$$

Следовательно,

$$\mu = M/M_H = 1,65.$$

Значения постоянных в (26) при заданных условиях торможения двигателя ДП-41 составляют: $a=4,7$; $\gamma=1,5$; $c=1,233$; $d=2,279$; $\rho=1,014$; $u=1,173$.

Уравнение механической характеристики запишется в виде:

$$v = \pm \frac{0,951}{\mu \left(\sqrt{1 + \frac{2,279}{\mu}} - 1 \right)} \mp \frac{0,667}{\mu \left(\sqrt{1 + \frac{2,279}{\mu}} - 1 \right)^2} \quad (28)$$

Здесь верхний знак относится к двигательному, а нижний — к тормозному режиму. Кривая по (28) построена на рис. 4 (кривая 3).

Режим динамического торможения с самовозбуждением. При динамическом торможении подво-

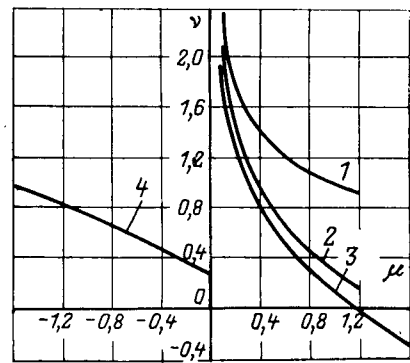


Рис. 4. Механические характеристики двигателя ДП-41 в относительных единицах, рассчитанные по аналитическим зависимостям.

1 — естественная; 2, 3 — резонантные; 4 — тормозная при самовозбуждении.

димое напряжение U равно нулю. Следовательно, вместо (10) и (12) получим:

$$\omega = - \frac{R}{C^2 M \left(\sqrt{1 + \frac{D}{M}} - 1 \right)^2}; \quad (29)$$

$$\omega = - \frac{R [I_m + (a - 1) I]}{ak\Phi_m} \quad (30)$$

Аналогично из (21) имеем:

$$v = - \frac{\rho}{c^2 \mu \left(\sqrt{1 + \frac{d}{\mu}} - 1 \right)^2} \quad (31)$$

Найдем для двигателя ДП-41 сопротивление динамического торможения с номинальной скоростью при $I=1,5I_H$.

Принимая в (30) $I=I_m=1,5I_H$ и $\omega=\omega_{\Pi}$, получаем:

$$R_3 = \frac{\omega_{\Pi} k\Phi_m}{1,5I_H} = 1,462 \text{ ом}.$$

Отсюда

$$R_{\text{дин}} = R_3 - R_{я} = 1,11 \text{ ом}.$$

Для построения механической характеристики двигателя ДП-41 (рис. 4, кривая 4) выражение (31) представим в виде

$$v = - \frac{0,482}{\mu \left(\sqrt{1 + \frac{2,279}{\mu}} - 1 \right)^2},$$

где по сравнению с (28) изменяется только величина $\rho=0,733$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Андреев В. П., Сабинин Ю. А. Основы электропривода. М., Госэнергоиздат, 1963.
2. Вешеневский С. Н. Характеристики двигателей в электроприводе. М., «Энергия», 1966.
3. Чиликин М. Г. Общий курс электропривода. М., «Энергия», 1971.
4. Архангельский Б. И. Аналитическое выражение кривой намагничивания электрической машины. — «Электричество», 1950, № 3, с. 30—32.
5. Попов А. Н. Кривая намагничивания машины постоянного тока и ее уравнение. — «Изв. вузов. Электромеханика», 1967, № 7, 807 с.

[31.7.1973]

Методика вычисления напряженности поля на проводах скрещивающейся ошиновки подстанций сверхвысокого напряжения

Доктор техн. наук, проф. АЛЕКСАНДРОВ Г. Н., инж. ЯРМАРКИН М. К.

Ленинградский политехнический институт им. М. И. Калинина

Создание электропередач сверхвысокого напряжения (СВН) привело к необходимости решения ряда новых задач, к числу которых относится ограничение коронного разряда на проводах ошиновки подстанций (ограничение отношения рабочего напряжения к критическому напряжению короны). Впервые значение этой проблемы обнаружилось при включении под напряжение Конаковской подстанции 750 кВ: на ошиновке подстанции наблюдаются мощные очаги стримерной короны, обусловленные повышением напряженности поля в местах скрещивания соседних ярусов ошиновки и на ее концах у натяжных гирлянд [Л. 1]. Это обстоятельство явилось следствием недостаточно тщательного анализа условий работы многоярусной ошиновки подстанций СВН и отсутствием приемлемой при проектных проработках методики расчета полей таких систем. Изложенная в [Л. 1] методика вычисления напряженности поля на поверхности скрещивающихся проводов приводит к решению систем линейных алгебраических уравнений с порядками, превышающими возможности наиболее распространенных ЦВМ типа М220 «Минск-22» и т. д. В связи с этим возникла необходимость разработки упрощенной методики, не уступающей по точности методике [Л. 1].

Рассмотрим вначале только два перпендикулярно скрещивающихся провода конечной длины. Общепринятая методика вычисления распределения зарядов вдоль них (и соответственно напряженности поля) при заданной разности потенциалов между ними ΔU сводится к следующей последовательности операций. На проводах выделяются участки, линейная плотность зарядов на которых принимается постоянной. Поэтому увеличение числа участков разбиения N приводит к увеличению точности вычисления распределения заряда (и соответственно напряженности поля) вдоль провода. Заряд q_i на i -м участке определяется в результате решения системы уравнений:

$$U_k = \sum_{i=1}^N \alpha_{ki} q_i, \quad k = 1, 2, \dots, N, \quad (1)$$

где U_k — потенциалы участков проводов; α_{ki} — собственные (при $k=i$) и взаимные (при $k \neq i$) потенциальные коэффициенты участков проводов [Л. 1 и 2].

Напряженность поля на участке провода вычисляется в предположении равномерного распределения заряда вдоль участка. В случае расщепленных проводов необходимо учесть также неравномерность распределения напряженности поля по окружности составляющих.

При увеличении числа участков разбиения увеличивается число уравнений системы (1), что требует применения ЦВМ с большим объемом памяти и большим быстродействием. В связи с этим интересно выяснить необходимое число участков разбиения для вычисления максимальной напряженности поля на поверхности проводов в месте скрещивания ошиновки. Эта задача решалась на примере двух одинаковых скрещивающихся на расстоянии ΔH проводов конечной длины l с радиусом r_0 без учета влияния земли. В этом случае точность вычисления максимальной напряженности поля зависит от отношения длины участка разбиения l_0 к расстоянию между проводами ΔH , так как чем больше расстояние ΔH , тем обширнее зона влияния одного провода на другой.

Ниже приведена зависимость отношения вычисляемой максимальной напряженности поля в месте скрещивания E_m

к действительной ее величине E_d от отношения длины участка разбиения l_0 к кратчайшему расстоянию ΔH между скрещивающимися проводами АП-500 при $l=50$ м и $\Delta H=10$ м:

$l_0/\Delta H$	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08
E_m/E_d	1	0,9999	0,9998	0,9997	0,9996	0,9994	0,9991
$l_0/\Delta H$	0,09	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	
E_m/E_d	0,9987	0,9982	0,9905	0,9825	0,9740	0,9650	

Здесь за E_d принята величина E_m при $l_0/\Delta H=0,02$. Как видно, при уменьшении длины участков разбиения l_0 вычисляемая максимальная напряженность поля E_m в месте скрещивания проводов увеличивается, что определяется уменьшающимся влиянием усреднения напряженности поля вдоль участка, примыкающего к месту скрещивания. При отношении $l_0/\Delta H \leq 0,2$ ошибка в определении E_m не превосходит 1%, что вполне приемлемо для рассматриваемой задачи. Выполненные расчеты при других соотношениях ΔH , l и r_0 подтверждают эти данные.

С другой стороны, величина максимальной напряженности в месте скрещивания зависит от отношения общей длины скрещивающихся проводов к наименьшему расстоянию между проводами, поскольку при увеличении их длины уменьшается влияние увеличенного заряда на концах проводов на напряженность поля в месте их скрещивания. Зависимость отношения максимальных напряженностей в месте скрещивания двух проводов конечной длины E_m и бесконечной длины $E_{m\infty}$ от отношения длины l проводов АП-500 к кратчайшему расстоянию между ними ΔH имеет следующий вид:

$l/\Delta H$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$E_m/E_{m\infty}$	1,135	1,062	1,035	1,023	1,015	1,010	1,007	1,005	1,004	1,003

При $l/\Delta H \geq 8$ напряженность поля в месте скрещивания практически не отличается для случаев проводов конечной и бесконечной длины (различие менее 1%).

С учетом приведенных выше данных для вычисления напряженности поля в месте скрещивания достаточно длинных проводов необходимо каждый провод разбить на число частей, равное $l/l_0=8/0,2=40$. Отсюда следует, что для вычисления максимальной напряженности поля в месте скрещивания двух ярусов трехфазной ошиновки даже с учетом симметрии распределения напряженности поля вдоль проводов относительно места скрещивания необходимо решить систему более 120 уравнений. Необходимость существенного упрощения методики расчетов для их внедрения в практику проектирования определила целесообразность поисков другого пути решения задачи. Для этого были сопоставлены результаты расчетов напряженности поля в средней точке двух скрещивающихся и параллельных проводов одинаковой длины, расположенных на одинаковом расстоянии в обоих случаях (рис. 1). Расчеты были выполнены при числе участков разбиения каждого из проводов $N=90$.

Характер распределения напряженности поля вдоль скрещивающихся и параллельных проводов существенно различен. В первом случае в месте скрещивания имеет место максимум напряженности поля; во втором — напряженность поля увеличивается только на концах. Однако в обоих случаях независимо от отношения $l/\Delta H$ напряженность поля в середине проводов ($x=0$) оказывается одинаковой с высокой степенью точности ($E_{m,скр}=E_{0,пар}$). Интересно отметить, что при весь-

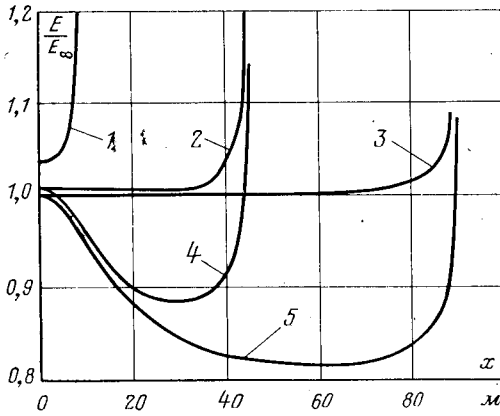


Рис. 1. Распределение относительной величины напряженности поля вдоль параллельных (1—3) и скрещивающихся (1, 4, 5) проводов АП-500 при высоте нижнего провода над землей 5 м и $\Delta H = 10$ м. (За базисную величину E_∞ принята напряженность поля на поверхности бесконечно длинных параллельных проводов.)
1 — $l = 18$ м; 2 и 4 — $l = 90$ м; 3 и 5 — $l = 180$ м.

ма малом отношении $l/2\Delta H \approx 1$ распределение напряженности поля в обоих случаях оказывается одинаковым по всей длине проводов.

Полученный результат позволяет существенно упростить методику вычисления напряженности поля в месте скрещивания проводов, заменяя их системой параллельных проводов, расположенных на расстоянии, равном кратчайшему расстоянию между скрещивающимися проводами. Однако зависимость напряженности поля в центре проводов от их длины (от отношения $l/\Delta H$) показывает, что наиболее удачным образом реализация этого метода может быть осуществлена лишь при достаточно большом отношении $l/\Delta H \geq 8$, когда исключается влияние концов проводов и поле вблизи их середины становится плоскопараллельным. В этом случае вычисление напряженности поля можно выполнить применительно к системе параллельных бесконечно длинных проводов, когда не требуется производить их разбивку на участки. Число уравнений в системе соответствует числу скрещивающихся проводов.

В системе скрещивающейся трехфазной ошиновки расчет максимальной напряженности поля осложняется наличием соседних проводов фаз (рис. 2, а). Переход от такой системы согласно вышезложенному к системе параллельных проводов путем разворота одного из ярусов ошиновки относительно центра симметрии (точка 0) не дает возможности вычислить максимальную напряженность поля на проводах в месте пересечения, так как в этом случае средние фазы обоих ярусов оказываются друг под другом. Наибольшая же напряженность поля имеет место в точке М скрещивания проводов средней и крайней фазы, у которых векторы напряжения сдвинуты на 120° , что подтверждается расчетами. Поэтому расчетная система параллельных проводов может быть получена разворотом на 90° одного из ярусов ошиновки относительно точки М (рис. 2, б). В этой системе максимальная напряженность

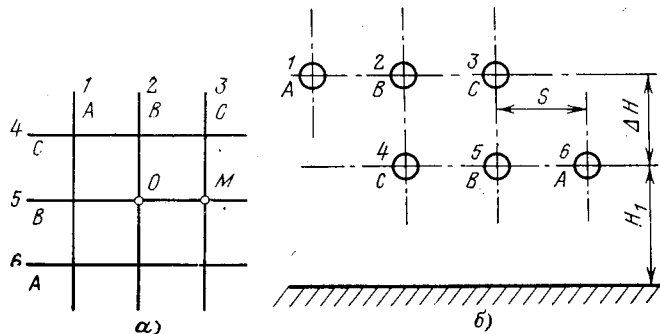


Рис. 2. Расчетные системы проводов.

а — скрещивающиеся ярусы ошиновки в плане; б — система параллельных проводов, полученная в результате разворота одного яруса относительно точки М рис. 2, а.

поля соответствует проводу 5, окруженному с трех сторон проводами других фаз так же, как в точке М на рис. 1, а. На проводе 2 напряженность поля меньше, так как он дальше от земли.

При достаточно малом отношении радиуса расщепления r_p к расстоянию D между проводами $r_p/D \leq 0,1$ можно пренебречь неравномерностью распределения зарядов по составляющим расщепленных проводов и замещать каждую фазу скрещивающейся ошиновки эквивалентным по емкости одиночным проводом с радиусом

$$r_0 = r_p \sqrt{\frac{nr_0}{r_p}}, \text{ где } n \text{ — число составляющих в фазе.}$$

В результате для определения зарядов на проводах необходимо решить систему из шести уравнений Максвелла. Полученная величина заряда τ_5 на единицу длины провода 5 определяет максимальную напряженность поля в месте скрещивания:

$$E_m = \frac{\tau_5}{2\pi\epsilon_0 nr_0} \left[1 + (n-1) \frac{r_0}{r_p} \right]. \quad (2)$$

Поскольку конструкция ошиновки подстанций определяется только условием ограничения коронного разряда, целесообразно принимать радиус расщепления проводов r_p , при котором требуется минимальное число составляющих в фазе. Это величина r_p связана с числом и радиусом составляющих соотношением [Л. 3]:

$$r_p = 3,3nr_0. \quad (3)$$

При этом радиус эквивалентного по емкости одиночного провода равен: $r_0 = 3,3^{1-1/n} nr_0$.

Выполненные в [Л. 4] исследования показали, что условию ограничения радиопомех оборудования подстанций отвечает условие отсутствия стримерной короны на токоведущих элементах и экранах. В этой же работе для реальных размеров электродов на подстанциях предложен количественный критерий оценки допустимой максимальной напряженности поля на электродах:

$$E_m \leq 0,9E_k, \quad (4)$$

где E_k — критическая напряженность короны.

Экспериментальная проверка этого критерия была выполнена применительно к системе двух скрещивающихся расщепленных проводов из трех и четырех составляющих АП-500 ($r_0 = 2,25$ см) с радиусом расщепления, выбранным согласно критерию (3). Эффективное значение критической напряженности короны вычислялось по выражению:

$$E_k = 16,5m\delta \left[1 + \frac{0,62}{\delta^{0,3} r_0^{0,38}} \right], \text{ кВ/см.}$$

Коэффициент негладкости был принят $m = 0,9$.

Скрещивающиеся под 90° провода длиной по 40 м были смонтированы на открытой испытательной площадке. При этом была обеспечена возможность изменения в широких пределах расстояния между проводами и расстояния от земли. На провода подавалось равное и противоположное по знаку напряжение от двух трансформаторов.

Измерения производились на очищенных проводах в темное время суток в сухую погоду. До начала измерений провода выдерживались под напряжением (значительно превышающим начальное напряжение короны) в течение нескольких часов. Такая тренировка имела целью приблизить поверхность проводов к условиям работы ошиновки, длительно находящейся под действием рабочего напряжения.

Расстояние от оси верхнего провода до земли H_2 , м	Конструкция ошиновки										
	3×АП-500					4×АП-500					
	Расстояние от оси нижнего провода до земли H_1 , м										
	6		8		10		6		8		
расчет	опыт	расчет	опыт	расчет	опыт	расчет	опыт	расчет	опыт		
10	340	330	—	—	—	—	—	391	360	—	—
12	376	360	345	350	—	—	—	399	390	375	360
14	389	370	380	360	347	340	425	400	445	420	—
16	399	390	400	380	390	370	455	420	—	—	—

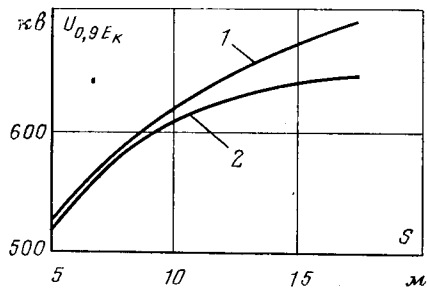


Рис. 3. Зависимости фазового напряжения, соответствующего величине $E_m = 0,9E_k$, от расстояния между фазами S при $H_1 = 10$ м для провода $3 \times \text{АП-500}$.

1 — для среднего провода трехфазной ошиновки; 2 — для среднего провода в нижнем ярусе скрещивающейся ошиновки при $\Delta H = 10$ м.

Появление стримеров фиксировалось визуально с помощью бинокля и путем фотографирования на высокочувствительную пленку. Как правило, стримеры возникали вначале на нижнем проводе. Результаты измерений напряжения появления стримеров приведены в таблице. Для сравнения там же приведены вычисленные значения напряжения, при которых максимальная напряженность поля на проводах достигает $0,9E_k$.

Как следует из таблицы, наблюдается некоторое расхождение экспериментальных и расчетных данных, различающееся при изменении расстояний. Для малых расстояний до земли и между проводами расхождение минимально (1,5—2%). При увеличении расстояния между проводами расхождение увеличивается, что определяется, по-видимому, влиянием ошиновки стента, расположенной на высоте 28 м над землей. Поэтому данные таблицы могут рассматриваться как свидетельство в пользу принятых исходных предпосылок и предлагаемой расчетной методики.

На рис. 3 сопоставлены величины напряжения относительно земли, при которых выполняется условие (4) для трехфазной ошиновки и двухъярусной скрещивающейся ошиновки при одинаковых расстояниях между фазами и до земли (в последнем случае — от нижнего яруса ошиновки). Как видно, существенное расхождение кривых начинается при $S \gg \Delta H$, т. е. при $S \gg \Delta H$ учет влияния второго яруса ошиновки может привести к заметным изменениям конструкции проводов.

Выполненные в лаборатории сверхвысоких напряжений ЛПИ исследования электрической прочности воздушных промежутков между параллельными [Л. 5] и скрещивающимися проводами при импульсах коммутационных перенапряжений показали, что необходимое изоляционное расстояние между проводами при заданном уровне воздействующих перенапряжений не может быть определено однозначно, а зависит от высоты проводов над землей, увеличиваясь с уменьшением последней. Целесообразные соотношения между высотой и расстоянием между проводами должны определяться технико-экономическими соображениями. В связи с этим представляет интерес выяснить требования к проводам при изменении расстояния между ними и до земли в широких пределах.

В связи с изложенным была составлена программа расчетов для определения возможных сочетаний допустимых расстояний между ярусами скрещивающейся ошиновки и между фазами ошиновки каждого яруса при заданном расстоянии нижнего яруса до земли и заданном числе составляющих в фазе. Результаты расчетов приведены на рис. 4 для проводов АП-500 ($r_0 = 2,25$ см) и АП-600 ($r_0 = 2,95$ см).

Как видно, увеличение высоты расположения проводов приводит к заметному уменьшению допустимых по условию ограничения короны расстояний между проводами скрещивающейся ошиновки подстанции. При увеличении числа и диаметра проводов допустимые расстояния существенно уменьшаются.

Согласно выполненным исследованиям электрической прочности воздушных промежутков [Л. 5 и 6] в реальных ус-

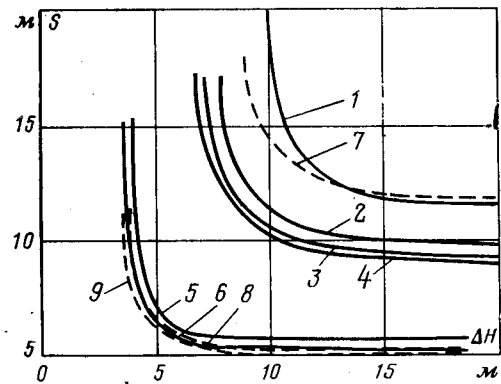


Рис. 4. Зависимости необходимых расстояний между фазами S для подстанций 750 кВ от расстояния между ярусами ошиновки ΔH при заданном числе составляющих проводов АП-500 (кривые 1—6), АП-600 (кривые 7—9) и заданной высоте H_1 .
1 — $H_1 = 6$ м, $n = 3$; 2 — $H_1 = 8$ м, $n = 3$; 3 — $H_1 = 10$ м, $n = 3$; 4 — $H_1 = 12$ м, $n = 3$; 5 — $H_1 = 6$ м, $n = 4$; 6 — $H_1 = 12$ м, $n = 4$; 7 — $H_1 = 12$ м, $n = 2$; 8 — $n_1 = 6$ м, $n = 3$; 9 — $H_1 = 12$ м, $n = 3$.

ловиях подстанций 750 кВ высота нижнего яруса ошиновки может изменяться в пределах 6—12 м (верхний предел соответствует скрещиванию второго и третьего ярусов ошиновки), расстояние между фазами и между ярусами ошиновки — в пределах 5—7 м. При таких расстояниях необходимо использовать провода $4 \times \text{АП-500}$ или $3 \times \text{АП-600}$. При увеличении междуфазовых и междуярусных расстояний до 10 м могут быть применены провода $3 \times \text{АП-500}$.

Выводы. 1. Вычисление максимальной напряженности в месте скрещивания проводов трехфазной многоярусной ошиновки подстанций может быть выполнено в системе параллельных бесконечно длинных проводов.

2. Коэффициент негладкости полых проводов типа АП-500 и АП-600 может быть принят равным $m = 0,9$.

3. При минимальных расстояниях между фазами трехфазной ошиновки подстанций 750 кВ и между ее ярусами, допускаемых по условию надежной работы при коммутационных перенапряжениях, для ограничения коронного разряда в местах скрещивания двух ярусов ошиновки необходимо применение проводов $4 \times \text{АП-500}$ или $3 \times \text{АП-600}$ при радиусе расщепления 30 см. При существенном увеличении расстояний между проводами (до 10 м) могут быть применены провода $3 \times \text{АП-500}$ при радиусе расщепления 22 см.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Перельман Л. С. Методика расчета емкостей и распределения зарядов в системе трубчатых проводников сложной конфигурации. — «Изв. НИИПТ», 1970, сб. 16.
2. Иоссель Ю. Я., Кочанов Э. С., Струнский М. Г. Расчет электрической емкости. Л., «Энергия», 1969.
3. Александров Г. Н. и др. Выбор системы подвески проводов на ВЛ 330 и 500 кВ. — «Электрические станции», 1968, № 10.
4. Кайданов Ф. Г. Расчет напряжения начала короны и оптимальных размеров для одиночного и двойного тороидальных экранов высоковольтных аппаратов. — «Изв. НИИПТ», 1969, № 15.
5. Электрическая прочность воздушных промежутков между проводами при коммутационных перенапряжениях. — «Электрические станции», 1973, № 4. Авт.: Г. Н. Александров, Ю. А. Герасимов, Ю. И. Лысков, В. П. Редков.
6. Электрическая прочность междуфазовых воздушных промежутков на подстанциях сверхвысокого напряжения при коммутационных перенапряжениях. — «Электричество», 1972, № 10, с. 7—13. Авт.: Г. Н. Александров, Ю. А. Герасимов, Ю. И. Лысков, В. П. Редков.

[29.8.1973]



Принцип расчета электрических цепей с идеальными вентилями

БОЛДЫРЕВ Е. А.

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Известно, что для электрической цепи с идеальными вентилями, независимо от их состояния на дискретных интервалах времени между коммутациями, можно написать полную систему дифференциальных уравнений Кирхгофа. При этом полагается, что каждый вентиль может быть в одном из двух состояний: открыт (сопротивление вентиля равно нулю) или закрыт (проводимость равна нулю). Такая запись уравнений Кирхгофа, предложенная и примененная для расчета установившихся режимов работы трехфазного преобразователя с уравнительным реактором [Л. 1], используется обычно при расчетах внешних характеристик трехфазных мостовых схем [Л. 2—4].

Для цепи с вентилями, так же как и для линейной электрической цепи, составляются дифференциальные уравнения по первому и второму законам Кирхгофа. В уравнения для узлов входят токи во всех ветвях, в том числе имеющих вентили. Если k -й вентиль открыт, то его ток i_k является искомой функцией. Если вентиль закрыт, то $i_k=0$. В уравнение для контура, содержащего k -й вентиль, в качестве слагаемого вводится напряжение u_k на вентиле. Если вентиль закрыт, то u_k является искомой функцией, если открыт, то $u_k=0$.

Для установившихся режимов симметричных вентиляльных схем удается заранее указать очередность изменений состояний всех вентилях. Поэтому, полагая на данном дискретном интервале времени равными нулю токи закрытых вентилях и напряжения на открытых вентилях, получают обычную систему дифференциальных уравнений, которую решают тем или иным способом. Для следующего дискретного интервала времени, отсчитываемого от момента изменения состояния заранее известного вентиля, получается и решается новая система дифференциальных уравнений. Таким путем расчеты ведутся на всем интервале повторяемости, определяемом по соображениям симметрии.

Основная принципиальная сложность расчета переходных процессов в вентиляльных схемах заключается в том, что в общем случае нельзя заранее указать порядок изменения состояний вентилях. Установить этот порядок можно только в процессе решения дифференциальных уравнений. Например, k -й вентиль перейдет из открытого состояния в закрытое, если ток i_k , который был до этого положительным, достигнет нуля. Закрытый k -й вентиль перейдет в открытое состояние, если напряжение u_k , бывшее до этого отрицательным, достигнет нуля (неуправляемый вентиль) или если будет подан управляющий импульс при положительном напряжении на вентиле (управляемый вентиль). Однако каждый из остальных вентилях может изменить свое состояние раньше k -го вентиля. Поэтому в процессе расчета необходимо «следить» за напряжениями и токами всех вентилях и начинать решать каждый раз новую систему дифференциальных уравнений после изменения состояния какого-либо вентиля.

По указанным причинам точные аналитические расчеты переходных процессов в цепях с вентилями оказываются чрезвычайно громоздкими и непригодными для практических целей. Вероятно, этим можно объяснить отсутствие должного интереса к применению полной системы дифференциальных уравнений. Однако при использовании вычислительных машин вопрос о громоздкости расчетов в значительной мере снимается. В то же время стройность и общность полной системы дифференциальных уравнений дает ей значительные преимущества. Покажем, в какой форме необходимо представлять дифференциальные уравнения цепи с вентилями при подготовке расчетов на вычислительной машине и к чему должна сводиться техника машинного расчета.

Пронумеруем в порядке возрастания номеров от 1 до n все имеющиеся в цепи вентили и ветви с ними. Те же номера придадим первым n контурам, которые будем выбирать так, чтобы в k -м контуре была ветвь с k -м вентилем. Остальные $m-n$ контуров, где m — их число в данной цепи, будем выбирать любым способом. Тогда уравнение для k -го контура после подстановки в него токов из уравнений для узлов примет вид:

$$u_k + r_{kk}i_k + L_{kk} \frac{di_k}{dt} + \frac{1}{C_{kj}} \int i_k dt +$$

$$+ \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq k}}^n u_j + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq k}}^m \left(r_{kj}i_j + L_{kj} \frac{di_j}{dt} + \frac{1}{C_{kj}} \int i_j dt \right) - \sum_{j=1}^m e_j = 0. \quad (1)$$

Здесь u_k, u_j — напряжения на вентилях, через которые проходит k -й контур; i_k, i_j — токи в k -й и j -х ветвях; $r_{kk}, r_{kj}, L_{kk}, L_{kj}, C_{kk}, C_{kj}$ — сопротивления, индуктивности и емкости, принадлежащие k -му контуру; e_j — э. д. с. в ветвях, через которые проходит k -й контур.

В уравнении (1) всегда либо равно нулю первое слагаемое — напряжение u_k , либо равен нулю ток i_k во втором, третьем и четвертом слагаемых, причем никаких других комбинаций кроме этих двух для первых четырех слагаемых не может быть. То же самое можно сказать о первых четырех слагаемых в каждом из других $n-1$ уравнений. Это позволяет управлять решением системы уравнений с помощью n одинаковых триггерных устройств. На k -е триггерное устройство должна поступать информация из k -го уравнения о текущих значениях i_k при $u_k=0$ или u_k при $i_k=0$, в соответствии с которой должны формироваться команды на изменение состава слагаемых в решаемой системе уравнений.

Пусть k -й вентиль является неуправляемым, и в данный момент времени $i_k > 0, u_k = 0$. Тогда во всех m уравнениях должно быть положено $u_k = 0$. Ток i_k , изменяясь во времени, в некоторый момент станет равным нулю. При этом k -е триггерное устройство должно выдать команды на замену второго и третьего слагаемых в k -м уравнении первым, на исключение в остальных $m-1$ уравнениях слагаемых, имеющих сомножителями ток i_k и его производную, и на введение слагаемых u_k . В следующие моменты времени будет действовать условие $u_k < 0, i_k = 0$, и, когда u_k в свою очередь станет равным нулю, k -е триггерное устройство должно выдать новые команды на замену первого слагаемого в k -м уравнении вторым и третьим, на исключение из остальных $m-1$ уравнений слагаемых u_k и на введение в них слагаемых, имеющих сомножителями ток i_k и его производную.

Если k -й вентиль является управляемым (тиристор, тиристор, ртутный вентиль), то k -е триггерное устройство должно по-прежнему подавать первые команды при достижении током i_k нуля. Вторые команды должны теперь подаваться при соблюдении двух условий: имеется управляющий импульс и $u_k \geq 0$. Если, наконец, k -й вентиль является полностью управляемым (триод в режиме ключа), то первые команды должны подаваться либо в момент, соответствующий поступлению на вентиль запирающего импульса, либо при снижении тока i_k до нуля.

Изложенный подход к расчету электрических цепей с идеальными вентилями может быть в принципе реализован на вычислительных машинах любого типа. Ограничивающими факторами, как и при решении других задач, будут технические возможности машины.

Покажем как проводятся расчеты на вычислительной машине непрерывного действия. Рассмотрим для этого технику составления решающей (машинной) схемы для трехфазного мостового преобразователя, присоединенного к трансформатору и работающего на постоянную противо-э. д. с. через сглаживающий реактор (рис. 1).

Принятые положительные направления токов, напряжений и э. д. с. показаны на рис. 1. Вентили обозначены номерами от 1 до 6 в порядке очередности их работы в установившемся симметричном режиме (однако могла бы быть принята любая произвольная нумерация). Выберем первый контур таким, чтобы он проходил через вентили 1 и 2, второй контур — через вентили 2 и 3 и т. д. Тогда уравнения для контуров будут иметь вид (для сокращения записи обозначено $p = d/dt$):

$$\left. \begin{aligned} pLi_a + u_1 + pLa'a + u_2 - pLi_c &= e_a - e_c - E_a; \\ -pLi_c + u_2 + pLa'a + u_3 + pLi_a &= -e_c + e_b - E_a; \\ pLi_b + u_3 + pLa'a + u_4 - pLi_a &= e_b - e_a - E_a; \\ -pLi_a + u_4 + pLa'a + u_5 + pLi_c &= -e_a + e_c - E_a; \\ pLi_c + u_5 + pLa'a + u_6 - pLi_b &= e_c - e_b - E_a; \\ -pLi_b + u_6 + pLa'a + u_1 + pLi_a &= -e_b + e_a - E_a. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

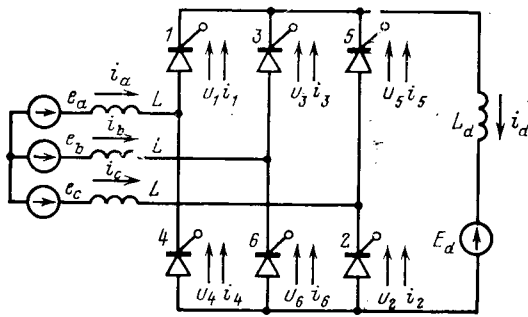


Рис. 1. Трехфазная мостовая схема.

Уравнения для узлов обычные:

$$\left. \begin{aligned} i_a &= i_1 - i_4; \quad i_b = i_3 - i_6; \quad i_c = i_5 - i_2; \\ i_d &= i_1 + i_3 + i_5 = i_4 + i_6 + i_2. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

В данной электрической цепи число ветвей $a=10$, число узлов $b=6$, т. е. имеется $m=a-b+1=5$ независимых контуров. Поэтому одно из шести уравнений (2) является избыточным. Подставляя токи из (3) в (2) и проводя элементарные преобразования, получаем:

$$\left. \begin{aligned} u_1 + p(L_d + L)i_1 + u_2 + pLi_2 + pLi_3 - pLi_4 + \\ + p(L_d - L)i_5 - e_a + e_c + E_d = 0; \\ u_2 + p(L_d + L)i_2 + u_3 + pLi_3 + pLi_4 - pLi_5 + \\ + p(L_d - L)i_6 + e_c - e_b + E_d = 0; \\ u_3 + p(L_d + L)i_3 + u_4 + pLi_4 + pLi_5 - pLi_6 + \\ + p(L_d - L)i_1 - e_b + e_a + E_d = 0; \\ u_4 + p(L_d + L)i_4 + u_5 + pLi_5 + pLi_6 - pLi_1 + \\ + p(L_d - L)i_2 + e_a - e_c + E_d = 0; \\ u_5 + p(L_d + L)i_5 + u_6 + pLi_6 + pLi_1 - pLi_2 + \\ + p(L_d - L)i_3 - e_c + e_b + E_d = 0; \\ u_6 + p(L_d + L)i_6 + u_1 + pLi_1 + pLi_2 - pLi_3 + \\ + p(L_d - L)i_4 + e_b - e_a + E_d = 0. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Машинная схема для первого уравнения показана на рис. 2. Выходной функцией является сумма $u_1 + p(L_d + L)i_1$. Она разделяется контактами реле на слагаемые u_1 и $p(L_d + L)i_1$. Далее после интегрирования получается функция $-i_1$. Замена первого слагаемого вторым и наоборот производится переключением контактов реле по командам от триггерного устройства, которое действует в соответствии с сигналами, поступающими от нуля-органов H_1 и системы формирования аналога управляющего импульса вентиля 1. Аналогичные схемы составляются для остальных пяти уравнений (4).

Функция u_2 вводится в машинную схему для первого уравнения с первого выхода машинной схемы для второго уравнения. Функции pLi_2 , pLi_3 , $-pLi_4$, $p(L_d - L)i_5$ образуются путем умножения на соответствующие передаточные коэффициенты функций $p(L_d + L)i_2$, $p(L_d + L)i_3$, $p(L_d + L)i_4$, $p(L_d + L)i_5$, получаемых на вторых выходах машинных схем соответственно для второго, третьего, четвертого и пятого уравнений. Функции $-e_a$, e_c — независимые переменные; E_d — постоянная величина. Аналогично получают входные функции в машинных схемах для остальных пяти уравнений.

Избыточное уравнение, имеющееся в системе уравнений (4), не несет новой математической информации и поэтому при рассмотренном способе решения задачи не дает каких-либо осложнений. В принципе избыточное уравнение всегда может быть исключено. В данной задаче для этого достаточно производную тока одного из открытых вентилях, например вентиля 1, находить не с помощью машинной схемы, изображенной на рис. 2, а пользуясь соотношением

$$p(L_d + L)i_1 = p(L_d + L)(i_4 + i_6 + i_2 - i_3 - i_5). \quad (5)$$

При $i_1=0$ машинная схема для первого уравнения должна быть вновь введена в работу, чтобы иметь возможность получать функцию u_1 , которая поступает в машинную схему для шестого уравнения. По соотношению, аналогичному (5), теперь следует находить производную тока любого другого открытого вентиля. Организация такого порядка решения

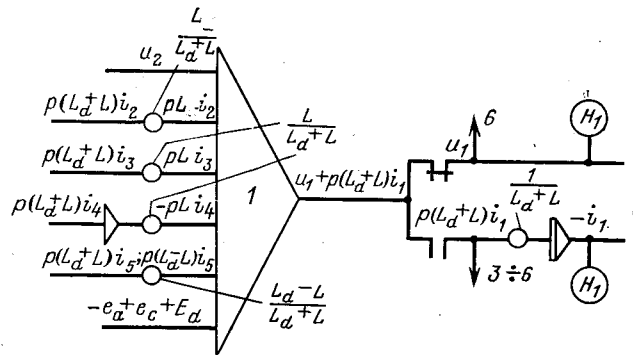


Рис. 2. Машинная схема для первого из уравнений (4).

задачи достигается введением несложной логической блокировки.

В реальной мостовой схеме возможен прерывистый режим, когда на некотором промежутке времени закрыты все шесть вентилях. Нетрудно видеть, что система уравнений (4), построенная для идеальных вентилях, при этом не имеет решения. С электротехнических позиций также ясно, что решения нет, так как ничего нельзя сказать о распределении напряжения между двумя последовательными идеальными разрывами электрической цепи. Сходные условия возникают при сквозном открытии вентилях в двух фазах: если, например, открыты вентилях 1, 4 и 3, 6, то система уравнений (4) также не имеет решения, так как задача о распределении токов по двум параллельным ветвям с равными нулю сопротивлениями является неопределенной.

За исключением двух указанных случаев, выходящих за рамки рассматриваемой задачи в ее строгой постановке, система дифференциальных уравнений (4) описывает процессы в изображенной на рис. 1 мостовой схеме при любых комбинациях углов зажигания вентилях. Соответственно машинная схема, построенная по уравнениям (4), может применяться для расчетов как симметричных и несимметричных установившихся выпрямительных и инверторных режимов, так и переходных процессов, возникающих при пуске, изменениях нагрузки и нарушениях работы вентилях. Не возникает принципиальных осложнений при введении в расчет закона регулирования углов зажигания вентилях или параметров сети переменного тока.

В качестве примера на рис. 3 приведены результаты расчета мостовой схемы, работающей в так называемом круговом режиме: противо-э. д. с. отсутствует, углы зажигания

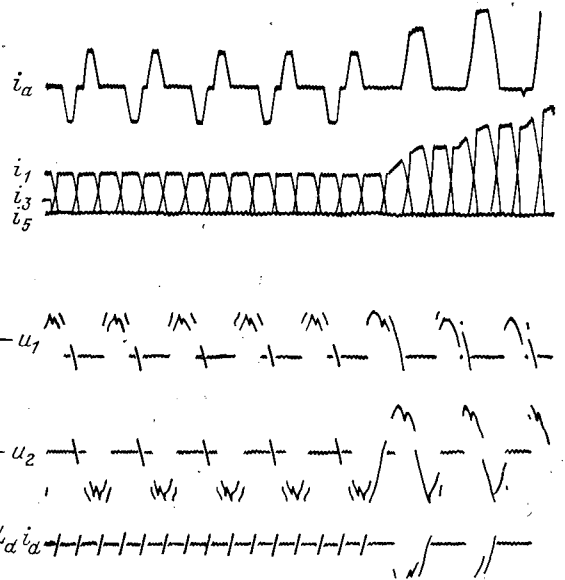


Рис. 3. Результаты расчета мостовой схемы, работающей в круговом режиме (продолжительность расчета на одном периоде равна 10 сек).

вентилей с нечетными номерами равны 15° , углы зажигания вентилей с четными номерами равны 135° . Показаны установившийся режим и переходный процесс, возникающий при пропуске управляющего импульса на вентиле 2. Переход к выпрямительному или инверторному режиму сводится к заданию соответствующих этим режимам углов зажигания вентилей, а также величины и знака противо-э. д. с.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Костенко М. П., Нейман Л. Р., Блаудзевич Г. И. Электромагнитные процессы в системах с мощными выпрямительными установками. Изд. АН СССР, 1946.

2. Шехтман М. Г. Режимы работы и внешние характеристики двенадцатифазной каскадно-мостовой схемы преобразования. — «Изв. НИИПТ», 1960, сб. 5.

3. Емельянов В. И. Трехфазная мостовая схема (основные уравнения и внешняя характеристика). «Изв. НИИПТ», 1961, сб. 8.

4. Глинтерник С. Р. Электромагнитные процессы и режимы мощных статических преобразователей. Изд. АН СССР, 1968.

123.7.19731

УДК 621.317.361

Способ измерения девиации частоты напряжения и тока при испытаниях коммутационной аппаратуры в режиме короткого замыкания

Кандидаты техн. наук БОЛОТИН И. Б., РЕШЕТНИКОВ В. Е.,
инж. ТИХОМИРОВ Ф. Б.

Ленинград

Для испытаний высоковольтной и силовоточной аппаратуры в лабораторных условиях в качестве источника энергии, как правило, используют ударный генератор. При этом обычно имеет место некоторое снижение частоты испытательного тока и напряжения по сравнению с промышленной частотой энергосистемы.

Международные стандарты и общесоюзные ГОСТ на разрабатываемую аппаратуру регламентируют пределы отклонения частоты испытательного тока, так как изменение частоты нередко приводит к искажению условий испытания аппарата по сравнению с реальными условиями воздействия тока короткого замыкания.

Так, например, проект «Руководящих указаний для стран СЭВ по испытаниям разъединителей» ограничивает допустимые пределы по частоте до $\pm 10\%$ (± 5 гц), а аналогичный проект по испытаниям трансформаторов тока на 10%-ную кратность ограничивает пределы до $\pm 2\%$ (± 1 гц).

При испытаниях на устойчивость аппаратуры к токам короткого замыкания ГОСТ [Л. 1—4] допускают отклонение по частоте испытательного тока в пределах ± 5 гц. Поэтому контроль частоты тока короткого замыкания в процессе испытания аппаратуры от источника ограниченной мощности, каким является ударный генератор, представляется весьма важным для оценки качества проводимых испытаний.

Метод измерения частоты ударного генератора, основанный на использовании ваттметрового вибратора. Предлагаемый метод измерения частоты ударного генератора с помощью ваттметрового вибратора иллюстрируется рис. 1.

Общими для всех схем являются следующие элементы: ваттметровый вибратор, содержащий обмотку электромагнита ЭМ и петлю вибратора В; источник напряжения U_0 эталонной частоты f_0 , подключенный к петле вибратора В; источник напряжения U_x (или тока I_x) контролируемой частоты f_x , подключенный к обмотке электромагнита ЭМ.

В качестве источника частоты f_x может служить либо само напряжение ударного генератора Г, подключенное с помощью трансформатора напряжения ТН, либо напряжение расположенного на одном валу с ним пилот-генератора ПГ, либо включенный в силовую цепь трансформатор тока ТТ.

Обмотки электромагнита ЭМ и петля В могут меняться друг с другом местами в зависимости от удобства выполнения схемы измерения.

Известно, что ваттметровый вибратор записывает на осциллограмме кривую произведения P токов, протекающих по обмотке электромагнита $i_{ЭМ}$ и по петле вибратора i_B :

$$P = k_1 i_{ЭМ} i_B, \quad (1)$$

где k_1 — коэффициент пропорциональности.

В соответствии со схемами рис. 1 можно принять:

$$i_B = \frac{U_0}{R_B} = k_B U_{m0} \sin \omega_0 t;$$

$$i_{ЭМ} = \frac{U_x}{z_{ЭМ}} = k_{ЭМ} U_{mx} \sin (\omega_x t - \varphi_{ЭМ}),$$

где R_B — сопротивление цепи протеканию тока i_B ; $z_{ЭМ}$ — полное сопротивление цепи протеканию тока $i_{ЭМ}$, характеризуемое углом $\varphi_{ЭМ}$.

Подставляя эти выражения в (1), получаем:

$$P = k \frac{U_{mx} U_{m0}}{2} \{ \cos (\Omega t - \varphi_{ЭМ}) - \cos [(2\omega_0 + \Omega) t - \varphi_{ЭМ}] \}. \quad (2)$$

Выражение (2) описывает косинусоиду разности контролируемой и эталонной частот $\Omega = \omega_x - \omega_0$, на которую наложена косинусоида, имеющая частоту, почти равную двойной эталонной (углом $\varphi_{ЭМ}$ пренебрегаем, как создающим некоторый начальный постоянный сдвиг, несущественный при дальнейшем рассмотрении). График кривой P приведен на рис. 2.

Очевидно, что возможность непосредственного измерения разности между частотой испытательной цепи ω_x и эталонной ω_0 составляет преимущество данного метода, так как дает более точную информацию о величине отклонения частоты Ω , чем раздельное измерение этих частот (погрешность при вычитании двух больших величин увеличивается тем больше, чем ближе эти величины).

Поскольку $\Omega t = \varphi$, где φ — электрический угол, соответствующий моменту времени t , то для двух произвольных мо-

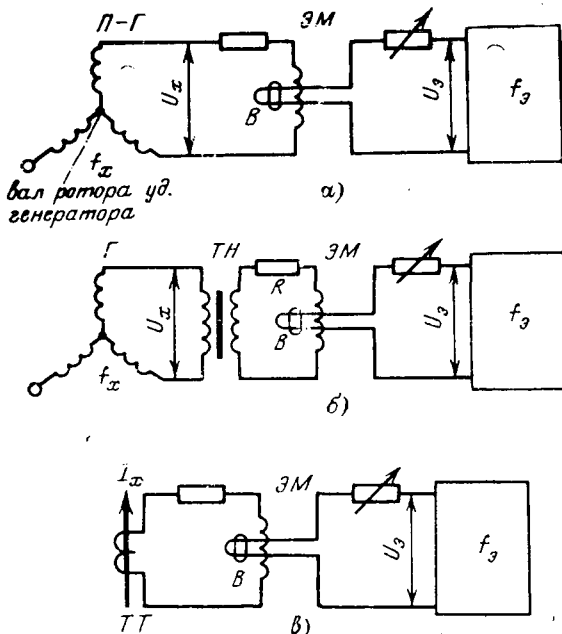


Рис. 1. Примеры схем измерения с помощью ваттметрового вибратора.

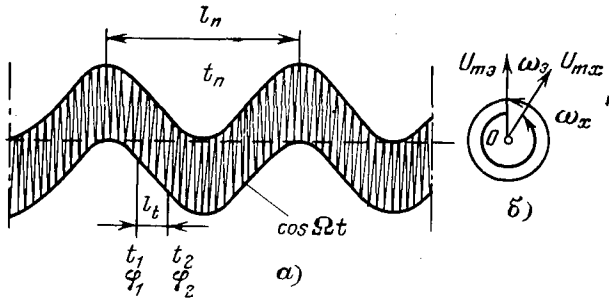


Рис. 2. График кривой P.

ментов времени имеем:

$$\Omega t_1 = \varphi_1; \quad \Omega t_2 = \varphi_2. \quad (3)$$

Положив $\varphi_2 - \varphi_1 = \varphi_{12}$ и $t_2 - t_1 = t_{12}$ с учетом $\Omega = 2\pi F$, где F — девиация частоты, получим:

$$F = \frac{\varphi_{12}}{2\pi t_{12}}. \quad (4)$$

Выбрав $\varphi_{12} = 2\pi$, чему соответствует $t_{12} = t_n$, где t_n — период косинусоиды разностной частоты, получим:

$$F = 1/t_n. \quad (5)$$

Из этого выражения очень легко с большой точностью определить по осциллограмме девиацию частоты F за период времени между двумя максимумами (или минимумами) графика Ω , после чего построить зависимость F от времени протекания тока короткого замыкания для данного значения испытательного тока.

На рис. 3 приведена типовая осциллограмма испытания высоковольтного аппарата на термическую устойчивость. Установившееся значение тока короткого замыкания составило 116 ка, длительность короткого замыкания равна 4,2 сек. На этой же осциллограмме нанесена кривая контроля девиации частоты.

Обработка подобных осциллограмм, полученных для разных токов короткого замыкания, дает возможность построить семейство зависимостей $F = \varphi(t_{к.з})$ для разных токов $I_{к.з}$. Пример таких зависимостей для генератора ТИ-12 приведен на рис. 4.

В случае, когда длительность большого тока короткого замыкания существенно меньше периода t_n (и даже полупериода) девиации частоты, среднее значение Ω за сколь угодно малый промежуток времени может быть определено по соответствующей осциллограмме с помощью выражения (4), представленного для удобства вычисления в виде

$$F_{12} = \frac{\varphi_2 - \varphi_1}{2\pi(t_2 - t_1)}. \quad (6)$$

Углы φ_1 и φ_2 могут быть определены с помощью осциллограммы по выражению

$$\varphi = \arcsin \frac{x}{A}, \quad (7)$$

где A — амплитуда осциллограммы девиации частоты по осциллограмме, мм; x_1 и x_2 — мгновенные значения по этой осциллограмме, соответствующие моментам времени t_1 и t_2 , мм.

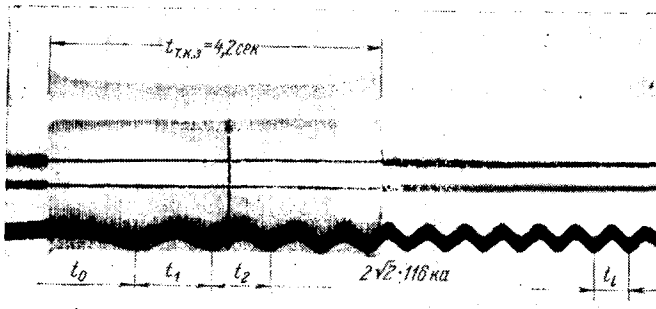


Рис. 3. Типовая осциллограмма при испытаниях на термическую устойчивость.

циллограмме, соответствующие моментам времени t_1 и t_2 , мм. Выбор ширины интервала $t_1 \div t_2$ определен конкретными задачами измерения девиации частоты.

Погрешность измерения девиации частоты по методу ваттметрового вибратора при испытаниях в режимах короткого замыкания. Относительная погрешность при измерении девиации частоты определяется по (4). Погрешность определения F из осциллограммы зависит от точности измерения φ_{12} и t_{12} . Известно, что предельная относительная погрешность функции двух переменных определяется дифференциалом натурального логарифма этой функции [Л. 5]. Для выражения (4) наибольшее возможное значение погрешности составляет:

$$\delta_F = \delta_\varphi + \delta_t = \left| \frac{d\varphi_{12}}{\varphi_{12}} \right| + \left| \frac{dt_{12}}{t_{12}} \right|. \quad (8)$$

С учетом (7) и (8) получим выражение для δ_φ :

$$\delta_\varphi = \frac{dx_2}{\sqrt{A^2 - x_2^2}} + \frac{dx_1}{\sqrt{A^2 - x_1^2}} - \left(\frac{x_2}{A\sqrt{A^2 - x_2^2}} + \frac{x_1}{A\sqrt{A^2 - x_1^2}} \right) dA.$$

Здесь dx_1 , dx_2 и dA — погрешности измерения x_1 , x_2 и A при расшифровке осциллограмм. Можно считать, что измерение отрезков производится с одинаковой абсолютной погрешностью, т. е. $dx_1 = dx_2 = dA = \Delta A$.

Учитывая это и приравнявая $x_2 = x_1 = x_{\min}$, где x_{\min} — абсолютная величина наименьшего из измеренных значений x_1 и x_2 , получаем:

$$\delta_\varphi \leq \frac{2\Delta A}{\varphi_{12} A} \sqrt{\frac{1 - \frac{x_{\min}}{A}}{1 + \frac{x_{\min}}{A}}}. \quad (9)$$

В (9) значение φ_{12} подставляется в радианах.

Более удобное выражение для δ_φ , в котором φ_{12}^0 подставляется в электрических градусах, имеет вид:

$$\delta_\varphi \leq \frac{\Delta A \cdot 360}{A\pi\varphi_{12}^0} \sqrt{\frac{1 - \frac{x_{\min}}{A}}{1 + \frac{x_{\min}}{A}}}. \quad (10)$$

Значение δ_t определяется следующим образом.

На осциллограмме отрезок t_{12} измеряется как отрезок l_t , т. е. $t_{12} = m l_t$, где m — временной масштаб на осциллограмме. Тогда имеем:

$$d(\ln t_{12}) = \frac{dt_{12}}{t_{12}} = \frac{dl_t}{l_t},$$

отсюда

$$\delta_t = \Delta l_t / l_t. \quad (11)$$

Из (10) следует, что при $x_{\min} = A$ имеем $\delta_\varphi = 0$ и погрешность определения частоты F сводится к (11).

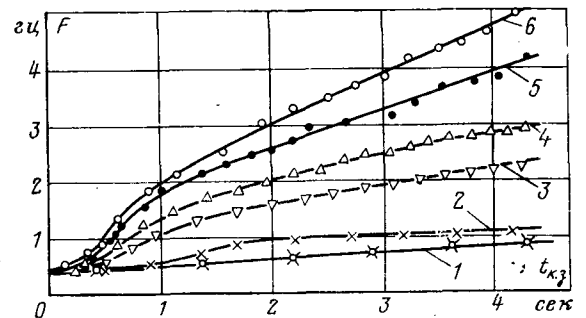


Рис. 4. Семейство зависимостей $F = \varphi(t_{к.з})$ при разных значениях тока $I_{к.з}$ для генератора ТИ-12.

1 — 13,5 ка; 2 — 20,4 ка; 3 — 34 ка; 4 — 39,4 ка; 5 — 46 ка; 6 — 50 ка.

Это имеет место, в частности, в случае, соответствующем рис. 2,а и 3, когда косинусоида девиации частоты имеет несколько периодов. В этом случае погрешность определения девиации частоты F зависит от скорости развертки осциллограммы и в принципе может быть как угодно мала.

Если учесть, что на осциллограмме имеется градуировочная эталонная частота f_0 , то определение F_0 осуществляется подсчетом числа периодов T_0 , расположенных в отрезке l_n .

На практике можно принять $\Delta l_i \leq 0,3$ мм. Следовательно, даже при $l_i = 30$ мм погрешность определения F не превысит 1%.

Например, при $F = 5$ гц это соответствует определению частоты генератора f_x с точностью 0,05 гц. При желании точность может быть легко повышена.

В тех же случаях, когда нужно определять мгновенное значение быстроменяющейся девиации частоты, погрешность определяется по выражению (10), которое определяет основную часть погрешности и мало зависит от скорости развертки. Повышения точности при этом можно достигнуть за счет увеличения амплитуды A . Например, для интервала времени, соответствующего $\varphi_{12} = 30^\circ$, при $A = 30$ мм, $\Delta A = 0,3$ мм и $x_{min}/A = 0,2$ получим:

$$\delta_F = \delta_\varphi = 3,1\%.$$

Это значит, что, например, для девиации частоты $F = 5$ гц мгновенное значение частоты генератора f_x может определяться с точностью не ниже 0,15 гц.

Вывод. Контроль частоты испытательного тока при испытаниях коммутационной аппаратуры в режиме короткого

замыкания необходим с целью исключения возможности искажения условий испытания аппаратуры в установках ограниченной мощности, например, при испытании от ударного генератора.

Способ контроля девиации частоты, основанный на использовании вибратора мощности, прост, удобен в эксплуатации и дает непрерывную регистрацию частоты на той же осциллограмме, на которой записаны и другие измеряемые параметры цепи. Точность этого способа высока и вполне удовлетворяет требованиям общесоюзных и международных стандартов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Трансформаторы тока (общие технические требования). ГОСТ 7746-68. Введ. 1/VII 1969. М., 1969, 20 с.
2. Выключатели переменного тока высокого напряжения (общие технические требования). ГОСТ 687-70. Введ. 1/1 1971. М., 1970, 45 с.
3. Выключатели переменного тока высокого напряжения Отключение ненагруженных воздушных линий (технические требования и методы испытаний). ГОСТ 12450-67. Введ. 1/1 1969. М., 1967, 11 с.
4. Разъединители переменного тока высокого напряжения (общие технические требования). ГОСТ 689-69. Введ. 1/1 1971. М., 1970.
5. Яковлев К. П. Математическая обработка результатов измерений. ГИТТЛ, М., 1953, 383 с.

[22.5.1973]

УДК 621.315.2.001.4

Об улучшении профилактических испытаний кабельных линий

Канд. техн. наук В. И. ПОГАРСКИЙ

ОРГРЭС

Для профилактических испытаний кабельных линий исследовались и опробовались на практике различные методы: испытания повышенным напряжением переменного или постоянного тока, снятие и анализ кривых абсорбции (зарядных токов), измерение диэлектрических потерь, снятие вольт-амперных кривых, измерение частичных разрядов и др.

Однако как в нашей, так и зарубежной практике основным методом массовой профилактики стали систематически проводимые испытания кабельных линий повышенным напряжением постоянного тока. Одно из преимуществ этого метода — выявление местных сосредоточенных дефектов, а подавляющее большинство явно опасных ослабленных мест в изоляции кабельных линий представляют именно такие дефекты: механические повреждения, разрушение оболочек коррозией, дефекты в муфтах и заделках и т. д.

Другое важное преимущество испытаний постоянным током — возможность приложения к кабельным линиям весьма высоких испытательных напряжений, позволяющих заблаговременно выявлять дефекты, и в то же время безопасных для нормальной изоляции кабельных линий.

Прочность многослойной бумажнопропитанной кабельной изоляции на постоянном токе значительно выше, чем на переменном; пробивное напряжение кабельной изоляции почти не зависит от времени выдержки ее под напряжением; коэффициенты упрочнения, т. е. отношение прочности на постоян-

ном токе к прочности на переменном токе могут быть приняты не менее 3,5—4.

Исходя из сказанного для кабельных линий 3—6—10 кВ испытательное напряжение

$$U_{\text{пост}} = U_{\text{пер}} K = U_{\text{ном}} (2 \div 2,5) (3,5 \div 4) \approx (7 \div 8) U_{\text{ном}}.$$

С учетом пониженной прочности ряда конструкций концевых заделок минимальное испытательное напряжение берется равным $(5 \div 6) U_{\text{ном}}$, однако по ПТЭ 1968 г. и Инструкции по эксплуатации кабельных линий напряжением до 220 кВ допускаются и более высокие испытательные напряжения. Для примера далее приведены испытательные и пробивные напряжения кабельной изоляции на переменном и постоянном токе применительно к кабельным линиям средних напряжений (3—10 кВ) для СССР по нормам ГОСТ 340-59 (числитель) и США по нормам АЕИС (знаменатель).

Переменный ток

Испытательная напряженность, кВ/мм образцов 8,1/8,5
строительных длин 5,4/6,12
Пробивная напряженность (4-часовая), кВ/мм 12,4/—

Постоянный ток

Испытательная напряженность для линий в эксплуатации, кВ/мм (10—15)/(8—11)
Пробивная напряженность, кВ/мм: по коэффициенту упрочнения 50/—
найденная из опыта (60—80)/—

Таблица 1

Периодичность испытаний	Процент испытанных линий	Отбраковка при испытаниях, %	Повреждаемость в работе, %
2—4 раза в год	5,5	11,0	4,7
1 раз в год	67	13,7	7,0
1 раз в 2—3 года	27,5	4,4	2,6

Как видно из приведенных данных, испытательные градиенты строительных длин кабелей на переменном токе не превосходят 5—6 кВ/мм; при профилактических испытаниях постоянным током напряженности составляют 10—15 кВ/мм, в то время как пробивные градиенты кабельной изоляции на постоянном токе равны 50—60 кВ/мм. Как известно, в конструкциях кабелей, предназначенных для передачи энергии постоянным током, допускаются длительные рабочие градиенты 20—25 кВ/мм.

При испытательных напряжениях постоянного тока в пределах $6-7 U_{ном}$ выявляется неповрежденный слой изоляции толщиной всего в несколько бумажных лент.

Для предотвращения аварийных пробоев дефектных мест с ослабленной изоляцией в эксплуатации стремятся создавать наибольший разрыв между уровнями возможных перенапряжений и испытательными напряжениями. Эффективность профилактических испытаний зависит как от уровня испытательного напряжения, так и от частоты испытаний, ибо эти два фактора тесно и взаимно связаны.

На основе анализа статистических данных с учетом ряда выявившихся закономерностей был разработан способ определения рациональных уровней испытательных напряжений и частоты испытаний кабельных линий¹. Было установлено, что применительно к наиболее распространенным кабельным линиям 6 кВ рациональным верхним пределом испытательных напряжений при частоте испытаний 1—2 раза в год должно быть 40—45 кВ.

В кабельных сетях имеет место постоянное «воспроизводство» местных сосредоточенных дефектов, причем для разных кабельных линий степень этого воспроизводства может быть различна в зависимости от реконструктивных или строительных работ, проводимых в зонах расположения кабельных линий, от уровней блуждающих токов, качества монтажных работ и т. д. С учетом местных условий частота испытаний кабельных линий должна быть различной.

За последние годы в энергосистемах накоплен большой опыт проведения профилактических испытаний кабельных линий. В статье проанализированы данные, полученные от 56 энергосистем в эксплуатации 45 000 км кабельных линий 6—10 кВ и приблизительно 900 км линий 20—35 кВ со смонтированными на них около 0,5 млн. соединительных и концевых муфт. Анализ полученных от энергосистем материалов позволил выяснить, насколько профилактические испытания влияют на достижение безаварийной работы, как они способствуют снижению общего уровня повреждаемости кабельных линий.

Величины испытательных напряжений, применяемых в эксплуатации для кабельных линий 6 кВ, которых насчитывается более 75%:

Напряжение	Число энергосистем, %	Длина линий, %
$5U_{ном}$	30	19
$6U_{ном}$	49	48
$7U_{ном}$	15,8	30,5
$7,5-8U_{ном}$	5,2	2,5

¹ Погарский В. И. О рациональных уровнях испытательных напряжений высоковольтных кабельных линий. — «Электричество», 1953, № 10.

Испытательное напряжение $6-7 U_{ном}$ и выше применяют 70% энергосистем, более 80% кабельных линий испытывается таким напряжением; 50% кабельных линий 20—35 кВ испытывается напряжением $5 U_{ном}$, остальные $4-4,5 U_{ном}$. Кабельные линии 10 кВ в 65% случаев испытываются напряжением $5 U_{ном}$ и остальные $5,5-6 U_{ном}$. Более высокие испытательные напряжения для кабельных линий 10 кВ нельзя применять потому, что на концевых заделках внутренней установки при напряжениях выше 50 кВ появляются разряды или сильное коронирование, особенно на поливинилхлоридных и резиновых заделках. Более высокие испытательные напряжения для линий 20—35 кВ не применяются потому, что концевые муфты внутренней установки в ряде случаев не рассчитаны на такие высокие испытательные напряжения и электропромышленность не выпускает испытательных установок на 100—200 кВ.

В табл. 1 приведены данные о периодичности испытаний кабельных линий и отбраковке их при испытаниях и повреждаемости в работе.

Около 70% линий во всех энергосистемах испытывается 1 раз в год, для этой группы характерны как наибольшая отбраковка при испытаниях (до 14%), так и наибольшая повреждаемость в работе (7%). Линии, испытываемые 2 раза в год, имеют значительно меньшую повреждаемость в работе. На линиях, испытываемых 3—4 раза в год, поврежденных в работе вообще не наблюдалось.

По всем энергосистемам общее число кабельных линий, пробитых при испытаниях и вышедших из строя во время работы (аварии+браки), составляет 16,7%, а коэффициент эффективности профилактических испытаний не превосходит 66% (11/16,7). Представляет интерес сопоставить эти цифры с данными Ленинградской кабельной сети, где периодичность испытаний кабельных линий различна и где для многих линий применяются более частые сроки испытаний. В ЛЭС Ленэнерго в среднем линии испытываются 1,8 раза в год, по всем энергосистемам Минэнерго — реже 1 раза в год. В ЛЭС Ленэнерго, где число линий, испытываемых более 1 раза в год, превышает 50% и где такой режим позволил обеспечить высокий уровень изоляции всей кабельной сети, общее число отбракованных при испытаниях и пробившихся в работе кабельных линий составляет 6% (против 16,7 по Минэнерго), а коэффициент эффективности испытаний равен 90% (вместо 66 по Минэнерго). Более интенсивная профилактика и ряд мероприятий, направленных на повышение надежности кабельной арматуры, обусловили то, что в ЛЭС Ленэнерго по сравнению со средними данными по всем энергосистемам Минэнерго общий выход кабельных линий из строя (аварийные+профилактические пробои) меньше в 3 раза (16,7/6), отбраковка при испыта-

ниях меньше в 2 раза (11/5,4), пробоев в работе меньше в 9 раз (5,7/0,64).

Рассматривая данные Ленинградской кабельной сети, прежде всего следует отметить низкую повреждаемость кабельных линий в работе как один из главных положительных показателей. Следует также отметить, что около 200 кабельных линий в ЛКС Ленэнерго, работающих в особо тяжелых условиях и испытываемых от 3 до 6 раз в год, вообще не повреждаются в работе.

Данные по всем энергосистемам и особенно по ЛКС Ленэнерго неоспоримо опровергают бытующее кое-где мнение о вреде высоких испытательных напряжений и частых испытаний кабельных линий повышенным напряжением постоянного тока.

На основании сказанного при установлении дифференцированных сроков испытаний может быть рекомендовано следующее распределение кабельных линий по группам.

I группа. Периодичность испытаний несколько раз в год. К этой группе должны быть отнесены линии с большой вероятностью механических и коррозионных повреждений, линии, на трассах которых (или вблизи них) проводились или проводятся строительные и ремонтные работы; линии с дефектными кабельными муфтами, выполненными кустарно, кабели с заводскими дефектами; линии, на которых систематически и часто происходят аварийные пробоев. В состав этой группы может входить 15—20% всех кабельных линий.

II группа. Периодичность испытаний 1 раз в год. К этой группе относятся линии, где причины, по которым линии отнесены к I группе, выражены слабо, но на них периодически — преимущественно при испытаниях — возникают пробоев. В состав этой группы может входить 50—55% линий.

III группа. Периодичность испытаний 1 раз в 2—3 года. Относятся линии, на которых отсутствуют указанные ограничения и на которых в течение 5 лет аварийных пробоев или пробоев при профилактических испытаниях не наблюдалось. В состав этой группы может входить 25—30% всех кабелей.

Таким образом, при распределении кабельных линий по группам во II группу рекомендуется включать не более 50—55% линий, в I группу — 15—20%, в III — до 30%.

С учетом местных условий могут быть заметные отклонения от рекомендуемого распределения линий по группам. Вместо перевода кабельных линий в другие группы (с другими сроками испытаний по сравнению с ранее принятыми) может быть изменено испытательное напряжение (ориентировочно на 5—7 кВ вместо перевода в смежную группу).

При распределении кабельных линий по группам с различными сроками испытаний (или с различными уровнями испытательных напряжений) должны быть подведены итоги и дана оценка ранее проводимым профилактическим испытаниям. При анализе ранее проводимых испытаний должна быть определена зависимость числа пробоев кабельных линий при испытаниях n от пробивного напряжения (взятого в долях $U_{\text{макс}}$ испытательного, принятого для данной сети). График такой зависимости изображен на рисунке.

При своевременном выявлении дефектов на кабельных линиях (при правильно установленных величинах испытательных напряжений и сроках испытаний линий) зависимость $n=f(U_{\text{проб}})$ будут иметь вид линий 1 или 2. Подавляющее большинство дефектов на кабельных линиях при этом выявляется заблаговременно при подъемах напряжений до значений, близких к принятому максимальному испытательному напряжению. Кривые 3 и 4 свидетельствуют о неудовлетворительно поставленной системе профилактических испытаний. На многих линиях пробоев наблюдаются при низких значениях испытательного напряжения, близких к уровням обычных коммутационных перенапряжений, когда опасность пробоев линий в работе возрастает. Кривые типа 3 и 4 указывают на то, что профилактические испытания этих линий должны проводиться более интенсивно.

Кабельные линии 35 кВ испытываются в основном 1 или 2 раза в год, при этом при испытаниях 1 раз в год отбраковка составляет 15,8%, повреждаемость в работе — 10,1%, а при испытаниях 2 раза в год отбраковка и повреждаемость составляют по 6,7%.

Принятая периодичность испытаний (1—2 раза в год) и величины испытательных напряжений ($4U_{\text{ном}}$) не могут предотвратить весьма высокую повреждаемость линий в работе. Эффективность испытаний линий 35 кВ не превышает 50—60%. Так как часто испытывать питающие линии 35 кВ трудно, эффективность их испытаний должна повышаться преимущественно за счет увеличения испытательных напряжений до $5U_{\text{ном}}$.

Технические причины повреждаемости кабельных линий 6—10 кВ и число их повреждений в работе (числитель) и при испытаниях (знаменатель) приведены далее.

Заводские дефекты	5,1/5,1
Старение кабельной изоляции	8,8/10,9
Коррозия оболочек кабелей	6,7/7,6
Перегревы и перегрузки	4,8/3,0
Старые механические повреждения	47,2/46,5
Дефекты прокладки	25,0/22,5
Прочие и невыясненные причины	2,4/4,4

Как видно из приведенных данных при профилактических испытаниях выявляются именно те дефекты, которые приводят к пробоям кабельных линий в работе. Подавляющее большинство этих причин (старые механические повреждения, дефекты прокладки, разрушение кабелей коррозией, заводские дефекты в оболочках и защитных покровах) — это местные сосредоточенные дефекты, кото-

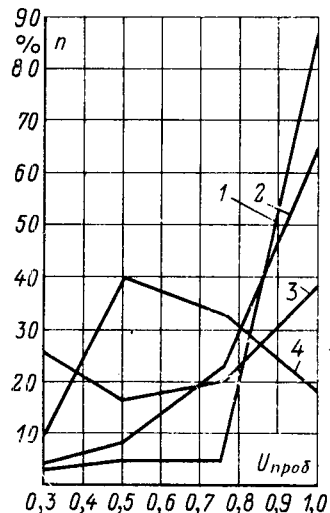


График зависимости числа пробитых кабельных линий от пробивного напряжения. 1, 2 — для энергосистем с правильно установленными испытательными напряжениями и сроками испытаний; 3, 4 — с неправильно установленными испытательными напряжениями и сроками испытаний.

рые хорошо выявляются при испытаниях повышенным напряжением постоянного тока. Если говорить о выявляемости различных дефектов в кабельной арматуре, то следует отметить, что при испытаниях плохо выявляются растяжки жил в соединительных муфтах, в начальной стадии не связанные с нарушением электрической прочности муфт.

Как уже указывалось ранее, применение более высоких испытательных напряжений с целью своевременного выявления дефектов в самих кабельных линиях приводит иногда к повышенной отбраковке конструктивно несовершенных или явно дефектных концевых заделок (поливинилхлоридных, резиновых). Применению более высоких испытательных напряжений, как правило, должна предшествовать плановая замена таких дефектных заделок.

Профилактические испытания не единственное средство повышения надежности кабельных линий. Им должно сопутствовать выполнение ряда других мероприятий по улучшению технического состояния линий и в первую очередь:

применение более надежных конструкций концевых кабельных муфт и заделок;

обеспечение высокого качества монтажных работ без применения суррогатных материалов и нарушений нормальной технологии, резко понижающих надежность и электрическую прочность арматуры;

устранение явно дефектных элементов на действующих кабельных линиях;

предотвращение механических повреждений.

В табл. 2 приведены данные по разбивке кабельных электросетей 6—10 кВ по условным группам, где во внимание приняты не только постановка и результаты проводимых профилактических испытаний, но и некоторые другие факторы, влияющие на надежность работы кабельных линий. Для I группы электросетей (с наилучшими показателями работы) характерны:

наименьшая общая удельная повреждаемость; наименьшая повреждаемость кабельной арматуры (в процентах общего числа повреждений);

высокая эффективность профилактических испытаний.

Профилактические испытания в этой (I) группе электросетей производятся с применением резко дифференцированных сроков испытаний, в большинстве случаев с применением высоких уровней испытательных напряжений. Применяются наиболее надежные типы кабельной арматуры, к монтажу которых допускается преимущественно хорошо обученный персонал.

Таблица 2

Характеристика группы	Группа сетей		
	I	II	III
Протяженность кабельных линий, км	12 000	7 000	7 000
$K_{эфф}$	80—90	70—80	45—70
Удельная повреждаемость, %:			
общая (аварийная и профилактическая)	5—9	15—30	30—50
арматуры (% общего числа)	40—50	55—70	75—80
Профилактические пробои при $U_{исп} > 0,6 U_{пред}$, %	80—90	75—80	40—70

Для II группы электросетей характерна сравнительно высокая эффективность испытаний с применением высоких уровней испытательных напряжений, но не всегда с учетом дифференцированных сроков испытаний. Для этой группы электросетей характерна уже значительно более высокая общая повреждаемость кабельных линий (15—30 вместо 5—9 для I группы), которая в значительной мере объясняется менее надежной работой кабельной арматуры (повреждаемость арматуры в отдельных электросетях этой группы составляет 70% общего количества повреждений).

В III группе электросетей эффективность испытаний явно недостаточна, она нередко бывает меньше 45%. Пробой кабельных линий происходит преимущественно во время работы. Очень высок процент повреждаемости кабельной арматуры, в отдельных электросетях он достигает 90% и более. Кабельная арматура выполняется из суррогатных материалов, квалификация монтажного персонала недостаточна.

Общая удельная повреждаемость кабельных линий в III группе достигает 40—50%, а нередко и значительно превосходит эту величину.

В этой группе электросетей из-за большого количества ослабленных мест на кабельных линиях и, следовательно, низкого уровня изоляции всей кабельной сети применять интенсивную профилактику становится невозможно (большой объем профилактических ремонтов); одни профилактические испытания явно не могут обеспечить надежность таких (запущенных) сетей, где необходимо выполнение других мероприятий по упорядочению их технического состояния.

В то же время следует отметить, что в кабельных сетях с их общим удовлетворительным состоянием (I группа) интенсивные профилактические испытания с использованием как высоких испытательных напряжений, так и дифференцированных сроков испытаний дают возможность обеспечить высокую надежность работы кабельных линий, что прежде всего характеризуется наиболее низкой общей удельной повреждаемостью кабельных линий (наименьшей суммой аварийных и профилактических пробоев).

В табл. 2 приведены результаты анализа функций распределения количеств пробитых (при испытаниях) кабельных линий по величине пробивного напряжения. Более высокой интенсивности и правильно установленному режиму профилактических испытаний соответствует и наибольшее число пробоев линий при наибольших значениях пробивных напряжений (см. также рисунок). Весьма характерным для всех групп электросетей является почти полное совпадение значений эффективности испытаний с процентами пробоев кабельных линий при испытательных напряжениях больших $0,6 U_{пред}$.

Таким образом, функции распределения числа пробитых кабелей от величины пробивных напряжений (см. рисунок) могут и должны использоваться на местах как для анализа и оценки ранее проводившихся профилактических испытаний, так и для установления дальнейшего наиболее рационального режима испытаний кабельных линий.

О начальном приближении при расчете разветвленных нелинейных цепей итерационным методом

Канд. техн. наук БЕРЕЗОВСКИЙ А. Ф.

Ярославль

В [Л. 1] показано использование итерационного метода для получения быстро сходящегося процесса расчета разветвленных цепей постоянного тока с любым числом нелинейных элементов. Основным фактором, определяющим сходимость итерационного процесса является способ составления расчетных уравнений. Однако быстрота сходимости зависит также от вида вольт-амперных характеристик, от выбора начальных приближений и от величин внутренних сопротивлений источников э. д. с. в схеме.

Ниже предлагается опробованный прием, позволяющий получить начальное приближение довольно близко к искомому величинам. Предположим, что в расчетной схеме имеются n нелинейных элементов, питающихся от источников постоянных э. д. с. Будем производить вычислительные опыты, создавая на зажимах нелинейных элементов крайние режимы: разрыв цепи с определением напряжения холостого хода U_x или закорачивание с вычислением тока короткого замыкания I_k . Охватим такими вычислительными опытами все возможные комбинации, число которых будет 2^n . Для каждого нелинейного элемента получим $\frac{1}{2} 2^n$ значений U_x и столько же

значений I_k .

В пределах двух областей, содержащих полученные значения U_x и I_k , находятся такие начальные приближения напряжения холостого хода и тока короткого замыкания, использование которых по методу графического расчета электрической цепи с одним нелинейным элементом даст начальные приближения, близкие к искомому напряжению и току в нелинейных элементах анализируемой сложной цепи.

Эти начальные приближения будем искать, применяя законы математической статистики для произведенных вычислительных опытов. При малом числе наблюдений изучаемое явление может оказаться случайным и очень слабо проявится действие закона больших чисел, состоящего во взаимопогащении влияния случайных второстепенных факторов. Однако возникающие из-за этого погрешности в определении начального приближения будут сняты последующими итерационными приближениями.

Начальное приближение напряжения холостого хода $U_{x.c}$ примем равным среднему значению из всех U_x , полученных для данного нелинейного элемента. Аналогично определим начальное приближение тока короткого замыкания $I_{k.c}$. На вольт-амперной характеристике нелинейного элемента по значениям $U_{x.c}$ и $I_{k.c}$ нанесем две точки внешней характеристики эквивалентного генератора, которым является рассматриваемая электрическая цепь по отношению к данному нелинейному элементу. Для цепи постоянного тока с одним нелинейным элементом внешняя характеристика имеет вид прямой линии, проведенной через нанесенные точки. По точке пересечения вольт-амперной характеристики и внешней харак-

теристики в виде прямой линии определим начальные приближения тока и напряжения для данного нелинейного элемента.

Если в расчетной схеме три нелинейных элемента ($n=3$), то получим матрицу вычислительных опытов, представленную в табл. 1, где x — режим холостого хода; k — режим короткого замыкания.

При пяти нелинейных элементах потребуется сделать 32 вычислительных опыта и уже безусловно следует подумать о сокращении их количества, аналогично тому, как это делается при планировании эксперимента [Л. 2]. Обоснование производимого сокращения числа опытов, изложенное в [Л. 2], здесь не подходит и требуется найти новое.

Для обоснования критерием выберем вероятность того, что производимые вычислительные опыты близки к искомому результату. Используя этот критерий, можно сказать, что опыты № 1 и 2 в табл. 1 маловероятны, поскольку трудно ожидать, чтобы у всех нелинейных элементов оказались одинаковые крайние режимы. Таким образом, опыты № 1 и 2 входят в число сокращаемых. Вероятность остальных шести вычислительных опытов одинакова, и безразлично, какую пару из них сократить; меньше четырех опытов оставлять нельзя, потому что не сможем определить среднее значение для режима холостого хода и для режима короткого замыкания. Исключим, например, еще опыты № 4 и 8, выбранные потому, что для каждого нелинейного элемента они содержат пару противоположных крайних режимов.

Рассмотрим применение предлагаемого приема для схемы на рис. 1 при условии, что нелинейные элементы № 1 и 2 имеют вольт-амперные характеристики $U_1(I)$ и $U_2(I)$, приведенные на рис. 2. Эти рисунки взяты из [Л. 1].

Полученная в этом примере матрица вычислительных опытов при $n=2$, а также соответствующие средние значения даны в табл. 2. Средние значения $U_{1x.c}$, $I_{1k.c}$, $U_{2x.c}$ и $I_{2k.c}$ нанесены на рис. 2 и по ним построены внешние характеристики 1 и 2. Координаты точек пересечения этих характеристик соответственно с вольт-амперными характеристиками $U_1(I)$ и $U_2(I)$ дали начальные приближения, которые представлены в третьей строке табл. 3 в абсолютных значениях, а в четвертой строке — в процентах к четвертому итерационному приближению в [Л. 1]. Начальное и четвертое приближение из [Л. 1] для сравнения выписаны в первую и вторую строку табл. 3. Как видно из табл. 3, если требуемая точность расчетов не превышает 10%, то, получив начальное приближение предлагаемым приемом, достаточно сделать только один итерационный шаг для проверки наступления сходимости.

Изложенный прием определения начального приближения при расчете итерационным методом может применяться также в нелинейных цепях переменного тока, когда используются графические методы анализа цепей постоянного тока [Л. 3]. В таких случаях для упрощения расчетов в установившемся режиме токи и напряжения в нелинейных цепях предполагаются синусоидальными.

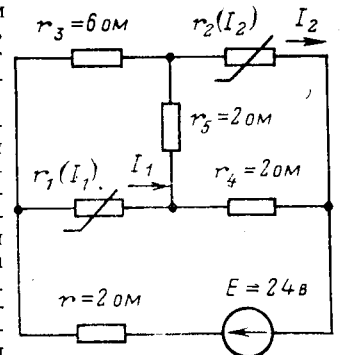


Рис. 1.

Таблица 1

Номер опытов	Номер элементов			Номер опытов	Номер элементов		
	1	2	3		1	2	3
1	x	x	x	5	x	x	k
2	k	k	k	6	k	k	x
3	k	x	x	7	x	k	k
4	x	k	x	8	k	x	k

Таблица 2

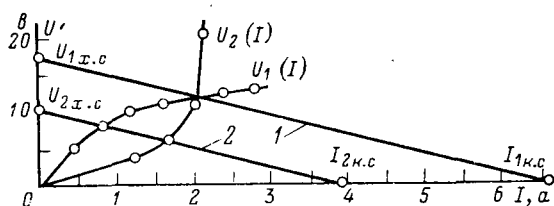


Рис. 2.

Рассмотрим расчет установившегося режима в часто встречающейся схеме с двумя нелинейными дросселями [Л. 4]. При проведении вычислительных опытов в табл. 2 появятся векторные величины и начальное приближение вектора напряжения холостого хода $U_{x.c}$, определится как среднее геометрическое суммы векторов \vec{U}_x . Аналогично будет получено начальное приближение вектора тока короткого замыкания $I_{к.с}$. Для внутреннего сопротивления эквивалентного генератора, образованного остальной частью электрической цепи относительно нагрузки в виде рассматриваемого нелинейного дросселя с характеристикой $U_{2L}=f(I)$, получим выражение:

$$z_{2в} = R_{2в} \pm jx_{2в} = \frac{U_{2x.c}}{I_{2к.с}}. \quad (1)$$

Внешняя характеристика такого эквивалентного генератора примет вид:

$$U_{2L} = \sqrt{U_{2x.c}^2 - I^2 R_{2в}^2} \mp x_{2в} I. \quad (2)$$

Верхние знаки в (1) и (2) будут при индуктивном $x_{2в}$, а нижние — при емкостном.

На графике характеристики $U_{2L}=f(I)$ характеристика по (2) примет вид эллипса с полуосью $U_{2x.c}$ и второй полуосью, наклоненной в сторону положительных значений $U_{2x.c}$, если сопротивление $x_{2в}$ емкостное, или в сторону отрицательных

Номер опытов	Номер элементов			
	1		2	
	$U_{x.c}$, в	$I_{к.с}$, а	$U_{x.c}$, в	$I_{к.с}$, а
1	16	—	8	—
2	18	—	—	3
3	—	6	12	—
4	—	7,2	—	4,8
Среднее	17	6,6	10	3,9

Таблица 3

Приближения	I_1 , а	U_2 , в
Начальное из [Л. 1]	1,20	8,00
Четвертое из [Л. 1]	2,01	5,25
Начальное предлагаемое	2,09	5,75
То же, отнесенное к четвертому из [Л. 1], %	104	109

значений $U_{2x.c}$, когда $x_{2в}$ — индуктивное; при этом проекция второй полуоси на ось тока I будет сохранять величину $U_{2x.c}/R_{2в}$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Основы теории цепей. М., «Энергия», 1965. Авт.: Г. В. Зевеке, П. А. Ионкин, А. В. Нетушил, С. В. Страхов.
2. Налимов В. В. Статистические методы описания химических и металлургических процессов. Металлургиздат, 1963.
3. Бессонов Л. А. Электрические цепи со сталью. Госэнергоиздат, 1948.
4. Березовский А. Ф. Расчет переходных процессов в сложных цепях с несколькими нелинейными элементами. — «Электричество», 1962, № 1, с. 73—75.

[12.7.1973]



УДК 621.319.74

Лабораторный способ сравнительной оценки электризуемости топлив

ГУРЕЕВ А. А., ТУГОЛУКОВ В. М., БУРМИСТРОВ О. А.

Москва

Статическое электричество представляет большую опасность при технологических операциях на нефтебазах, нефтеперерабатывающих заводах, при наливке танкеров, заправке самолетов и т. д. Поэтому в настоящее время проводятся исследования вопросов электризации нефтепродуктов и устранение опасности проявления статического электричества.

Склонность топлива к электризации в условиях его применения является важнейшим показателем его качества. В отечественной и зарубежной литературе для оценки электризуемости топлив предложено несколько методов. Принципиально все методы можно разделить на две группы. Первая группа методов основывается на определении электропроводности топлив, вторая — на имитации условий перекачки или транспортировки с замером образующегося потенциала.

Методы второй группы предпочтительнее вследствие того, что склонность топлив к электризации зависит от скорости образования электрических зарядов и от скорости их растекания по объему топлива до заземленных поверхностей. Методы оценки электризации, основанные на измерении электропроводности по существу оценивают только одну часть этого явления — скорость растекания зарядов и не позволяют судить о скорости их образования. Определение электропроводности топлива может служить дополнительным показателем, уточняющим общую оценку топлива.

Лабораторные методы, имитирующие условия перекачки, можно условно разделить на следующие три типа [Л. 1 и 2].

1. Электризация исследуется при перекачке топлив через трубку, набитую каким-либо твердым диэлектриком, чаще всего стекловатой.

2. Топливо электризуется при истечении из одного резервуара в другой через трубку.

3. Электризация происходит при трении топлива о какой-либо диэлектрик, перемещающийся в топливе с определенной скоростью.

Анализ этих методов позволяет отметить, что для оценки склонности топлива к электризации наиболее пригоден метод третьего типа. Основным недостатком методов первого типа является ненадежность оценки топлив с присадками, так как присадки могут отфильтровываться на стекловолноке. Приборы второго типа имитируют в основном ламинарный режим перекачки и дают малые значения потенциала электризации и поэтому также не пригодны для создания стандартного метода. Как показали опыты, электризация топлив сильно зависит от температуры и влажности. Поэтому стандартное определение склонности топлив к электризации необходимо проводить в условиях постоянной влажности и температуры, что обеспечивается в предлагаемом лабораторном способе сравнительной оценки электризуемости топлив (см. рисунок).

Герметичная камера из оргстекла, экранированная металлической сеткой, снабжена электронагревателем для поддержания постоянной температуры (30°C) и сосудом с насыщенным раствором хлористого кальция для поддержания постоянной влажности (35%). Для лучшего перемешивания воздуха на валу электромотора предусмотрен вентилятор. Поддержание температуры происходит автоматически с помощью реле и контактного термометра. На верхней крышке камеры укреплен электромотор с постоянным числом оборотов (2800 об/мин). На валу мотора с помощью вставки из фторопласта-4 закреп-

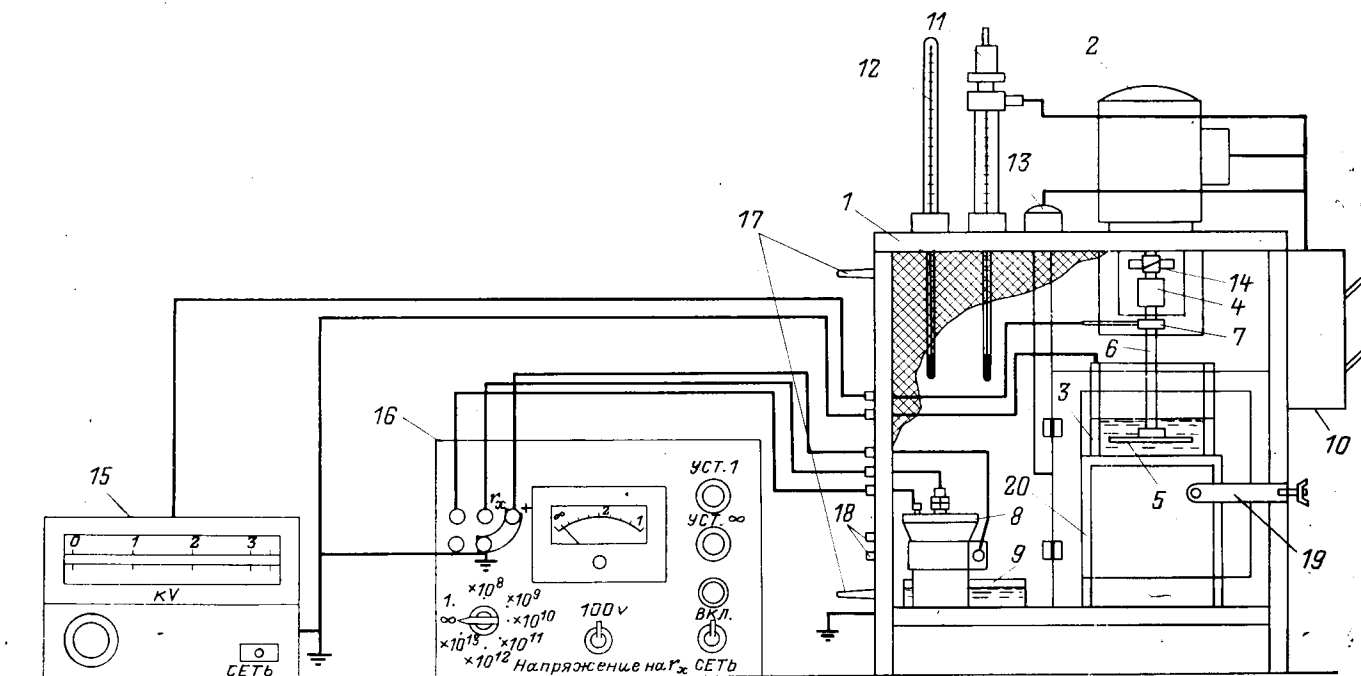


Схема прибора для определения электризуемости и электропроводности нефтепродуктов.

1 — камера; 2 — электропривод; 3 — резервуар; 4 — муфта из фторопласта; 5 — диск-генератор из фторопласта; 6 — вал латунный; 7 — токо-съемник; 8 — электрод для определения удельного объемного электрического сопротивления; 9 — сосуд с раствором для поддержания в камере постоянной влажности; 10 — щиток и реле с пусковым устройством; 11 — контактный термометр; 12 — контрольный термометр; 13 — электронагреватель; 14 — вентилятор; 15 — статический вольтметр; 16 — трансформатор; 17 — штуцера для подвода газообразного азота; 18 — дополнительные клеммы для других измерительных приборов; 19 — загрузочно-разгрузочный люк; 20 — подставка для резервуара.

ляется латунный вал, на конец которого навинчивается диск из фторопласта-4. На латунном валу между фторопластовой вставкой и диском с помощью кронштейна из органического стекла закрепляется шариковый подшипник, от которого отходит провод для замера потенциала электризации топлив. Корпус топливного резервуара соединяется с землей. Внутри топливного резервуара вставляются вертикальные лопасти, которые препятствуют вращательному движению топлива при вращении диска. Измерение потенциала проводится с помощью статических вольтметров. Помимо основного устройства для определения степени электризации топлив в камере прибора устанавливается электрод для замера в данных условиях удельного объемного электрического сопротивления топлива. Определение удельного объемного сопротивления осуществляется в стандартном электроде в соответствии с ГОСТ 6581-66 с помощью тераомметров Ф-507 или Е6-3.

Методика определения склонности топлив к электризации состоит в следующем: 1 л испытуемого образца топлива заливается в предварительно промытый спиртобензолом (1:1) резервуар, затем помещается в герметично закрываемую камеру, в которой выдерживается при погруженном диске и при заданных температуре и влажности воздуха в течение трех часов. Параллельно с пробой топлива, отобранной для определения его электризации, отбирается 50 мл того же образца и помещается в электрод для определения удельного объемного электрического сопротивления. Электрод размещается в камере, где также выдерживается 3 ч. За это время топливо в резервуаре и электроде приобретает температуру камеры и содержание воды в нем становится равным тому равновесному состоянию, которое соответствует данной влажности воздуха. После выдержки включается электромотор и через 10 мин на статическом вольтметре проводится замер величины потенциала электризации топлива. За величину электризации топлива принимается среднее значение из трех определений с интервалом 10 мин. Одновременно измеряется удельное объемное электрическое сопротивление. Сходимость параллельных опреде-

лений электризации удовлетворительна; отклонения от среднеарифметического значения при параллельных определениях потенциалов электризации топлив не превышает $\pm 8\%$.

Разработанный способ позволяет различать топлива по их склонности к электризации и оценивать влияние на этот показатель различных факторов (присадок, механических примесей и т. д.). Данные по электризуемости товарных топлив и топлив с присадками представлены в таблице.

Наименование нефтепродуктов	Удельное электрическое сопротивление, Ом·см	Потенциал электризации, в
T-1	$1,7 \cdot 10^{13}$	2 000
ТС-1	$6,2 \cdot 10^{13}$	2 650
T-7	$3,9 \cdot 10^{13}$	1 900
A-72	$5,4 \cdot 10^{13}$	4 100
АИ-93 (этилированный)	$5,6 \cdot 10^{13}$	2 300
Б-70	$1,1 \cdot 10^{13}$	2 800
ДЛ	$1,4 \cdot 10^{12}$	600
ДЗ	$2,4 \cdot 10^{12}$	1 150
ТС-1 с антистатической присадкой	$7,2 \cdot 10^{11}$	90
T-7 с антистатической присадкой	$1,8 \cdot 10^{11}$	30
T-1 с противозносной присадкой	$2,2 \cdot 10^{13}$	7 600
ТС-1 с противозносной присадкой	$5,2 \cdot 10^{13}$	6 500

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Бобровский С. А. Электризация нефтепродуктов. ЦНИИТЭнефтегаз, 1963.
- Роджерс Д. Т., Шлексер Ц. Е. Теоретические и экспериментальные исследования электризации топлив. Международный нефтяной конгресс. т. IV. М., Гостоптехиздат, 1961.

[16.7.1973]



К вопросу о выборе номинальных напряжений электрических сетей

(Статья А. Б. Крикунчика, «Электричество», 1971, № 1)

ГРИБОВ А. Н.

Ленинград

Поставленный на обсуждение вопрос о номинальных напряжениях сетей электроэнергетических систем тесно связан с задачей определения рациональной структуры Единой высоковольтной сети Советского Союза (ЕВС) и поэтому заслуживает серьезного внимания электроэнергетиков.

А. Б. Крикунчик утверждает [Л. 1]*, что для каждого энергетического района необходимо выбрать свое оптимальное сочетание напряжений. Однако, если при выборе напряжений сетей руководствоваться только районным фактором, то вследствие естественных различий в условиях территориального электроснабжения «оптимальных» сочетаний будет столько, сколько районов. Правда, в статье рассматриваются только сочетания напряжений 110/220/500/1 500 кВ и 110/330/750/1 500 кВ, причем автор обсуждаемой статьи отдает явное предпочтение второму варианту. Но и в этом случае порайонный подход может привести к недопустимой чересполосице сетевых структур. Очевидно, что при решении вопроса о выборе оптимальных напряжений нужно рассматривать не отдельные энергетические районы и сочетания напряжений, а структуру строения ЕВС в целом, исходя из условий наиболее выгодного развития ЕЭС. Целью создания ЕЭС является повышение экономичности, надежности и качества электроснабжения, а также обеспечение ускорения темпов сплошной электрификации страны (в «территориальном» и «уровневом» разрезах). Поэтому оптимальной можно считать только такую структуру ЕВС, при которой наилучшим образом удовлетворяются все эти требования.

Развитие и формирование ОЭС и ЕЭС может совершаться как «снизу» — путем постепенного сращивания сетей автономных ЭЭС и наращивания на существующие сети системобразующих сетей более высокого напряжения, так и «сверху», когда вначале сооружается ряд опорных электростанций и подстанций, связанных между собой мощными линиями электропередачи в системы цепочечного или сетчатого типа, на базе которых формируются районные системы централизованного электроснабжения. Первый способ характерен для начальных этапов электрификации во всех странах. В современных условиях все большее распространение получает второй способ, который позволяет резко увеличить темпы наращивания мощностей электростанций, вовлекая в зону действия ОЭС сразу большие территории страны. Однако этот способ требует сооружения большого числа линий и подстанций повышенного напряжения. Поэтому появление у нас новых сверхвысоких напряжений 750 и 330 кВ, отражающее указанные тенденции в формировании и развитии ОЭС, в определенной мере является закономерным. Сочетание напряжений 330/750 кВ в большей мере, чем сочетание 220/500 кВ, отвечает существующей практике объединения энергосистем с помощью многопролетных «электрических мостов» в «цепочки» и предельном их использовании для дальнего транспорта электроэнергии, что оправдывает сооружение линий более высокого напряжения.

Однако при наличии сетей 220 и 500 кВ применение новых напряжений 330 и 750 кВ связано со значительными дополнительными затратами и эксплуатационными неудобствами. В связи с этим возникает вопрос о целесообразности развития сетей двух близких систем напряжений. Чтобы ответить на него, остановимся на основных закономерностях формирования высоковольтных сетей оптимальной структуры.

При концентрации производства электроэнергии на сравнительно небольшом числе крупных электростанций, рассредоточенных на территории района электрификации, надежное электроснабжение всех потребителей может обеспечиваться только за счет перекрестного питания распределительных подстанций (принцип схемного резервирования), легко реализуемого при сетчатом строении сетей всех уровней напряжения. Требование «закольцованности» распределительных сетей и условие сквозного пропускания через сети промежуточных напряжений больших потоков мощности в сеть низшего напряжения накладывают жесткие ограничения на их выполнение. В первую очередь это касается выбора конфигурации и напряжения сетей (условия совместимости структур), числа и размещения узловых («схемных») подстанций, соотношений длин линий и пропускных способностей сетей разного напряжения. Выбор оптимальной структуры сетей зависит от размещения центров электропотребления и экономико-географических условий района («районного фактора»), но во многом предопределяется размещением опорных подстанций (станций) и конфигурацией базовой сети ЕЭС, так как схемно-технические решения на этом высшем иерархическом уровне («системный фактор») диктуют общие условия — стратегию — формирования и развития одновременно многих районных подсистем.

Анализ сетей сетчатой структуры показывает, что по мере наращивания сетей более высокого напряжения на существующие сети средняя длина питающих линий и радиус действия опорных подстанций увеличивается обычно в 2 раза, а общее число линий и схемных подстанций, приходящихся на единицу площади, уменьшается соответственно в 4 раза. Если принять, что по допустимым режимам передачи длина питающих линий не должна превышать значений $l_{пр} = U_{ном}$ (где l в км, а U в кВ), то номинальное напряжение сети следующей ступени нужно брать большим не менее чем в 2 раза. Так как по условиям экономической загрузки проводов, недопустимости короны и увеличения механических нагрузок на провода с ростом напряжения сечения их увеличивают в 2—3 раза, то в целом передающая способность сетей вдвое больше напряжения возрастает не менее чем в 4 раза, что компенсирует четырехкратное увеличение нагрузки подстанции при удвоении ее радиуса действия. В сетях сетчатой структуры до 20% распределяемой мощности может выдаваться в районную сеть с помощью линий промежуточных напряжений, т. е. без участия основных питательных линий. До 30—40% всей мощности районной подсистемы целесообразно размещать вблизи крупных сосредоточенных потребителей электроэнергии на местных ТЭЦ, полупиковых и пиковых станциях. Это обеспечивает более ровный график загрузки питающих сетей и заметно снижает требования к их пропускной способности.

С другой стороны, размещение схемных подстанций вблизи населенных пунктов района позволяет значительную часть мощности базовой электростанции выдавать потребителям путем прямой трансформации на напряжения 10—0,4 кВ. Кроме того, часть мощности узловых подстанций распределяется по линиям более высокого напряжения (включая линии глубокого ввода).

Благодаря промежуточным отборам мощность транзита, поступающая в сети низшего напряжения, от ступени к ступени снижается, что позволяет соответственно уменьшать расчетную пропускную способность этих сетей. Поэтому в общем случае кратности номинальных напряжений должны повышаться при переходе от высшей к низшей ступени рас-

* Список литературы в конце дискуссии.

пределительных районных сетей. Оптимальные кратности $U_{n(n+1)}/U_{n(n)}$ лежат в интервале значений 2—3.

При заданной конфигурации выбор напряжения базовой сети ЕЭС непосредственно не связан с принятыми соотношениями номинальных напряжений в распределительных сетях и ограничивается в основном расчетными мощностями базовых электростанций и магистральных электропередач, а также допустимыми перепадами мощности в сети.

Из сказанного выше следует, что наибольшее влияние на выбор напряжений распределительных сетей ЕЭС оказывает требование осуществимости схемного резервирования (перекрестных питательных связей), величины промежуточных отборов и генераций активной мощности, плотности потребления электроэнергии и характер распределения нагрузок в районе (удельный вес рассредоточенных потребителей). Поскольку возрастание величины промежуточных отборов можно компенсировать (хотя бы частично) увеличением мощности местных электростанций, а порайонные различия в распределении нагрузок учитываются при выборе конфигураций сетей, то определяющим моментом становится выполнение первого требования, обеспечивающее сплошную территориальную электрификацию и высокую надежность централизованного электроснабжения во всех районах страны при минимальном числе центров генерации.

Если на выполнение ЕВС наложить требование, чтобы перекрестное питание распределительных подстанций было осуществимо на всех ступенях напряжения, начиная с сетей 10—35 кВ, то при соблюдении для линий условий $I_{(n)} \leq U_{n(n)}$ и $I_{(n+1)}/I_{(n)} = 2$ получим в шестиступенчатой сети следующие соотношения предельных длин линий: 10/20—30/40—60/80—120/160—240/320—480 км.

На обжитой территории СССР свыше 90% всех районных центров отстоит от своих областных центров на расстояниях 20—280 км; около 80% расстояний между смежными областными (краевыми, республиканскими) городами находится в интервале 100—350 км. Сопоставляя эти данные с полученными выше соотношениями длин линий разного напряжения, которые одновременно характеризуют допустимые расстояния между опорными подстанциями и их радиусы действия, можно заключить, что при размещении опорных подстанций (базовых станций) ЕВС вблизи областных и крупных неадминистративных центров (городов с населением 50 000 и более человек в нашей стране около 400) для полного охвата обжитой территории Союза необходимо построить пяти-шестиступенчатую высоковольтную сеть, обеспечивающую выполнение перекрестного питания практически всех населенных пунктов страны.

На основе действующей шкалы номинальных напряжений сетей осуществимы две системы напряжений — 10/35/110/220/500/1 150 кВ и 10/35/110/330/750/1 500 кВ, достаточно близко отвечающие указанным выше принципам рационального построения сетей ЕЭС. Однако с точки зрения их соответствия планируемым масштабам концентрации генерирующих мощностей, ожидаемым темпам роста электропотребления и условиям перспективного развития ЕЭС эти системы напряжений существенно различаются.

Научный прогноз развития энергетики показывает, что электропотребление по-прежнему будет удваиваться за 7—10 лет. В связи с увеличением объема электропотребления резко возрастут единичные мощности агрегатов, электростанций и магистральных линий — соответственно до 1 200, 4 000 и 6 000 Мвт в этом десятилетии и примерно до удвоенных величин к концу столетия. Заметно повысится надежность и качество централизованного электроснабжения. Резко возрастет удельный вес АЭС. При планируемых темпах наращивания единичных мощностей сочетание напряжений 330/750 кВ имеет несомненные преимущества перед сочетанием 220/500 кВ, но внедрение его связано с большими одновременными затратами. Низкая передающая способность сетей 110 кВ и недостаточная пропускная способность линий 330 кВ исключают возможность длительного использования последних в качестве системообразующих линий. Уже при внедрении блоков 500—800 Мвт необходимо переходить к сооружению базовой сети 750 кВ, что и наблюдается в некоторых районах страны. Большой разрыв между номинальными напряжениями 750 и 220 кВ вынуждает одновременно с сооружением линий 750 кВ интенсивно развивать сети 330 кВ несмотря на наличие разветвленной сети 220 кВ в данном районе.

Из-за ограниченной передающей способности сетей 220 кВ при напряжении базовой сети 500 кВ единичная мощность опорных электростанций в среднем не должна превышать

3 000—4 000 Мвт. В случае относительно равномерного распределения этих станций и центров электропотребления на территории страны система напряжений 10/35/110/220/500 кВ могла бы обеспечить необходимые условия для полной электрификации всех районов на уровнях электропотребления, прогнозируемых для 2000 г. Однако в действительности центры генерации и центры потребления электроэнергии распределены весьма неравномерно, причем расстояния между опорными подстанциями во многих случаях оказываются больше допустимых для сетей с пятью ступенями напряжения. Неравномерность в размещении топливно-энергетических ресурсов и отдаленность их от промышленно развитых районов, необходимость прибегать к дальнему транспорту электроэнергии вынуждают при формировании ЕЭС применять для системообразующих линий более высокие напряжения, что расширяет их транспортные способности и создает необходимые условия для сооружения крупноблочных КЭС и АЭС. Сочетание напряжений 500 и 750 кВ ввиду их относительной близости представляется мало рациональным. Ультравысокое напряжение 1 150 кВ пока не освоено и внедрение его может затянуться. Учитывая, что уже в этом десятилетии начнет создаваться с ускорением темпов сеть АЭС в западных и северных районах страны, целесообразность самого применения столь высокого напряжения для базовой сети ЕЭС не вполне очевидна. В ЕЭС со сбалансированными по мощности подсистемами неиспользуемые резервы пропускной способности линий 1 150 кВ будут чрезмерно велики, и, следовательно, огромные затраты на сооружение сетей 1 150 и 500 кВ могут оказаться неоправданными. В то же время загрузка этих сетей большими транзитными потоками мощности сибирских КЭС противопоставлена по условиям обеспечения устойчивости всего энергообъединения по отношению к каскадным авариям. По линии 1 150 кВ можно передать мощность свыше 5 000 Мвт. Прием и распределение такой мощности при базовом напряжении 500 кВ и распределительном напряжении 220 кВ потребует существенного усиления этих сетей на первом этапе создания базовой сети 1 150 кВ, когда линии этого напряжения будут выполнять преимущественно транспортные функции. Кроме того, многие существующие линии 500 кВ проложены по наиболее энергетически напряженным направлениям, вдоль которых целесообразно прокладывать и линии 1 150 кВ. Такое наложение сетей с точки зрения рационального развития ЕВС весьма нерационально. Таким образом, сочетание напряжений 220/500/1 150 кВ можно было бы считать оптимальным для условий форсированного строительства сверхдальних электропередач магистрального типа на мощности около 5 000 Мвт и выше с целью покрытия растущего дефицита энергии в европейских районах Советского Союза. Ориентация только на этот, мало надежный, путь развития ЕЭС, связанный с огромными капиталовложениями в сибирские угольные бассейны и КЭС, сверхмощные магистрали, приемные сети и дублирующие мощности, может привести к грубым просчетам. Тем более, что в связи с прогрессом в автономной энергетике неизбежность его уже сейчас представляется сомнительной. Однако одновременное широкое развитие плохо сопрягаемых сетей 220/500 кВ и 330/750 кВ также нельзя считать лучшим решением.

В сложившихся условиях в качестве базового напряжения ЕВС более оправдано 750 кВ, применение которого уже является свершившимся фактом. Напряжение 500 кВ в определенном смысле сыграло свою роль и должно уступить место более высокому напряжению 750 кВ, тем самым будут в значительной мере сняты ограничения на рост единичных мощностей энергоблоков сверх 1 200 Мвт и магистральных электропередач. Учитывая большую гибкость шестиступенчатой структуры ЕВС, дальнейшее развитие ЕЭС страны целесообразно выполнять на основе номинальных напряжений 10, 35, 110, 220, 400 и 750 кВ, восстановив в правах напряжение 400 кВ как более отвечающее оптимальной структуре напряжений сетей. При этом двухцепные линии 500 кВ могут быть закольцованы с новыми линиями 750 кВ, а двухцепные линии 330 кВ — с линиями 400 кВ ввиду их близости по пропускной способности. В дальнейшем напряжения 150, 330 и 500 кВ могут быть исключены из стандарта. Более высокая пропускная способность сетей 400 кВ (по сравнению с сетями 330 кВ) позволит развивать базовую сеть без излишнего форсирования, обеспечивая в то же время достаточно высокие темпы наращивания мощностей. На начальной стадии формирования базовой сети 750 кВ линии этого напряжения могут использоваться для передачи на Урал и в восточные районы европейской части Союза дешевой энергии экибастузских КЭС, а также для

кольцевания опорных подстанций и крупных электростанций Поволжья, Юга и Центра европейской части страны, а также Центральной Сибири, Западной Сибири, Казахстана и Средней Азии. В результате будет создана ЕЭЭС, охватывающая все обжитые районы страны, и подготовлены условия для сооружения мощных долготных и широтных магистральных электропередач. Восстановление в стандарте напряжения 400 кВ заметно облегчит объединение ЕЭЭС с энергосистемами стран СЭВ и Финляндии, в которых принято напряжение 400 кВ и в перспективе намечается применение напряжения 750 кВ.



ГРУДИНСКИЙ П. Г., ЧИЖОВ Д. Г., ИОХВИДОВ Э. С., ЛОШАК Б. О.

Москва

Правильный выбор систем номинальных напряжений во многом определяет экономичность сооружения и надежность работы такого сложного комплекса, каким является ЕЭС СССР. Опубликованные в журнале «Электричество» две статьи, посвященные этому вопросу [Л. 1 и 2], заметно противоречат друг другу. Положения, высказанные в этих статьях, особенно в [Л. 2], вызывают возражения. Можно согласиться с [Л. 2], что для ЕЭС СССР наиболее целесообразно было бы принять одну систему напряжений и что подходящей была бы система 110—220—500—1150 кВ. Первые ступени этой системы предопределены планом ГОЭЛРО, последние диктуются размерами территории СССР. Однако в СССР создана и внедряется вторая система напряжений 110—330—750 кВ. Сети 330 кВ этой системы по протяженности даже несколько больше сетей 500 кВ, что само по себе говорит о их жизнеспособности. Внедрять, как рекомендуется в [Л. 1], эту систему напряжений на территориях, где применяется система напряжений 220—500 кВ, даже если это дает некоторую экономическую выгоду, нецелесообразно. Необходимо правильно сочетать эти две системы напряжений.

Этот вопрос был предметом рассмотрения в Научно-техническом совете Минэнерго СССР, который принял следующее решение, утвержденное руководством Министерства энергетики и электрификации:

«В целях усиления межсистемных связей Северо-Запад — Центр — Юг, обеспечения выпуска избыточной мощности и улучшения режимов работы электростанций энергосистем Северо-Запада признать необходимым создание до 1980 г. единой связанной между собой сети 750 кВ, опирающейся на мощные конденсационные электростанции района, часть генераторов которых должна коммутироваться непосредственно на напряжение 750 кВ.

Считать правильным принятое Энергосетьпроектом направление последующего усиления сети 330 кВ ОЭС Северо-Запада путем сооружения линий электропередач 750 кВ. Учитывая, что ОЭС Северо-Запада и ОЭС Юга развивались, применяя систему напряжений 110(150)—330—750 кВ, а ОЭС Центра — 110—220—500 кВ, смыкание двух систем напряжений производить в минимальном числе коммутационных узлов, как правило, на шинах мощных электростанций (Курской, Смоленской и др.). К востоку от линии 750 кВ Курск — Смоленск — Ленинград должна применяться система напряжений 500—220—110 кВ, к Западу — система 750—330—110 кВ.

Под это решение было подведено и техническое и экономическое обоснование.

Между тем в [Л. 2] утверждается, что сети 330 кВ неэкономичны, что пропускная способность их недостаточна; токи короткого замыкания в них велики, что развитие этих сетей требует применения дополнительных трансформаторов 220/330 кВ и 330/500 кВ. В связи с этим предлагается ограничить применение этих сетей в ОЭС Юга и ОЭС Северо-Запада, причем о сетях 750 кВ упоминают только ОЭС Юга, о создании сетей 750 кВ в ОЭС Северо-Запада умалчивается.

Экономичность системы 110—330—750 кВ для электрификации Юга и Северо-Запада европейской части СССР доказана в [Л. 1]. Иной результат расчетов экономичности, приведенный в [Л. 2], объясняется в какой-то мере соотношением стоимостей оборудования, принимаемый по данным [Л. 6], где соотношение стоимостей принято неблагоприятным для напряжения 750 кВ и более благоприятным для 1150 кВ, что видно из следующей таблицы.

Сочетание напряжений 400/750 кВ не исключает в будущем возможности и целесообразности сооружения сети ультравысокого напряжения 1150 или 1500 кВ, но и не делает такой путь развития ЕЭС обязательным, как это неизбежно при применении сочетания 220/500 кВ. В более отдаленной перспективе (за пределами 2000 г.) развитие ЕЭЭС может пойти либо по пути наращивания на сеть 750 кВ сети ультравысокого напряжения, либо по пути создания параллельной системы территориального электроснабжения на основе напряжений 750 и 400 кВ.

Номинальное напряжение, кВ	Отношение ступеней напряжений $U_{(n+1)}/U_n$	Соотношение стоимостей		
		для ВЛ $\frac{C_{л(n+1)}}{C_{лn}}$	для ячеек выключателей $\frac{C_{в(n+1)}}{C_{вn}}$	для трансформаторов $\frac{C_{т(n+1)}}{C_{тn}}$
330	1,5	1,4	1,8	1,1
500	1,5	1,4	3,5	2,0
750	1,53	1,3	2,5	2,0
1150				

Из таблицы можно видеть, что принятое Энергосетьпроектом соотношение стоимостей оборудования 750 кВ по отношению к 500 кВ резко возрастает по сравнению с соотношениями для других напряжений шкалы. Между тем, при напряжении 750 кВ еще сохраняется пропорциональность между напряжением и дистанционным промежутком, в то время как при напряжении 1150 кВ такая пропорциональность нарушается в неблагоприятную сторону.

Завышение стоимостей оборудования 750 кВ в расчетах Энергосетьпроекта можно показать и путем их сравнения со стоимостями оборудования 330 кВ, принимаемыми в наших и в зарубежных проектных материалах. Так, стоимость трансформаторов 750 кВ повышается по сравнению с трансформаторами 330 кВ в 2 раза, а ячейки выключателей — в 6 раз. По данным [Л. 7] соответствующие отношения в США для напряжений 765 кВ и 345 кВ будут 1,3 и 2,7.

Очевидно, что принятые в расчетах Энергосетьпроекта стоимости оборудования 750 кВ не соответствуют трудовым затратам, поэтому выводы технико-экономического анализа [Л. 2] представляются неубедительными.

В [Л. 2] утверждается, что пропускная способность линий 330 кВ оказалась недостаточной для выдачи мощности крупных электростанций и перетоков мощности между энергосистемами. Это не соответствует действительности, так как выдача мощности ряда крупных электростанций ОЭС Юга на напряжении 330 кВ не вызвала особых затруднений. Недостаточная пропускная способность межсистемных связей могла бы получиться только в том случае, если бы задержалось сооружение сетей 750 кВ и не был бы предусмотрен выпуск мощности крупных станций на этом напряжении. Недостаточная пропускная способность сети 330 кВ для выдачи мощности от некоторых электростанций, если она даже имеет место, никак не является недостатком системы напряжений 330—750 кВ.

В [Л. 2] утверждается, что вследствие введения напряжения 330 кВ в ОЭС Юга возникла сложная проблема с ограничением токов короткого замыкания. Однако эта проблема не возникла, если бы в проектах развития сетей были предусмотрены мероприятия по обеспечению оптимального уровня токов короткого замыкания.

Еще более несправедливым является утверждение в [Л. 2], будто при внедрении системы напряжения 110—330—750 кВ возникает необходимость в большом числе трансформаторов 220/330 и 330/500 кВ. Появления таких трансформаторов можно было бы избежать, если бы не предусматривалось наложение сетей 500 кВ на сети 330 кВ. Проектные организации наметили сооружение большого числа линий 220 кВ на террито-

риях, занимаемых сетями 330 кВ, имея в виду последующее развитие на напряжении 500 кВ.

Предложение авторов [Л. 2] надстроить сети 110—330 кВ Северо-Запада сетями 500 кВ является совершенно неправильным. В некоторых случаях при сравнении вариантов напряжений сетей с заданными конечными условиями может оказаться, что принятие промежуточной ступени напряжения (например 500 кВ в сетях 330 кВ) дает решение, несколько меньшее по капитальным затратам. Но это происходит потому, что при более высоко напряжении основной ступени — 750 кВ — вкладываются средства в будущее развитие, что выпадает из учета. Следует отметить, что действующими правилами и нормами такое наложение напряжений не допускается. В «Руководящих указаниях и нормативах по проектированию развития энергосистем» сказано: «Сочетание напряжений, входящих в разные шкалы, например, 220—330 кВ, 330—500 кВ, 500—750 кВ, как правило, не должны применяться, кроме мест соединения сетей ОЭС, использующих разные шкалы напряжений».

Ряд инженеров, по роду своей деятельности длительное время наблюдавших за развитием сетей 330 кВ, не отрицая недостатков, которые выявились за последние годы из-за отмеченных выше особенностей их проектирования, утверждают, что внедрение напряжения 330 кВ ускорило и удешевило электрификацию обширных районов Юга и Северо-Запада и что иначе эта задача не могла бы быть выполнена своевременно. Те неудобства и затруднения, которые возникают при объединении сетей двух систем напряжений, в значительной мере окупаются уже полученным эффектом.

Сети напряжения 750 кВ лучше других решают вопрос об объединении ряда сверхмощных электростанций, сооружаемых и намеченных к сооружению в системе Юга и Северо-Запада и наиболее подходят для объединения ЕЭС СССР с сетями стран СЭВ. Связи с этими странами на напряжении 750 кВ уже намечены и будут осуществляться.

Для освоения напряжений 330 и 750 кВ наша страна сделала большие усилия и вложила значительные средства. Эти усилия и средства должны быть полностью использованы. Это диктуется также и другими, очень важными соображениями. Для конденсационных газомазутных электростанций серийной становится установка энергоблоков мощностью 800 Мвт и на смену ей готовится новая серия еще более мощных энергоблоков — 1200 Мвт. Электростанции будут иметь не менее четырех таких энергоблоков, часть которых целесообразно присоединять к сети 750 кВ.

В области атомной энергетики принят твердый курс на применение реакторов мощностью 1 млн. кВт и идет подготовка к применению реакторов мощностью 1,5—2,0 млн. кВт. Электростанции с такими реакторами, как правило, будут иметь мощность 4—6 млн. кВт.

Естественно ожидать ввода не менее двух энергоблоков в год на каждой электростанции. Уже сейчас возникло предложение о вводе на одной из новых электростанций в один год трех энергоблоков по 800 Мвт. Такой концентрированный ввод энергоблоков неизбежно вызывает осложнения с выдачей мощности в сеть, так как за редким исключением использовать в одном районе возникшую дополнительную мощность 3—4 млн. кВт практически невозможно. Возникает необходимость передачи значительной части этой мощности в другие районы, а это требует создания межсистемных электропередач соответствующей пропускной способности.

Но значение постройки таких электропередач выходит за рамки указанной задачи. При компоновке электростанции энергоблоками мощностью порядка 1,0 млн. кВт вполне вероятна такая ситуация, когда один из энергоблоков остановлен в капитальный ремонт, а другой в это время аварийно остановлен.

Это означает, что распределительная электросеть, отходящая от электростанции, может сразу потерять генерирующую мощность порядка 2 млн. кВт. Передача из другого района такой мощности по распределительным сетям навряд ли возможна и, во всяком случае, нарушит нормальный режим их работы.

Отсюда вытекает необходимость, чтобы новые сверхмощные электростанции были связаны между собой, помимо распределительных линий, очень мощными электропередачами с пропускной способностью одной цепи не менее 2—3 млн. кВт. Для этих электропередач и намечено применить напряжение 750 кВ переменного тока. В дальнейшем в районах, где действует система напряжений 110—220—500 кВ, для таких электропередач будет применяться напряжение 1150 кВ после его освоения на опытной линии. Эти соображения не учитываются в [Л. 2].

Система напряжений 110—330—750 кВ должна найти широкое применение в системах Юга и Северо-запада и в тяготеющих к этим ОЭС районам. Объединение сетей 330—750 кВ с сетями 500—1150 кВ следует осуществлять в возможно меньшем числе пунктов.



АЛЕКСАНДРОВ Г. Н., ЛИСОЧКИНА Т. В., ЩЕРБАЧЕВ О. В.

Ленинград

Основой острой полемики вокруг целесообразной шкалы номинальных напряжений, ведущейся на протяжении длительного периода [Л. 1 и 2], является широко распространенное мнение об однозначном соответствии каждому классу напряжения определенной величины натуральной мощности линии. Принятие такой предпосылки автоматически приводит к выводу о существенных ошибках, допущенных в прошлом при назначении ступеней напряжения (см. табл. 1). Для существующей в настоящее время шкалы номинальных напряжений при принятых габаритах опор и конструкциях проводов натуральные мощности линий соседних классов отличаются всего в 2,5—3 раза (см. табл. 1).

Увеличение натуральной мощности линий при переходе к каждой следующей ступени напряжения оказывается слишком малым, чтобы обеспечить экономически целесообразное

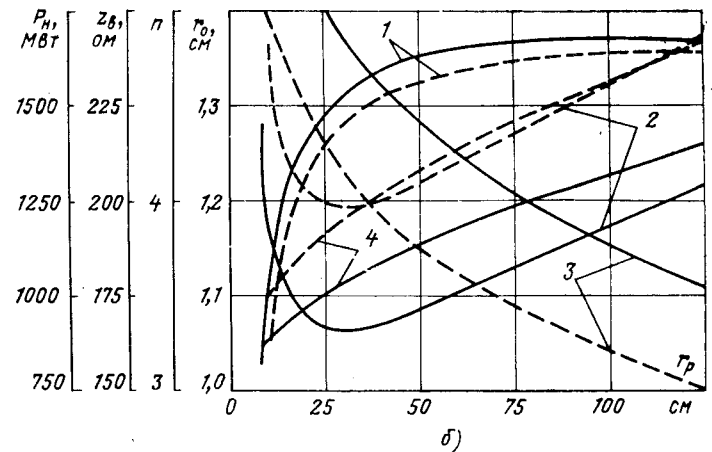
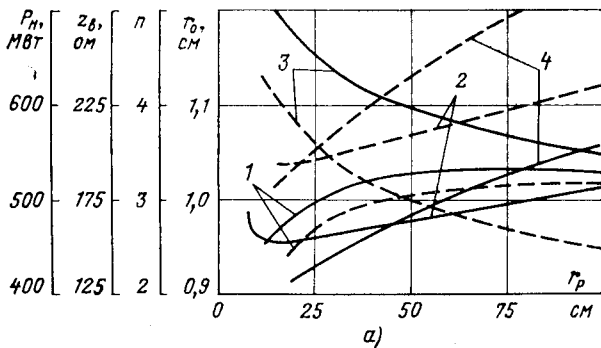
сочетание таких напряжений в энергосистемах. В связи с этим и возникли районы с разными системами напряжений (110/220/500 кВ и 110(150)/330/750 кВ), для которых натуральные мощности линий соседних классов отличаются в 5—6 раз. Такое значительное отличие пропускной способности линий смежных ступеней приводит либо к появлению многоцепных передач более низкого напряжения, либо к недогрузке в течение длительного времени линии более высокого напряжения, что в обоих случаях увеличивает затраты на передачу электроэнергии.

По-видимому, в соответствии с широко распространенным мнением наиболее целесообразным является изменение пропускной способности линий смежных ступеней напряжения приблизительно в 4 раза, что определяется сложившимися темпами роста нагрузок и плотностями нагрузок. Создание таких систем (рядов) номинальных напряжений, при которых натуральная мощность линий отличается примерно в 4 раза, возможно на базе существующей шкалы номинальных напряжений, если использовать возможность регулирования натуральной мощности линий путем изменения волнового сопротивления линии, а не только за счет изменения напряжения. Существенное уменьшение волнового сопротивления линии может быть достигнуто увеличением радиуса расщепления проводов, а также сближения соседних фаз в результате применения V-образной подвески проводов. При увеличении радиуса расщепления и сближении фаз увеличивается необходимое число составляющих в фазе [Л. 3] (см. рисунок). Все данные рисунка соответствуют применению проводов типа АСГ ($\mu_3=0,67$) при плотности тока $j=1$ а/мм² для ВЛ 500 и 750 кВ и $j=1,4$ а/мм² для ВЛ 330 кВ и степени ограничения коронного разряда $U_{ф}/U_{к}=0,85$.

Таблица 1

Класс напряжения, кВ	220	330	500	750	1150
Натуральная мощность линии, Мвт	125	290* 360**	900	2200	6000
Отношение натуральных мощностей линий соседних классов	—	2,3—3	2,5—3	2,5	2,5

* С одиночными проводами.
** С расщепленными проводами.



Как видно из рисунка, оптимальное число составляющих в фазе имеет минимум при радиусах расщепления, приблизительно соответствующих применяемым в настоящее время (для ВЛ 330 кВ — 20 см; 500 кВ — 30 см; 750 кВ — 40 см). При увеличении радиусов расщепления сверх указанных величин необходимое число составляющих увеличивается. Однако при этом быстро уменьшается волновое сопротивление линии и соответственно увеличивается ее натуральная мощность, что в соответствии с выполненными расчетами [Л. 4] приводит к улучшению технико-экономических показателей линий (уменьшение стоимости передачи электроэнергии). Эта тенденция сохраняется вплоть до значений радиусов, в 3—4 раза превосходящих применяемые в настоящее время. При этом натуральная мощность линий увеличивается примерно на 30—40%. Сближение фаз путем применения V-образной подвески проводов позволяет дополнительно повысить натуральную мощность линии на 15—20%. В результате пропускная способность линии с расщепленными проводами может быть увеличена на 40—50%.

Еще больший эффект достигается для ВЛ 220 кВ, выполняемых в настоящее время только с одиночными проводами. При радиусе расщепления 0,4—0,5 м и V-образной подвеске проводов натуральная мощность этих линий может быть увеличена почти вдвое, что существенно для относительно длинных линий. Интересно отметить также, что при увеличении радиуса расщепления проводов линий с V-образной подвеской практически не требуется увеличивать расстояние между фазами, так как оно связано с выравниванием поля между проводом и опорой (увеличивается число составляющих), что приводит к увеличению электрической прочности воздушных промежутков на опоре [Л. 5].

Еще большее сближение фаз может быть достигнуто при глубоком ограничении перенапряжений, например, до расчетной кратности 1,5.

В табл. 1 сопоставлены параметры линий с обычными и увеличенными радиусами расщепления.

Таблица 2

Класс напряжения, кВ	Расчетная кратность перенапряжений	Подвеска проводов	Расстояние между фазами, м	Радиус расщепления, м	Натуральная мощность линии, Мвт	Конструкция фазы
220	3,0	Свободная	7	—	125	АСО-400
220*	3,0	Свободная	7	0,4	210	3×АС-185
220*	3,0	V-образная	4,5	0,5	260	4×АС-185
330	2,7	Свободная	9	0,2	0,35	2×АСО-240
330*	2,7	V-образная	5,5	0,6	0,51	3×АСО-240
330*	1,5	V-образная	3,5	0,6	0,65	4×АСО-240
500	2,5	Свободная	12	0,25	0,90	3×АСО-300
500*	2,5	V-образная	8	0,75	1,25	4×АСО-300
500*	1,5	V-образная	5,5	0,75	1,45	5×АСО-300
750	2,1	Свободная	19	0,42	2,2	4×АСУ-400
750*	2,1	V-образная	11	1,0	3,1	7×АСО-300
750*	1,5	V-образная	8	1,0	3,5	8×АСО-300

* ВЛ с увеличенным радиусом расщепления.

Зависимости от радиуса расщепления проводов фазы радиуса (1) и числа составляющих (2), волнового сопротивления (3) и натуральной мощности (4) линий: а — 330, б — 500 и в — 750 кВ для принятой кратности перенапряжений (сплошные линии) и сниженной до 1,5 (пунктир).

Если в качестве оптимального отношения натуральной мощности двух смежных классов напряжения принять 4, то указанное варьирование параметров линий позволяет наметить целый ряд сопрягающихся вариантов электропередач. Во втором столбце табл. 3 приведены натуральные мощности линий каждого класса при двух величинах радиуса расщепления: обычных и увеличенных втрое. Цифры диагонали соответствуют натуральной мощности линий высшего класса напряжения (указанного в горизонтальной строке заголовка таблицы) и помещены в строке сопрягаемого низшего класса. Большое число сопрягаемых вариантов электропередач позволяет получить три системы напряжений:

110/220/330*/750/1 150* (1 500);
110/220 (220*)/500/750*/1 500* (1 800);
110 (150)/330/500*/1 150/1 800*.

Эти системы характерны тем, что в каждой из них используется последовательный ряд почти всех существующих классов напряжения. Вторая система наиболее распространена в Советском Союзе, но из изложенного выше следует, что ее надстройку можно произвести не электропередачами класса 1 150 кВ, а класса 750* кВ с увеличенной пропускной способностью. Это показывает, что не следует исключать появления электропередач класса 750* кВ в тех районах, где широкое распространение получили электропередачи класса 500 кВ. Появление класса 750* кВ является логическим следствием развития второй системы напряжения, а не обязано только существованию класса 330 кВ.

Третья система напряжения, получившая распространение на Украине и Северо-Западе, логично «достраивается» клас-

*Везде далее ВЛ с увеличенным радиусом расщепления.

Таблица 3

сами 500* и 1150 кв. Поэтому создание электропередач 750 кв в этих районах при ограниченной пропускной способности ВЛ 330 кв является неоправданным. Об этом свидетельствуют и меры по ограничению пропускной способности ВЛ 750 кв в этих районах (чрезмерное увеличение междуфазовых расстояний для уменьшения сечения проводов).

Первая система опровергает тезис о несовместимости электропередач 220 и 330 кв [Л. 1 и 2] и о бесспорном преимуществе ВЛ 500 кв при формировании сетей [Л. 2]. Эта система может полностью вытеснить третью систему на Украине.

Приведенные ряды номинальных напряжений позволяют наметить и последующие ступени напряжений электропередач. Широкое применение электропередач класса 750 кв (согласно первому и второму рядам) определяет целесообразность создания в будущем электропередач класса 1500 кв. Для наложения на сеть 1150 кв необходимы электропередачи класса 1800 кв.

Приведенные соображения позволяют заключить, что применение линий классов 330*, 500* и 750* кв с увеличенными радиусами расщепления проводов и повышенными пропускными способностями может дать для многих систем более экономичные решения по сравнению с применением линий более высоких классов напряжения «малой» пропускной способности. Естественно, что в каждом конкретном случае необходимы проектные проработки, учитывающие возможности смыкания систем, построенных с использованием различных рядов номинальных напряжений между собой без промежуточных трансформаторов. Например, если на сеть 330 кв Северо-Запада наложить сеть 500* кв вместо 750 кв, то в системе Центра не потребуется применять трансформаторы 500/750 кв. Линии 500* кв, по-видимому, дадут более экономичное решение на расчетную перспективу.

Номинальное напряжение ВЛ низшего класса, кв	Натуральная мощность линии, Гвт	Номинальное напряжение ВЛ высшего класса, кв												
		330*	500	500*	750	750*	1150	1150*	1500	1500*	1800	1800*		
220	0,13	$\frac{0,51}{0,65}$	0,90											
220*	0,26		0,90											
330	0,36			$\frac{1,25}{1,45}$										
330*	$\frac{0,51}{0,65}$				2,20									
500	0,90					$\frac{3,10}{3,50}$								
500*	$\frac{1,25}{1,45}$						6,00							
750	2,20							$\frac{9,00}{10,00}$	10					
750*	$\frac{3,10}{3,50}$									15	15			
1150	6,00													22
1150*	$\frac{9,00}{10,00}$													

* ВЛ с увеличенным радиусом расщепления.

Примечание. В знаменателе дроби указаны натуральные мощности линий с расчетной кратностью; перенапряжений 1,5.

Следует заметить, что распространенное мнение о нецелесообразности сосуществования в отдельных районах смежных классов напряжений в значительной степени обусловлено отсутствием в СССР опыта применения трансформаторов с продольно-поперечным регулированием напряжения, широко используемых в сетях ряда стран. При наличии таких трансформаторов можно ожидать, что наиболее экономичными окажутся решения, в которых будут встречаться взаимные проникновения различных рядов номинальных напряжений при сохранении всей существующей шкалы от 110 до 1150 кв и выше.



Ответ автора

В отклике [Л. 9] рассматриваются две системы напряжений электрических сетей: 10—35—110—220—500—1150 кв и 10—35—110—330—750—1500 кв, но недостаточно подчеркнута необходимость, что применение в данной энергосистеме полной шкалы напряжений соответствующей системы или неполной (некоторые напряжения выпадают) зависит в первую очередь от плотностей нагрузки, темпов их роста и исторических условий формирования системы. Так в последние годы в схемах электроснабжения городов и крупных промышленных предприятий применяется трансформация 110/10 кв или 110/6 кв. При определенной плотности нагрузки или ограниченности радиуса электроснабжения применяется трансформация 500/110 кв. Могут оказаться выгодными и сочетания напряжений 750—220 кв (имеется в Канаде и намечается во Франции) и даже 750—138 кв (США).

В [Л. 9] утверждается, что оптимальные кратности между соседними применяемыми в одной энергосистеме напряжениями лежат в интервале 2—3. Если это и близко к истине для сверхвысоких напряжений [330—750 кв] и ультравысоких напряжений (выше 1000 кв), то совершенно несправедливо для

напряжений в диапазоне 220 кв и ниже. В [Л. 9] указывается, что при планируемых темпах наращивания единичных мощностей сочетание напряжений 330—750 кв имеет несомненные преимущества перед сочетанием 220—500 кв, но что внедрение его связано с большими единовременными затратами. Однако, как показали расчеты по конкретным энергосистемам, сочетание напряжений 110—330—750 кв по сравнению с сочетанием 110—220—500 кв, как правило, требует меньших капиталовложений. Потери электроэнергии будут также, как правило, меньше при сочетании напряжений 110—330—750 кв.

В [Л. 9] отмечается, что сочетания напряжений 330—750 кв в большей мере, чем сочетание 220—500 кв, отвечают существующей практике объединения энергосистем, однако одновременное широкое развитие плохо сопрягаемых сетей 220—500 кв и 330—750 кв нельзя считать лучшим решением. Но автор [Л. 1] не предлагает в одной и той же энергосистеме применять оба названных сочетания напряжений. В районах, где сложились сети 110—220—500 кв, они могут развиваться на на этих же напряжениях, а в новых районах развивать более выгодные и перспективные сети 110—330—750 кв.

Основной вывод отклика [Л. 9] о том, что дальнейшее развитие ЕЭС страны целесообразно выполнять на основе номинальных напряжений 10, 35, 110, 220, 400 и 750 кВ, в связи с чем предлагается исключить из стандарта номинальных напряжений 150, 330 и 500 кВ, не может быть не признан неожиданным и бездоказательным. Сети 330 и 500 кВ в СССР обслуживают огромные территории и имеют очень большое народнохозяйственное значение. На 1 января 1973 г. протяженность сетей в одноцепном исчислении 330 кВ 16 244 км и 400—500 кВ — 15 901 км*. Что же касается сетей в новых районах, где нет линий с напряжением выше 110 кВ, то и для них оптимальные отношения между соседними напряжениями в современных условиях не могут быть столь малыми, как в системе 110—220—400—750 кВ. Во всяком случае при современных плотностях нагрузок более экономичной и прогрессивной является система 110—330—750 кВ. Мнение автора [Л. 9] о том, что большие масштабы строительства АЭС при условии развития сетей 750 кВ создадут условия, когда сети ультравысокого напряжения 1150 или 1500 кВ могут понадобиться только за пределами 2000 г., представляется неправильным.

В [Л. 2] доказывалось, что ошибочным было введение у нас системы напряжений 110—330—750 кВ и что сети 330—750 кВ надо всемерно ограничить и не давать им развиваться. Это и есть та точка зрения, против которой направлена статья [Л. 1].

Прежде всего речь идет не о сопоставлении систем напряжений 35—110—220—500 кВ и 35—110(150)—220—330—500 кВ, как говорится в статье [Л. 2], а о системах напряжений 110—220—500 кВ и 110—330—750 кВ. Напряжение 330 кВ было введено не в качестве «промежуточного» для энергосистем с сетями 220 и 500 кВ, а для энергосистем, в которых не получили развития сети 220 и 500 кВ, вместо 220 кВ. При введении в энергосистемах напряжения 330 кВ вовсе не предполагалось «навечно» сохранять в них существующие линии 220 кВ, наоборот имелось ввиду по мере роста нагрузок переводить эти линии на напряжение 330 кВ. Так, ВЛ 220 кВ Змиевская ГРЭС—Славянская ГРЭС, Змиевская ГРЭС—Харьков и линии Днепр—Донбасс были с положительным экономическим эффектом переведены на напряжение 330 кВ. Этот процесс неизбежен и для других районов, где широко распространены сети 330 кВ и должен безусловно расцениваться положительно, так как он дает экономии в трассах, материальных и капитальных затратах и, особенно, на потерях электроэнергии в сети.

В работах Энергосетьпроект, касающихся технико-экономических расчетов при сопоставлении разных систем напряжений, имеются отступления от требований к их выполнению. Кратко эти требования можно сформулировать следующим образом.

1. Сравнение вариантов должно последовательно производиться на ближайшую, среднюю и отдаленную перспективы (всего на период примерно 15—20 лет) для одинаковых мощностей электростанций, одинаковых нагрузок отдельных узлов приема мощности и одинаковых необходимых переоток мощности между энергосистемами.

2. Сравнивать нужно оптимальные для каждого сочетания напряжений варианты. Это относится к схемам сетей и к схемам электростанций и подстанций. В каждом варианте, используя повышение нагрузочной способности ВЛ всеми имеющимися экономичными методами, должно быть обеспечено их использование при нагрузках не менее их натуральной мощности.

3. При сравнении необходимо учитывать не только капитальные затраты и материальные показатели, но и активные и реактивные потери в сети на расчетные периоды.

4. Укрупненные показатели стоимости ВЛ и распределительных устройств, используемые для сравнительных технико-экономических расчетов, должны быть построены для разных напряжений на одинаковой базе и учитывать серийно изготавливаемое оборудование.

В [Л. 1 и 2] приводятся данные технико-экономических сравнений введения напряжений 330—750 и 220—500 кВ по энергосистеме Северного Казахстана. Следует отметить, что при сравнении напряжений 500 и 330 кВ Энергосетьпроект выбирает число линий 330 кВ не по расчетным нагрузкам на рассматриваемый период, а для одинаковой нагрузочной способности линий одного направления.

* Электроэнергетика СССР в 1971—1972 гг. Москва, Изд. Информэнерго, 1973.

Сравниваемые объекты	По данным [Л. 7]	По данным [Л. 6]
Линии электропередачи	2,0	3,0
Выключатели	2,7	6,0 и 4,0
Шунтирующие реакторы	1,2	2,0 (по отношению к 500 кВ)
Трансформаторы повышающие	1,3	1,94
Автотрансформаторы	1,5	2,1

Но этот же «метод» не применяется при сравнении сетей 220 и 330 кВ, а также 500 и 750 кВ, т. е. число параллельных цепей 220 и 500 кВ не доводится до нагрузочной способности линий 330 и соответственно 750 кВ, а определяется по расчетным нагрузкам на рассматриваемый период.

Удельные показатели стоимости линий электропередачи и оборудования распределительных устройств 750 кВ [Л. 6] приняты Энергосетьпроект по данным головных образцов и по сравнению с аналогичными данными, принятыми в США завышены [Л. 7], что следует из приводимой выше таблицы, где отношения удельных показателей стоимости элементов оборудования даны для напряжений 750 кВ и 330 кВ.

Положение, сложившееся с электрическими сетями Закавказья, Северного Кавказа, Ростовэнерго, и связи с подстанцией 750 кВ «Донбасс», для которых результаты расчетов [Л. 1] остаются в силе, аналогично рассмотренному для энергосистемы Северного Казахстана.

Никакие данные, подтверждающие ошибочность выбора напряжения 330 кВ для ОЭС Юга, в [Л. 2] не приводятся и о существовании их ничего неизвестно. Между тем материалы о тех больших технико-экономических выгодах, которые получило народное хозяйство СССР благодаря строительству линий 330 кВ вместо 220 кВ в ОЭС Юга и данные о которых приведены в [Л. 1], неопровержимы.

Относительно эффективности применения напряжения 330 кВ в ОЭС Северо-Запада в [Л. 2] приведены некоторые данные по материалам СЗО Энергосетьпроект, где сравнивается действительное развитие электрических сетей ОЭС Северо-Запада на напряжениях 330/110 кВ в период 1960—1970 гг. с гипотетическим их развитием на напряжениях 500/220/110 кВ. Изучение этих материалов ни в коей мере не подтверждает вывод [Л. 2] о том, что введение напряжения 330 кВ было ошибочным, а наоборот, лишний раз подтверждает эффективность этого решения. При этом не учтен крайне напряженный режим работы сетей 220 кВ до включения линий 500 кВ (а их ввод учтен только к 1970 г.) и не оценена устойчивость работы сети при аварийном отключении единственной цепи 500 кВ. В варианте 330 кВ по сравнению с вариантом 500/220 кВ 12 одноцепных линий 330 кВ противостоят одноцепным линиям 220 кВ. Рассмотрение этой работы лишний раз доказывает, что развитие сетей, 330/110 кВ для ОЭС Северо-Запада оказалось экономичным по капитальным затратам и по потерям в сети обеспечило распределение электроэнергии электростанций мощностью 1 600, 1 800, 2 400 Мвт каждая, и при этом сеть обладает значительным запасом нагрузочной способности. Авторы [Л. 2] утверждают, что при учете межсистемных связей и расчете на 1985 г. разница приведенных затрат в пользу 220—500 кВ увеличивается до 30%. Однако в расчете на этот период мощности отдельных электростанций и переоток между энергосистемами достигнут таких величин, что напряжение 750 кВ окажется значительно более экономичным и лучше сочетающимся с напряжением 330 кВ, чем напряжение 500 кВ. К тому же, значительные межсистемные переотки осуществляются по развивающимся и смыкающимся распределительным сетям, и в этом отношении сети 330 кВ имеют большие преимущества перед сетями 220 кВ.

В [Л. 2], как недостаток системы напряжений 750—330—110 кВ для ОЭС Юга, указывается, что уже на этапе 1971—1975 гг. оказалось необходимым сооружение линии электропередачи 750 кВ Донбасс—Днепр—Винница—Львов. Авторы [Л. 2] считают, по-видимому, что введение у нас напряжения 750 кВ является такой же ошибкой, как и введение напряжения 330 кВ, и они предлагают нигде в СССР, кроме указанного случая, не строить линии электропередачи 750 кВ, а линии электропередачи 750 кВ в ОЭС Юга, которые уже сооружаются, попытаться реконструировать на напряжение 1 150 кВ.

Во-первых, сами авторы [Л. 2] пишут о том, что выбор напряжения должен производиться не для отдельной ВЛ,

а для системы напряжений энергосистемы; выводы же для систем напряжений делаются на основании рисунка 1 [Л. 2]. Во-вторых, при оценке данных рисунка [Л. 2] для напряжения 750 кВ следует учесть то, что говорилось выше о преувеличенных укрупненных показателях стоимости элементов оборудования 750 кВ, принятых Энергосетьпроект.

Авторы [Л. 2] считают, что и в ОЭС Северо-Запада, ОЭС Закавказья и Северного Кавказа, где имеются развитые сети 330 кВ в случае, когда назреет введение в них более высокого напряжения, а также для связи этих энергосистем с соседними ОЭС Юга и Центра и для связи ОЭС Юга и Центра между собой должны применяться линии электропередачи 500 кВ, а не 750 кВ. Это приведет к сооружению линий 500 кВ параллельно линиям 330 кВ, увеличению установленной трансформаторной мощности, к дорогим, неэкономичным и неперспективным решениям [Л. 1].

О том, насколько позиция авторов статьи [Л. 2] расходится с практикой и перспективой развития нашей электроэнергетики, говорит, в частности, решение XXVI сессии СЭВ (состоявшейся в июле 1972 г.) о том, чтобы в целях обеспечения опережающего развития энергетической базы и удовлетворения возрастающих потребностей народного хозяйства стран-членов СЭВ в электроэнергии рекомендовать расширить параллельную работу объединенных энергетических систем на базе сооружения заинтересованными странами совместными усилиями мощной линии электропередачи 750 кВ.

Касаясь вопроса ограничения токов короткого замыкания, отметим, что современные выключатели на разные напряжения конструируются на базе одинаковых модулей, для которых определяющим является отключаемый ток короткого замыкания. И, следовательно, при данной освоенной конструкции модуля отключаемая выключателем мощность короткого замыкания при напряжении 330 кВ будет в полтора раза больше, чем при напряжении 220 кВ и, соответственно, трудности с отключением токов короткого замыкания будут больше в сетях 220 кВ, чем в сетях 330 кВ.

В местах стыков энергосистем с разными системами напряжений неизбежна установка автотрансформаторов 330/220 и 750/500 кВ, уже освоенных электропромышленностью или освоение которых еще предстоит. Но и с учетом этого обстоятельства сравнения суммарная мощность трансформаторов при системе напряжений 110—330—750 кВ, как правило, получается меньшей, чем при системе напряжений 110—220—500 кВ, так как при первой системе напряжений меньшая мощность подвергается двойной трансформации. Таким образом, при системе напряжений 110—330—750 кВ потери мощности и энергии в трансформаторах и загрузка заводов электропромышленности меньше.

Нельзя считать доказанным тезис статьи [Л. 2], что сети напряжением переменного тока 1 150 кВ должны охватить всю территорию СССР. Во-первых, нет доказательств того, что эта ступень напряжения в условиях СССР является наимыгоднейшей. Любое высшее напряжение при передаче на одну цепь мощности, близкой к ее натуральной, и такой дальности передачи, при которой затраты на подстанции не ложатся чрезмерно на передаваемый киловатт-час, будет выгоднее, чем более низкое напряжение, при котором для передачи той же мощности нужны две или большее количество цепей.

Во-вторых, условия развития отдельных энергосистем в СССР по нагрузкам и протяженности линий таковы, что на исторически обозримое время как высшее напряжение в одних энергосистемах будет 220 кВ, в других 330, 500 или 750 кВ.

В-третьих, если и можно предполагать, что напряжение трехфазного тока 1 150 кВ может оказаться выгодным для наращивания системы напряжений 110—220—500 кВ, то уже заведомо оно невыгодно для наращивания системы напряжений 110—330—750 кВ, так как напряжения 750 и 1 150 кВ очень близки друг другу. А ВЛ 750 кВ, как следует из вышеизложенного, получают у нас значительно большее распространение, чем предполагают авторы [Л. 2].

Как следующая ступень напряжений для ВЛ переменного тока 1 150 кВ было выбрано несколько лет тому назад на основании исследований [Л. 8] разрядных промежутков «стержень — плоскость». По данным этих исследований такое напряжение считали «предельно высоким», так как для более высоких напряжений переменного тока не находили путей к созданию экономически приемлемых, по габаритам и стоимости, конструкций линий и распределительных устройств [Л. 8]. Но дальнейшее исследование разрядных промежутков, приближающихся к конструкциям реальных линий и распределительных устройств, проведенные в СССР [Л. 3] и за рубежом, показали

ошибочность прежних выводов и доказали возможность создания экономически приемлемых конструкций на напряжение трехфазного тока 1 500 кВ, а в перспективе и на более высокое напряжение.

Преимущества системы напряжений 110—330—750 кВ перед системой напряжений 110—220—500 кВ особенно велики в энергосистемах, в которых расстояния между узлами генерирования электроэнергетики и крупными узлами потребления равны 300—400—500 км. Современные тепловые электростанции с конденсационными агрегатами, имеющими нерегулируемые отборы пара, сооружаются мощностью не менее 1 000 Мвт с агрегатами единичной мощностью 200 Мвт и более. В этих условиях напряжение 220 кВ совершенно недостаточно по нагрузочной способности отдельных линий, а применение напряжения 500 кВ во многих случаях неоправданно по капитальным затратам ввиду недостаточных потоков мощности для этого напряжения по отдельным линиям.

Авторы [Л. 2] утверждают, что система напряжений 110—330—750 кВ должна получить распространение только в энергосистемах Юга и Северо-Запада. Между тем для Севера европейской части СССР, Восточной Сибири и Дальнего Востока по протяженности линий электропередачи и мощностям энергосистем в настоящее время и в перспективе система напряжений 110—330 кВ представляется более выгодной, и это должно быть проверено технико-экономическими расчетами.

То, что в рассматриваемой перспективной Объединенной энергетической системе, равно как в Объединенной энергетической системе северных районов европейской части СССР, имеются и сооружаются несколько линий 220 кВ, не является коренным препятствием к выбору в качестве основных напряжений 330 и 110 кВ, так как все новые линии электропередачи могут сооружаться на эти напряжения, а в дальнейшем по мере роста нагрузок параллельно существующим линиям 220 кВ будут сооружаться линии 330 кВ, после чего линии 220 кВ будут реконструироваться и переводиться на напряжение 330 кВ. При электрификации железных дорог в этих энергосистемах тяговые подстанции будут питаться от местных сетей 110 кВ или непосредственно от проходящих параллельно линий 330 кВ.

Система напряжений 110—330 кВ может быть с большой экономической выгодой и перспективой применена еще в целом ряде новых районов, для которых Энергосетьпроект проектирует сети 110—220 кВ.

В отклике [Л. 10] имеются противоречия. С одной стороны, признается жизненность сетей 330 кВ, экономичность этих сетей, то, что эти сети ускорили и удешевили электрификацию обширных районов Юга и Северо-Запада европейской части СССР, обеспечили выпуск мощности ряда крупных электростанций, каждая суммарной мощностью 1 800, 2 400 и 3 000 Мвт, открыли дорогу применению напряжения 750 кВ. С другой стороны, в статье указывается, что наиболее целесообразной была бы одна система напряжений 110—220—500—1 150 кВ. На самом деле система напряжений 110—330—750 кВ, как показали многочисленные расчеты, более выгодна в современных условиях и в перспективе. Неправильны и необоснованны и предлагаемые в статье [Л. 10] ограничения применения системы напряжений 110—330—750 кВ в других районах, кроме ОЭС Юга и Северо-Запада европейской части СССР. При надлежащем обосновании сети 750 кВ могут надстраиваться не только над сетями 330 кВ, но и над сетями 220 кВ.

Основной тезис статьи [Л. 11] заключается в том, что оптимальное развитие современных электрических сетей будет обеспечено, если соотношение натуральных мощностей линий электропередачи рядом расположенных напряжений в примененной системе напряжений будет 1:4. Между тем практика и многочисленные расчеты, выполненные для реальных энергосистем, показали, что для современных условий нет оснований не считать оптимальными сложившиеся сочетания напряжений 220—500 кВ и 330—750 кВ, для которых отношение натуральных мощностей линий 1:6 и 1:7. Нелогичность предложения авторов статьи [Л. 11] видна из того обстоятельства, что отношение натуральных мощностей линий, примененных рядом расположенных напряжений, получается равным 1:4 при условии чередования обычных конструкций линий для одних напряжений и линий с увеличенным радиусом расщепления и сближением соседних фаз для других напряжений.

Если последние конструкции линий по совокупности технико-экономических показателей окажутся рациональными (что требуется еще доказать), то казалось бы эти конструкции следует применять для всех напряжений. Тогда отношение

натуральных мощностей линий, примененных рядом расположенных напряжений систем, будет равным 1:2,5, что сами авторы [Л. 11] считают явно невыгодным. Увеличение натуральной мощности линий при данном номинальном напряжении важно для длинных линий (более 400 км), когда нагрузочная способность их ограничивается условиями устойчивости параллельной работы. Средняя дальность передачи электроэнергии в развитых энергосистемах менее 400 км, и в этих условиях при соответствующем обосновании значительно более эффективен переход на более высокий класс напряжения: увеличивается натуральная мощность и нагрузочная способность линий и намного уменьшаются потери (абсолютно или относительно) активной мощности в линиях.

Выводы. 1. Система напряжений 110—220—500 кВ развилась исторически, и не существует научных, технико-экономических доказательств того, что она является единственно оптимальной.

2. Система напряжений 110—330—750 кВ стала применяться в нашей стране в тех энергосистемах, в которых не получила распространения система напряжений 110—220—500 кВ, на основании технико-экономических расчетов для конкретных энергосистем в сопоставлении с ранее применявшейся системой напряжений [Л. 12 и 13]. Эти работы показали высокую технико-экономическую эффективность системы напряжений 110—330—750 кВ, как для современных условий плотностей электрических нагрузок, мощностей агрегатов и электростанций, протяженностей линий электропередачи, так и в перспективе. Так как эта система предопределяет применение более высоких напряжений и больший разрыв между ступенями напряжений, то она является более перспективной и прогрессивной.

3. Применение напряжения 330 кВ вместо 220 кВ в Объединенных энергосистемах Юга и Северо-Запада европейской части СССР, южной части Центральной черноморской области и других энергосистемах дало народному хозяйству большие выгоды.

4. Во всех развивающихся энергосистемах, в которых еще не получили широкого распространения сети 220 кВ, должно проверяться применение системы напряжений 110—330 кВ, с тем чтобы существующие ВЛ 220 кВ со временем переводились на напряжение 330 кВ, и соответственно в тех энергосистемах, в которых еще не получили распространения сети 500 кВ, должно проверяться применение при соответствующем росте нагрузок напряжения 750 кВ.

5. При сооружении линий связи между энергосистемами с различными системами напряжений они должны выполняться на высшем из двух напряжений. Не должно допускаться параллельное прохождение ВЛ с напряжениями из различных систем напряжений 220—500 кВ и 330—750 кВ, и не следует допускать пересечения линиями одной системы напряжения сетей линий другой системы напряжений, если их напряжения являются величинами, расположенными рядом по шкале стандарта на номинальные напряжения электрических сетей, и если

не предусматривается перевод линий более низкого на более высокое напряжение. Перечисленные меры обеспечат наиболее перспективное и экономичное развитие сетей и не допустят смешения разных систем напряжений.

6. При исследованиях, создании лабораторий и испытательных стендов, переоснастке электропромышленности, освоении образцов оборудования в целях сооружения ВЛ переменного тока ультравысоких напряжений не следует ограничиваться номинальным напряжением 1150 кВ, а следует работать и над освоением более высоких классов напряжений — не ниже 1500 кВ, которые могли бы в перспективе обеспечить создание сетей для надстройки над сетями как с напряжением 500 кВ, так и с напряжением 750 кВ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Крикунчик А. Б. К вопросу о выборе номинальных напряжений электрических сетей. — «Электричество», 1971, № 1.
2. Выбор системы номинальных напряжений электрических сетей в энергообъединениях и ЭЭС СССР. — «Электричество», 1972, № 7. Авт.: Веников В. Д., Маркович И. М., Рокотян С. С. и Черня Г. А.
3. Александров Г. Н. Воздушные линии ультравысокого напряжения. — «Электричество», 1971, № 1.
4. О целесообразности создания ВЛ переменного тока увеличенным радиусом расщепления. — «Электрические станции», 1973, № 8. Авт.: Александров Г. Н., Крылов С. В., Лисочкина Т. В., Лысков Ю. И., Редков В. П.
5. Александров Г. Н., Редков В. П., Лысков Ю. И. Электрическая прочность воздушных промежутков между проводом и опорой при коммутационных перенапряжениях. — «Электричество», 1972, № 5.
6. Справочник по проектированию электрических систем. Под ред. Рокотяна С. С. и Шапиро И. М., М., «Энергия», 1971.
7. Electrical World, т. 171, № 7, 17 февраля 1969, стр. 35—36.
8. Александров Г. Н., Костенко М. В., Половой И. Ф. К вопросу о перспективах повышения напряжения воздушных линий электропередачи. — «Электричество», 1962, № 11.
9. Грибов А. Н. Выступление в дискуссии по [Л. 1]. — «Электричество», 1973, № 12.
10. Выступление в дискуссии по [Л. 1]. — «Электричество», 1973, № 12. Авт.: Грудинский П. Г., Чижов Д. Г., Иохвидов Э. С., Лошак Б. О.
11. Александров Г. Н., Лисочкина Т. В., Щербачев О. В. Выступление в дискуссии по [Л. 1]. — «Электричество», 1973, № 12.
12. Грюнталь Ю. Л., Шеренцис А. Н. Электропередачи 330 кВ, их характеристики и перспективы применения в СССР. — «Электричество», 1959, № 9.
13. Крикунчик А. Б., Рокотян С. С. и Якуб Ю. А. Некоторые проблемы дальних электропередач в СССР, CIGRE, 1960.



От редакции

Редакция настоящим заканчивает дискуссию по статье А. Б. Крикунчика («Электричество», 1971, № 1).

Выступления в дискуссии показали наличие существенно различных точек зрения по оптимальнымшкалам напряжений линий электропередач высокого и сверхвысокого напряжений. Объясняется это отсутствием в течение длительного времени научно-обоснованных методик выбора таких шкал с учетом прогноза на многие годы вперед, большой неточностью исходных данных, особенно по стоимости электрооборудования, а так-

же исторически сложившимися условиями развития электроэнергетики страны в целом и в отдельных ее районах.

Состоявшийся обмен мнениями по этому вопросу может оказаться полезным при решении в будущем задач выбора номинальных напряжений высоковольтных сетей. При этом следует учитывать уже исторически сложившиеся шкалы напряжений, для каждой из которых в нашей обширной стране, очевидно, существуют экономически оправданные области применения.

УКАЗАТЕЛЬ МАТЕРИАЛОВ, ПОМЕЩЕННЫХ В ЖУРНАЛЕ «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО» В 1973 г.

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.	Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА					
Белый М. И., Федоров А. В. — Метод аналитического исследования нелинейных магнитных цепей с распределенными параметрами	1	61	Тихонов Ю. А., Хачатуров А. А. — Исследование управления переходными процессами, обеспечивающего результирующую устойчивость энергосистем	3	54
Бураев Т. К., Верещагин И. П. — Исследование динамики процесса распыления жидкостей в электрическом поле	1	64	Кутыркин А. В. — Синтез оптимальных устройств распознавания аварийных ситуаций в автономных энергосистемах при неполной априорной информации	3	58
Розенфельд А. С. — О методике обращения неубывающих иррациональных изображений при расчете линейных цепей	2	43	Александров Г. Н., Иванов В. Л., Базелян Э. М., Садыкова Е. А. — Об ориентировке канала длинной искры	3	63
Чацкис Л. Г. — Исследование статических полей	2	47	Рябкова Е. Я. — Импульсные характеристики заземлителей подстанций	3	67
Васютинский С. Б., Красильников А. Д. — Расчет потерь в прямоугольной шине, расположенной в магнитном поле	2	50	Джуварлы Ч. М., Юсиф-Заде Т. А. — Определение пространственной функции распределения нестационарных квазидетерминированных случайных процессов при расчете перенапряжений	3	70
Иносов В. Л. — Определение энергии поля электромагнита методом электролитической ванны	2	85	Жежеленко И. В., Шевцов К. К. — Высшие гармоники, генерируемые установками дуговой электросварки	3	84
Карапетян М. А. — Диэлектрическая проницаемость дисперсной системы в переходном процессе установления электрического поля	7	65	Хачатрян В. С., Суханов О. А. — Диакоптика и задача определения обобщенных параметров больших энергосистем	4	1
Круг Н. К. — Анализ электрических цепей методом полиномиального приближения	7	68	Высочанский В. С. — Искажение формы напряжения сети при коммутации тока в мостовых выпрямителях	4	15
Поливанов К. М., Негушил А. В., Татаринова Н. В. — Электромеханический эффект Губера	8	72	Могилевский Л. З., Юриков П. А. — Грозозащита двухцепных линий электропередачи	4	92
Кленов Г. Э. — О потенциале электростатического поля кольцевого электрода	9	85	Богданов В. А. — Информационная модель электрической сети автоматизированной системы диспетчерского управления	5	1
Шенфельд А. Я. — Расчет воздействия внешнего поля на постоянный магнит	9	90	Адоныч Г. Т., Арутюнян С. Г. — Расчет установившегося режима управляемой дальней линии электропередачи	5	8
Могилевский В. М. — Анализ поля однослойных эллипсоидальных соленоидов с постоянной плотностью ампер-витков по образующей	10	54	Поспелов Г. Е., Свицерский В. Ф. — Экономические интервалы некоторых параметров электрической сети с учетом динамики роста нагрузок	5	12
Янговский Е. И. — Течение незагрязненной диэлектрической жидкости в поперечном электрическом поле	10	63	Фокин Ю. А., Чан Динь Лонг — Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электроснабжения	5	16
Файнштейн Э. Г. — Применение метода линейного программирования для расчета потенциальных полей	10	77	Смирнов Э. П. — О критериях надежности	5	24
Рейтман Э. Я. — Аппроксимация кривой размагничивания рациональными функциями	11	79	Бургсдорф В. В., Возлинский В. Н. — Исследование напряжения возникновения короны в высоковольтных конструкциях с полупроводящими покрытиями	5	56
ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА					
Лидоренко Н. С. — Новые способы получения электрической энергии	1	1	Борин В. Н. — Вольт-секундные характеристики электрического разряда в элегазе	5	62
Хачатуров А. А. — Условия возникновения электро-механического резонанса в сложных электрических системах	1	6	Айзенфельд А. И. — Определение мест повреждения воздушных линий с переменными пассивными параметрами ответвлений	5	75
Слободкин А. X. — Анализ и синтез схемы устройства защитного отключения с самоконтролем исправности	1	10	Колечицкий Е. С., Меликов Н. А. — К расчету начальных напряжений электрического разряда в воздухе	5	78
Львов Ю. Н., Чернова Ю. Р. — Экспериментальное определение параметров нулевой последовательности опытно-промышленной электропередачи 750 кВ	1	78	Яковлев В. В. — Высоковольтные воздушнонаполненные вводы	5	82
Баркан Я. Д. — Режимные принципы автоматического управления электрическими системами	2	1	Анисимова Н. Д. — Об учете характеристик нагрузок при определении пропускной способности электропередач сверхвысокого напряжения	6	6
Казанцев В. Н., Кушнер Г. З. — Использование уравнений мгновенных значений параметров режима при расчете асинхронных режимов в сложной энергосистеме	2	6	Пуго В. И. — Исследование влияния длительного асинхронного хода в электрической системе на устойчивость синхронно работающих генераторов	6	9
Зайкин В. С., Ирлахман М. Я., Митрофанов Е. Н., Шнелль Р. В. — Принципы автоматизированной системы проектирования линий электропередачи	2	10	Гусейнов Ф. Г., Рахманов Н. Р. — Эквивалентирование нагрузок электрических систем при исследованиях статической и динамической устойчивости	6	14
Здрок А. Г., Семков М. К. — Анализ работы некоторых схем зарядки аккумуляторных батарей асимметричным током	2	65	Якобс А. И. — К расчету электрических характеристик сложных заземлителей	6	18
Максимов Б. К., Обух А. А., Ануров В. М., Кухтерин Е. И. — Нейтрализация зарядов статического электричества в авиационном топливе	7	72	Верещагин И. П. — Расчет начальных напряженностей для электродов сложной формы	6	22
Шипунов Н. В., Петри Л. О. — Защитное отключение, осуществляющее предварительный контроль изоляции	2	84	Лихачев Ф. А. — Технико-экономическая эффективность применения в сетях 6—35 кВ дугогасящих катушек с автоматическим регулированием	6	79
Лысков Ю. И., Мельзак И. Я. — Статистический анализ режима напряжения сетей 500 кВ	3	51	Левшунов Р. Т. — О выборе уровней изоляции в загрязненных районах	6	85
			Новаш В. И., Мороз В. К. — Работа защит от замыканий на землю генераторов с наложенным выпрямленным напряжением в переходных режимах	6	86

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Никитин Ю. М. — Методика дискретного моделирования случайных процессов в энергоснабжении	6	89
Горский Ю. М., Новожилов М. А. — Цифро-аналого-физический комплекс для исследования АРВ синхронных генераторов	7	1
Мельзак И. Я., Шеренцис А. Н. — Возможности увеличения длительно допустимых по нагреву токовых нагрузок проводов линий электропередачи	7	7
Рубинчик В. А. — Поведение реле сопротивления, включаемого на компенсированное напряжение поврежденной фазы, на линии с двусторонним питанием	7	11
Якоб Д. — Распределение тока короткого замыкания в радиальных электрических сетях	7	18
Спирин А. А., Эпштейн Э. М. — Статистическая оценка погрешности при расчете показателей надежности электрооборудования	7	24
Базелян Э. М., Волкова О. В., Левитов В. И., Пулавская И. Г. — Об отрицательном импульсном разряде в промежутке «стержень — стержень на плоскости»	7	72
Лившиц В. С. — К расчету электрических нагрузок зависимых электроприемников	7	83
Тонкошкур Л. С., Ликаренко А. Г. — Деформирование защитных характеристик реле утечки с помощью переходных процессов	7	85
Рябкова Е. Я. — Грозоупорность подстанций при прямом ударе молнии в молниеотвод	7	88
Левнуш А. И., Медведева Л. Н., Сапир Е. Д. — Принципы выполнения однопериодной высокочастотной защиты ВЛ 750 кв	8	1
Гельфанд Я. С., Перельман В. Ш. — Максимальные реле тока с регулируемым время-токовыми характеристиками	8	9
Шнеерсон Э. М. — Переходные режимы реле сопротивления с фильтрами в цепях сравниваемых величин	8	14
Аберсон М. Л., Сысоев Л. П. — Вероятностные характеристики напряжения в электрических сетях	8	18
Богданова Н. Б., Попков В. И. — Форма коронного разряда и пробой воздушных промежутков	8	27
Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. — Электрическая прочность сжатых газов в слабонеоднородных полях	8	34
Руденский М. Я. — Влияние настроек регулятора в схемах с обратной связью по мощности	9	57
Маркушевич Н. С., Крикет Д. Д. — Измерение показателей режима электрической сети в сечениях суточных реализаций	9	73
Гольдина Л. Л. — Влияние точности исходной информации на экономичность режима энергосистемы при регулировании напряжения и реактивной мощности	9	76
Долженко В. Н., Клейн Р. Э., Панасюк В. С., Романовский В. Ф., Семкин Б. В., Соколов А. А. — О возможности полной передачи энергии из конденсаторного накопителя в нелинейную емкость коронирующей линии	9	87
Каялов Г. М., Балабания Г. А. — Оптимальное размещение конденсаторов в магистральных промышленных сетях	10	1
Ковалев И. Н. — Два метода расчета компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях	10	5
Кучумов Л. А., Черновец А. К., Орлов В. С., Либкинд М. С., Ярвик Я. Я. — Регулирование напряжения в сетях при помощи статического компенсатора с параметрическим регулированием	10	12
Куренный Э. Г., Сорокин Ф. А. — Применение теории импульсных процессов к анализу изменения емкостных токов замыкания на землю	9	17
Разевиг Д. В., Соколова М. В. — Расчет напряжения зажигания разряда в гелии при низких температурах	10	67
Поспелов Г. Е., Ершевич В. В. — Влияние температуры проводов на потери электроэнергии в активных сопротивлениях проводов воздушных линий электропередачи	10	81
Гельфанд Я. С. — О критерии надежности устройств релейной защиты	10	83

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Стефан Илиев — Влияние некоторых параметров схемы на динамическую устойчивость сложных энергетических систем	10	84
Арзамасцев Д. А., Гервиц М. Н., Голубин Е. А., Кушнир Г. З., Казанцев В. Н., Кричнова И. А., Рудницкий М. П. — Экспериментальное исследование частотных характеристик объединенной энергосистемы Урала	11	18
Ильин В. Д., Куров Б. Н. — Математическая модель для оперативного определения потоков мощности по ВЛ в автоматизированной системе диспетчерского управления	11	23
Адонц Г. Т. — Метод расчета узловых сопротивлений электрической системы без процедуры обращения матрицы проводимостей	11	29
Попов И. Н. — Соотношения и закономерности при передаче сигналов тональной частоты по электрическим распределительным сетям	11	34
Жежеленко И. В. — Высшие гармоники в установках поперечно-емкостной компенсации в промышленных сетях	11	40
Гоник Я. Е. — Способы настройки реле активной мощности в устройстве автоматического прекращения асинхронного хода	11	71
ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ И ТРАНСФОРМАТОРЫ		
Рогачевская Г. С. — Расчет переменных составляющих потоков в машинах постоянного тока при питании их пульсирующим напряжением	1	29
Прусс-Жуковский В. В., Рогачевская Г. С. — Расчет параметров якорной цепи и дополнительных потерь машин постоянного тока при питании их пульсирующим напряжением	1	33
Рабинович В. М. — Физически нелинейная модель шихтованного сердечника статора турбогенератора	1	37
Жиц М. З. — Электродвижущая сила обмоток беспазовых коллекторных машин постоянного тока	1	40
Базаров В. Н. — Оценка конструктивного совершенства систем охлаждения электрических машин	1	84
Архипенко В. В. — Метод определения потерь активной мощности в синхронном двигателе	2	12
Сарапулов Ф. Н., Пирумян Н. М., Барышников Ю. А. — Расчет характеристик холостого хода индукционных двигателей на основе магнитных схем замещения	2	15
Шумилов Ю. А., Соколов Э. Р. — Магнитное поле в ярме статора машины переменного тока	2	19
Крыницкая И. А. — Экспериментальное исследование структуры поля реакции якоря в дисковой униполярной машине	2	71
Конов Ю. С., Левченко В. Т. — Режим короткого замыкания при испытаниях силовых трансформаторов на электродинамическую устойчивость	2	75
Кицис С. И. — Аналитический метод учета потерь в стали асинхронного самовозбуждающегося генератора в тормозном режиме	2	80
Мастяев Н. З. — К расчету магнитных систем с постоянными магнитами	2	82
Грюнер А. И., Казанский В. М. — Эквивалентные электрические параметры и схемы замещения массивного короткозамкнутого ротора	2	86
Пашкевич В. И., Фетисов В. В. — Учет влияния вихревых токов в проводниках обмотки якоря на коммутацию машин постоянного тока	4	51
Ланген А. М. — Уравнение поля в роторе гистерезисного двигателя	4	59
Лейтес Л. В. — Токи в параллельных ветвях обмоток трансформаторов и реакторов	4	73
Сипайлов Г. А., Лоос А. В., Собко Э. И. — Энергетические характеристики синхронных ударных генераторов при активной нагрузке	4	78
Зархи М. И., Гурьянов С. И., Мешков В. Н., Фейгин С. Г., Филичев О. Н., Блоцкий Н. Н., Ботвинник М. М., Климов Б. П., Шакарян Ю. Г., Зубачек П. В. — Промышленные испытания асинхронизированного синхронного генератора мощностью 50 Мва	4	81

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.	Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Соловьев А. И. — Синхронный и асинхронный способ пуска двухвального турбоагрегата	4	87	Лутидзе Ш. И., Кохреидзе Д. К. — Некоторые динамические и статические характеристики двигателя постоянного тока с тиристорным коммутатором	9	81
Веселовский А. С., Воробьев В. Ф., Кейлин В. Е., Клименко Е. Ю., Ковалев И. А., Миронов А. И., Новиков С. И., Самойлов Б. Н., Рубинраут А. М., Черноплеков Н. А. — Генератор переменного тока мощностью 100 квт со сверхпроводящим индуктором	5	28	Шведова Л. А. — Исследование пьезокерамического генератора при динамических нагрузках	10	86
Туник А. Т., Захаров И. Н. — Температурное поле в обмотках трансформатора	5	48	Гук И. П., Пацевич В. В., Эськов В. Д. — Расчет и анализ поля ротора стержневых электростатических генераторов	11	54
Лоханин А. К. — Частоты собственных колебаний обмоток трансформаторов	5	53	Зайков М. А. — Пульсирующее поле и момент электродвигателей с катящимся ротором и расщепленным магнитным потоком	11	63
Гук И. П., Пацевич В. В., Эськов В. Д. — Исследование поля статора стержневого электростатического генератора	5	59	Инкин А. И., Литвинов Б. В. — Электромагнитное поле в зоре электрической машины переменного тока торцевого исполнения	11	67
Бурухин Г. Н., Морозова Ю. А., Хвоцинская З. Г. — Исследование процессов при форсировке возбуждения синхронного генератора с бесщеточной системой возбуждения	6	26	Смирнов Ю. А. — Выбор электромагнитных параметров автомобильных генераторов переменного тока	11	81
Марквардт Г. Г., Тер-Оганов Э. В. — Определение необходимой трансформаторной мощности при случайном характере графика нагрузки	6	46	ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ АППАРАТЫ, ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ, КАБЕЛИ, ПРОВОДА		
Никифорова В. Ф., Цирель Я. А. — Математическая модель надежности силового трансформатора	6	50	Буткевич Г. В., Бунятов С. Б. — Измерительный тензопреобразователь постоянного тока высокого напряжения	1	15
Амромин А. Л., Лурье С. И. — Применение математического моделирования для определения напряжения короткого замыкания трансформаторов	7	27	Хренков Н. Н. — Влияние резонансного поглощения на диэлектрические потери политетрафторэтилена при криогенных температурах и сверхвысоких частотах	1	70
Каплан Д. А., Тополянский Е. Л. — Электрические характеристики изоляции силовых трансформаторов при воздействии коммутационных импульсов, наложенных на рабочее напряжение	7	31	Кукеев Г. А., Каплан Г. С., Ветюкова Л. С., Врангов И. В., Соснин В. А. — Гашение электрической дуги при синхронизированном размыкании контактов в дугогасителях воздушных выключателей	1	79
Бертинов А. И., Мизюрин С. Р., Сериков В. А. — Расчет главных размеров магнитоэлектрического вентиляционного генератора	7	42	Чунихин А. А. — Расчет и выбор параметров трансформатора тока с немагнитнымзором для управления синхронизированным выключателем	2	26
Радин В. И., Загорский А. Е. — Особенности разработки электрических машин переменного тока для автономных систем электропитания и приводов	8	40	Васильченко Н. А., Мигунов А. Л., Николаева Л. Т., Новиков О. Я., Петин О. В., Петина Т. М., Петровский В. П., Приходченко В. И., Фрыгин В. М. — Использование жидкого металла в силовых коммутационных аппаратах	2	30
Вольдек А. И., Брандина Е. П. — Расчет электромагнитного момента электрических машин с помощью метода удельной магнитной проводимости затора	8	44	Калиниченко И. С. — Математическая модель вольтсекундной характеристики изоляции	2	55
Масандилов Л. Б. — Системы относительных единиц для асинхронной машины	8	48	Локшин М. В. — Мостовой способ измерения диэлектрических потерь изоляции высоковольтных аппаратов под рабочим напряжением	2	59
Якимец И. В. — Тиристорный многофазный возбудитель в несимметричных режимах	8	52	Дроздов А. Д., Висяшев А. Н., Могирев В. В., Смирнов С. С., Родионов В. Г. — Переходные режимы работы каскадного трансформатора тока с дополнительной ступенью	2	69
Ефимов Б. В., Льюлько В. А., Мамонова О. М. — Метод расчета распределения импульсных потенциалов в обмотках вращающихся машин по частотным характеристикам входных проводимостей	8	58	Баскаев В. И., Боголюбов А. В., Садовский В. С., Староверов Г. М. — Тяговая характеристика, обеспечивающая наименьшее время срабатывания электромагнитного механизма	3	74
Воробьев В. Е. — «Особые» соотношения числа пазов статора и ротора в трехфазных асинхронных двигателях малой мощности	8	85	Вишневыский Ю. И., Каплан В. В., Каплан Г. С., Кукеев Г. А., Нашатырь В. М., Филиппов Ю. А. — О применении несимметричного продольного дугтя в воздушных выключателях серии ВВБ	3	81
Постников И. М., Асанбаев В. Н., Саратов В. А. — Схемы замещения и параметры электрической машины переменного тока с массивным обмотанным ротором	9	17	Ибрагимов И. Г., Порошина М. Н. — Тиристорный ключ	3	87
Иванов-Смоленский А. В., Дулькин А. И., Кузнецов В. А., Смирнов В. И. — Расчет токов в демпферной обмотке синхронного генератора в режиме холостого хода с учетом изменения собственной индуктивности контуров	9	20	Суслов В. И. — Эквивалентная схема электромагнитных муфт с магнитопроводящими дисками и ее расчет	4	63
Шакарян Ю. Г., Казарян С. Л. — Реактивная мощность управляемой машины переменного тока	9	25	Ермолин Ю. А. — Теория и электромагнитный расчет гистерезисной муфты с полым ротором	4	69
Плющ Б. М., Ломакин В. А., Прилежаев А. Н. — Анализ электромагнитных процессов при вентильно-механической коммутации в машине постоянного тока без добавочных полюсов	9	29	Гельман М. З., Мурович В. И. — Статистический метод расчета электрической прочности твердой изоляции	5	67
Кирюхин В. П. — Аналитическое определение интегральных параметров тонкостенных немагнитных экранов электрических машин	9	34	Бортник И. М., Борисоглебский В. П., Волчанин А. А., Горюнов Б. А., Строковский Л. И. — Исследование электроизоляционных и тепловых характеристик высоковольтного кабеля с газовой изоляцией	5	71
Игнатов В. Е. — Особенности однофазного пробоя обмотки статора крупной электрической машины	9	40	Андреев В. А., Зотов А. Я., Федоров А. П. — Управляемый предохранитель УПСН-35 и экономическая эффективность его применения	5	86
Никитин Ю. М., Тер-Оганов Э. В. — Определение вероятностных характеристик случайного процесса относительного износа изоляции трансформатора	9	62	Рябов А. В., Скачков В. М. — Влияние режима сушки на диэлектрические свойства и внутреннюю поверхность целлюлозных волокон электрокартона	6	53

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Воздвиженский В. А., Козлов В. Б. — Срез тока в вакуумных выключателях	6	57
Антипин А. В. — Особенности коммутации конденсаторных батарей вакуумными выключателями	6	61
Лукацкая И. А., Воскресенский С. Н., Кеца- тельных камер	6	64
Лукацкая И. А., Фомичева Т. И. — Влияние диаметра контактов на срез тока в вакууме	6	68
Малютина Г. П., Подкопаева Н. Н., Потокин В. С., Раховский В. С. — Разрушение вольфрамовых контактов в мостиковой стадии отключения тока	6	70
Потокин В. С. — Вакуумные дугогасительные камеры с повышенной электрической прочностью	6	74
Горбач Р. П., Левченко Г. В., Теодорович О. К., Куракина Т. С., Потокин В. С. — Материалы для контактов вакуумных дугогасительных камер, обеспечивающие низкий уровень «тока среза»	6	77
Обрусник В. П., Кобзев А. В. — Анализ процессов и расчет характеристик импульсно-подмагничиваемых ферромагнитных устройств	7	36
Брон О. Б. — Контактные и бесконтактные электрические аппараты	7	55
Троицкий В. А. — Некоторые применения магнитодиэлектриков в низкочастотной технике	7	60
Черноготский В. М., Максимцов А. Ф. — Электрическая прочность маслябальной изоляции при воздействии коммутационных импульсов различной формы	7	75
Голоснов Б. Ф., Платонов В. В. — Экранизирующее влияние брони и оболочки силового кабеля	7	78
Леймонт Л. Л., Нидеккер И. Г., Бродецкая Е. Е. — Повышение точности прогнозирования технического состояния электрических устройств	7	90
Шаров В. И. — Прибор для измерения постоянного тока в высоковольтных установках	7	91
Лернер М. М. — О максимальном напряжении и обратных токах конденсаторов малой реактивной мощности при несинусоидальном воздействии	8	69
Ильин В. Н., Мелихов А. А. — К расчету магнитоэлектрических датчиков момента	8	77
Варшавский Д. С., Юдина И. Н. — О стабильности хлорированных дифенилов в электрическом поле	8	79
Пружинина В. И., Приклонский Н. Е. — О мощных безындукционных линейных резисторах типа ЛКС	8	81
Бурмистров М. В., Волкова О. В., Денисов В. Я., Калачихин А. Ф., Кокуркин Б. П., Корявин А. Р., Слуцкий Л. С. — Экспериментальное исследование влияния ввода на электрическую прочность внешней изоляции трансформаторов	8	83
Данилов М. Е. — Влияние материала контактов на отключающую способность вакуумных дугогасительных камер	9	67
Пастернак Е. М., Котенко Г. И. — К определению статических характеристик электромагнита	9	79
Брон О. Б., Лярский Б. А. — Давление, создаваемое электрической дугой при вхождении в узкие изоляционные щели	10	58
Пульвер Ю. М., Ермолин Ю. А., Куренков Н. И., Домрачев В. Г. — Экспериментально-аналитический метод определения магнитной проводимости воздушных зазоров периодических зубчатых магнитных систем	10	71
Ванин Б. В., Травинская Е. Н. — Измерение содержания воды в маловлажных трансформаторных маслах	10	75
Петров В. П. — Определение параметров однополупериодной схемы питания активно-индуктивной нагрузки с шунтирующим конденсатором	10	90
Кременецкий И. И. — Электромагнитные явления в конденсаторах при воздействии синусоидального напряжения высокой частоты	11	50
Слышалов В. К., Хмылев Ю. И. — Нейтрализация зарядов статического электричества на движущихся технологических материалах	11	57
Березовский А. Ф. — Полупроводниковые трехфазные реле напряжения и реле для защиты электродвигателя	11	76

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
ЭЛЕКТРОПРИВОД		
Барышников В. Д., Борцов Ю. А., Шестаков В. М., Чистяков В. А., Белько Н. П. — Динамика тиристорного электропривода секций быстроходных бумагоделательных машин	1	43
Любимов Э. В., Медведев Е. И., Динкель А. Д., Васильевский С. П. — Исследование системы фазово-импульсного регулирования асинхронного привода по цепи ротора	1	48
Барский С. З. — Некоторые вопросы теории частотного регулирования асинхронных машин	2	22
Чиликин М. Г., Петров И. И., Соколов М. М., Юньков М. Г. — Проблемы автоматизированного электропривода	3	1
Сандлер А. С., Гусяцкий Ю. М., Кудрявцев А. В., Сарбатов Р. С., Никольский А. А., Томашевский Н. И., Шрейнер Р. Т., Гильдебранд А. Д., Певзнер Е. М., Ровинский П. А., Шукалов В. Ф., Спивак Л. М. — Развитие электроприводов переменного тока с частотным управлением	3	6
Бирюков А. В., Кутлер Н. П., Лебедев Е. Д., Сегаль М. Н., Слежановский О. В., Хуторецкий В. М. — Унифицированные устройства и системы управления электроприводами	3	12
Чиликин М. Г., Ивоботенко Б. А., Ильинский Н. Ф., Мелкумов Г. А., Прытков В. Г., Рубцов В. П., Садовский Л. А., Цаценкин В. К. — Развитие теории шагового электропривода	3	17
Кулеский Р. А., Казаков Е. Г., Лазовский Н. Ф., Янко-Триницкий А. А., Караман В. В., Чудновский В. П., Барац Г. О., Лаврентьев В. Д. — Вопросы проектирования близкого к оптимальному цифрового управления электроприводами постоянного тока	3	22
Соколов М. М., Шинянский А. В., Москаленко В. В., Яуре А. Г. — Состояние и перспективы развития автоматизированного электропривода подъемно-транспортных механизмов	3	26
Соколов М. М., Масандилов Л. Б., Петров Л. П., Подзоллов Р. Г., Браславский И. Я., Куцин В. В. — Асинхронный бесконтактный электропривод с тиристорным управлением	3	30
Ильинский Н. Ф., Ивоботенко Б. А., Копылов И. П., Аветисян Дж. А., Соколов В. С., Хан В. Х. — Модели электромеханических устройств и систем в задачах синтеза	3	36
Ключев В. И., Яковлев В. И., Теличко Л. Я., Усманов А. М., Борцов Ю. А., Соколовский Г. Г. — Динамика автоматизированного электропривода с упругой механической связью	3	40
Онищенко Г. Б., Локтева И. Л., Номиков В. И. — Методы исследования электромагнитных переходных процессов асинхронных вентильных каскадов	3	46
Сандлер А. С., Шукин Г. А. — Об энергетических показателях регулируемого электропривода переменного тока с машиной двойного питания	4	44
Чистов В. П. — Оптимальное по быстрдействию управление обобщенной системой привода постоянного тока	4	47
Ильин О. П., Галкин А. Л. — О выборе оптимального передаточного числа редуктора приводов позиционных механизмов	4	83
Прудков М. Л. — Об автоматическом регулировании натяжения полосы при тонколистовой прокатке на реверсивных станах	5	32
Марголин Ш. М., Медников Л. А. — К расчету вентильного электропривода при периодической и пульсирующей нагрузках	5	38
Буторин Н. Н. — Приближенный учет электромагнитных переходных процессов в асинхронном электроприводе	5	89
Петров И. И., Лурье З. Я. — Позиционные системы электропривода класса машин по производству панелей	6	30

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Анхимюк В. Л. — Оптимизация систем стабилизации скорости электропривода с учетом чувствительности к вариациям параметров	6	36
Петров Л. П. — Нелинейная модель для исследования динамики асинхронных электроприводов	8	61
Власенко А. А., Кычанов Ю. П. — Двумерная САР напряжения и скорости вращения вала синхронных дизель-генераторов	8	65
Гойхман В. М. — Машинно-вентильный электрический каскад для двухприводных механизмов	9	42
Шрейнер Р. Т., Гильдебранд А. Д. — Оптимальное по быстродействию частотное управление скоростью асинхронного электропривода в замкнутых системах регулирования	10	22
Анхимюк В. Л., Ильин О. П., Опейко О. Ф. — Синтез оптимальной релейной системы управления электроприводом	10	28
Ключев В. И., Блейз Е. С., Евтеев Л. Н., Панов В. Г. — Анализ установившихся режимов работы следящих электроприводов с учетом кинематической погрешности передач	10	32
Андреев А. Н., Бондалетов В. Н. — Индукционное ускорение проводников и высокоскоростной привод	10	36
Слежановский О. В., Дацковский Л. Х., Кочетков В. Д., Кузнецов И. С., Тарасенко Л. М., Локтева И. Л., Эттингер Е. Л., Бернштейн И. Я., Грабовецкий Г. В., Янко-Триницкий А. А., Бородина И. В., Вейнгер А. М., Серый И. М., Тартаковский Ю. С. — Современное состояние и перспективы развития электроприводов переменного тока с преобразователями частоты с непосредственной связью	11	1
Валдырев А. С., Вейнгер А. М., Дралюк Б. Н., Караман В. В. — Регулирование вентильного электропривода постоянного тока с реверсом поля двигателя	11	9
ЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ ТРАНСПОРТ, ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ПЕЧИ, ЭЛЕКТРОЛИЗ		
Твардовский П. М. — Статистическое исследование энергетических характеристик электролиза алюминия	1	74
Пуриков В. К. — Исследование электромагнитных процессов в системе следящего рекуперативного торможения при импульсном регулировании	2	40
Исаев И. П., Седов В. И. — Оценка надежности электровозов по характеристикам внезапных отказов	3	76
Ефремов И. С., Лаптева Т. И., Чистяков В. А. — Некоторые методы повышения надежности систем автоматики и защиты тяговых подстанций городского электрического транспорта	4	39
Ткаченко В. Н. — Ток и потенциал разветвленной рельсовой сети трамвая	4	85
Ефремов И. С., Пуриков В. К. — Взаимодействие тиристорно-импульсных систем следящего рекуперативного торможения поездов метрополитена с контактной сетью	7	52
Головатый А. Т., Ефремов И. С., Тулупов В. Д. — Основные проблемы совершенствования системы регулирования сил тяги и торможения перспективного электровоза постоянного тока	9	4
Хоменко А. И., Рябцев Г. Г., Захарченко О. Д. — Рекуперативное торможение с самовозбуждением тяговых двигателей	9	83
АВТОМАТИКА И ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА		
Пищиков В. И., Зезюлькин Г. Г., Крутиков К. К. — Рабочие характеристики инвертора МГД-генератора при нулевой и бесконечной величине индуктивности сглаживающего реактора	1	19
Памфилов Р. К. — Исследование функций само- и взаимной индукции обмоток вращающихся трансформаторов	1	24
Куракин К. И., Куракин Л. К. — Периодические режимы в системах автоматического регулирования на несущей частоте	1	52

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Кошелев П. А., Каганов И. Л. — Автокоррекция передаточной функции стабилизатора постоянного напряжения с управляемым выпрямителем	1	58
Пронин Ю. П., Макеев В. Б. — Экспериментальные характеристики одного типа электрогидравлических преобразователей	1	82
Азанов В. А., Ефанов А. А. — Расчет статических характеристик комбинированного преобразователя	1	85
Акодис М. М., Шипицын В. В., Антонова В. Н., Урицкая Н. А., Ухов В. С. — Четырехмостовой последовательный инвертор с вентилями встречного включения	2	33
Андрушук В. В., Андрушук В. В. — Анализ электромагнитных процессов тиристорных широтно-импульсных преобразователей	2	36
Пулвер Ю. М., Баранов Л. А., Хохлов Ю. А. — Исследование искажений и погрешностей в работе синусно-косинусных трансформаторов при различных импульсных воздействиях	4	10
Мерабишвили П. Ф., Случанко Е. И. — Исследование установившихся и переходных процессов в трехфазных мостовых выпрямителях с помощью коммутационных функций	4	21
Федосов А. И. — Автономный инвертор с улучшенными параметрами	4	27
Тодоров Т. С. — Анализ основных схем инверторов в режиме прерывистого тока	4	30
Быджовский Я., Гуса В. — Применение тимистора для управления тиристорными переключателями	4	36
Сирота С. М. — Влияние сечения газоразрядного пространства на распределение анодного напряжения и плотность тока в ионном приборе	4	89
Памфилов Р. К. — Анализ сельсинной трансформаторной схемы с квадратурной обмоткой	5	42
Магазинник Г. Г., Факеев А. Г., Тихомиров В. А., Дудченко И. В. — Анализ влияния вентильных преобразователей на питающую сеть при различных способах управления	5	45
Грабовецкий Г. В. — Применение переключающих функций для анализа электромагнитных процессов в силовых цепях вентильных преобразователей частоты	6	42
Толстов Ю. Г., Мерабишвили П. Ф. — Исследование установившихся и переходных процессов в вентильных преобразователях (автономных инверторах) по усредненным величинам	7	46
Стальная М. И., Варгасов О. Б. — Контроль работоспособности тиристоров при их последовательном включении	7	80
Мелешкин В. Н. — Тиристорный ключ постоянного тока с большой кратностью регулирования	9	47
Зборовский И. А. — Оптимальный выбор тиристоров по току для вентильных преобразователей ведомых сетей	9	52
Зеленов А. Б., Нилецкий В. Т., Шевченко И. С. — Мостовые фазосмещатели с комбинированным принципом изменения фазы выходного сигнала	10	42
Волотковский С. А., Бунько В. А., Пивняк Г. Г., Иоспа З. С., Беркович Е. П., Пресманн И. И. — Анализ аварийного режима однофазного преобразователя частоты на тиристорах	10	46
Салютин А. А., Здрок А. Г. — Анализ работы трехфазных магнитных усилителей, включенных на входе выпрямителей	10	49
Ковчин С. А. — Выбор частоты квантования в импульсных автоматических системах управления	11	14
Жемеров Г. Г. — Выходное напряжение выпрямителей с поочередным регулированием	11	45

ДИСКУССИИ

Махарадзе Г. М. — по ст. В. Г. Ломинадзе «Трехфазные короткие замыкания синхронного генератора с неравным числом витков фаз» («Электричество», № 3, 1966). Ответ автора	3	89
---	---	----

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Блоцкий Н. Н., Шакарян Ю. Г. — О возможности представления несимметричной синхронной машины эквивалентной симметричной (по ст. В. Г. Ломинадзе — «Электричество», № 3, 1966)	11	83

ХРОНИКА

Кулиев А. М. — О задачах развития физического моделирования и кибернетики энергетических систем	6	91
Бортников Ю. С. — Заседание секции № 6 Научного совета АН СССР по теоретическим и электрофизическим проблемам энергетики	10	91
Липковский К. А. — Научно-техническая конференция «Повышение эффективности устройств преобразовательной техники»	10	92
Кичаев В. В. — Объединенное заседание Научных советов АН СССР, Государственного комитета СМ СССР по науке и технике, Минэнерго СССР и Ленинградского политехнического института им. М. И. Калинина	11	92

ЮБИЛЕИ

Александр Михайлович Залесский	2	91
Михаил Владимирович Костенко	2	91
Профессор Ю. Г. Толстов	4	94
Чингиз Мехтиевич Джуварлы	5	93
Пучковский Владимир Владиславович	7	93
Академик Б. М. Вул	8	90
Профессор Василий Кузьмич Щербаков	8	91
Георгий Иванович Назаров	8	92
Иван Иванович Соловьев	9	93
Профессор Ф. А. Горяинов	10	94
Доктор технических наук Георгий Владимирович Буткевич	11	93

НЕКРОЛОГИ

Г. Р. Рахимов	5	94
Профессор Николай Александрович Мельников	5	94

Автор и название статьи	№ журн.	Стр.
Артур Арменакович Акопян	7	93
Даниил Всеволодович Разевиг	8	94

БИБЛИОГРАФИЯ

Боднер В. А., Казакевич В. В. — Книга под ред. А. В. Негушила «Теория автоматического управления», ч. II	2	92
Чебан В. М., Шнелль Р. В. — Книга под ред. В. А. Веникова «Электрические системы (учебное пособие)», т. III	6	92
Валеев Х. С., Кучин В. Д., Воробьев А. С. — Книга Б. М. Тареева «Физика диэлектрических материалов»	6	92
Иванов И. И., Исаев И. П., Засорин С. Н. — Книга А. Ф. Пронтарского «Системы и устройства энергоснабжения»	6	93

РАЗНЫЕ СТАТЬИ И ИНФОРМАЦИИ

Павлов Л. И., Фонарева М. В. — По страницам технических журналов	1	88
»	2	88
»	5	91
»	8	87
»	11	88
Правила подготовки рукописей для журнала «Электричество»	1	94
Иванов-Смоленский А. В., Мнацаканян М. С. — В редакцию журнала «Электричество»	5	90
Фомин Б. И. — «Электросиле» — 75 лет	6	1
Бирюков В. Г., Грудинский П. Г., Чиликин М. Г. — Карл Адольфович Круг	9	1

АЛФАВИТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

А

Аберсон М. Л. 8, 18
 Аветисян Дж. А. 3, 36
 Адонц Г. Т. 5, 8; 11, 29
 Азанов В. А. 1, 85
 Айзенфельд А. И. 5, 75
 Акодис М. И. 2, 33
 Александров Г. Н. 3, 63; 12, 64; 12, 81
 Амромин А. Л. 7, 27
 Андреев А. Н. 10, 36
 Андреев В. А. 5, 86
 Андрушук Вик. В. 2, 36
 Андрушук Влад. В. 2, 36
 Анисимова Н. Д. 6, 6
 Антипин А. В. 6, 61
 Антонова В. Н. 2, 33
 Ануров В. М. 2, 72
 Анхимюк В. Л. 6, 36; 10, 28
 Аржанников Е. А. 12, 8
 Арзамасцев Д. А. 11, 18
 Арутюнян С. Г. 5, 8
 Архипенко В. В. 2, 12
 Асанбаев В. Н. 9, 17

Б

Базаров В. Н. 1, 84
 Базелян Э. М. 3, 63; 7, 72
 Балабанян Г. А. 10, 1
 Баранов Л. А. 4, 10
 Барац Г. О. 3, 22
 Баркан Я. Д. 2, 1
 Барский С. З. 2, 22
 Барышников В. Д. 1, 43
 Барышников Ю. В. 2, 15
 Баскаев В. И. 3, 74
 Бельков Н. П. 1, 43
 Белый М. И. 1, 61
 Березовский А. Ф. 11, 76; 12, 75
 Беркович Е. И. 10, 46
 Бернштейн И. Я. 11, 1
 Бертинов А. И. 7, 42
 Бирюков А. В. 3, 12
 Бирюков В. Г. 9, 1
 Блейз Е. С. 10, 32
 Блоцкий Н. Н. 4, 81; 11, 83
 Богданов В. А. 5, 1
 Богданова Н. Б. 8, 27
 Богдолов А. В. 3, 74

Б

Боднер В. А. 2, 92
 Болдырев Е. А. 12, 67
 Болотин И. Б. 12, 69
 Бондалетов В. Н. 10, 36
 Борин В. Н. 5, 62
 Борисоглебский В. П. 5, 71
 Бородин И. В. 11, 1
 Бортник И. М. 5, 71
 Бортников Ю. С. 10, 91
 Борцов Ю. А. 1, 43; 3, 40
 Ботвинник М. М. 4, 81
 Брандина Е. П. 8, 44
 Браславский И. Я. 3, 30
 Бродская Е. Е. 7, 90
 Брон О. Б. 7, 55; 10, 58
 Бунько В. А. 10, 46
 Бунятов С. Б. 1, 15
 Бураев Т. К. 1, 64
 Бургсдорф В. В. 5, 56
 Бурмистров М. В. 8, 83
 Бурмистров О. А. 12, 76
 Бурухин Г. Н. 6, 26
 Буткевич Г. В. 1, 15
 Буторин Н. Н. 5, 89
 Быздовский Я. 4, 36

В

Валеев Х. С. 6, 92
 Валдырев А. С. 11, 9
 Ванин Б. В. 10, 75
 Варгасов О. Б. 7, 80
 Варшавский Д. С. 8, 79
 Васильевский С. П. 1, 48
 Васильченко Н. А. 2, 30
 Васютинский С. Б. 2, 50
 Вейнгер А. М. 11, 1; 11, 9
 Верещагин И. П. 1, 64; 6, 22
 Веселовский А. С. 5, 28
 Ветюкова Л. С. 1, 79
 Вехайзер Г. В. 12, 23
 Висяшев А. Н. 2, 69
 Вишневецкий Ю. И. 3, 81
 Власенко А. А. 8, 65
 Воздвиженский В. А. 6, 57
 Возлинский В. Н. 5, 56
 Волкова О. В. 7, 72; 8, 83
 Волотковский С. А. 10, 46

Волчанин А. А. 5, 71
Вольдек А. И. 8, 44
Воробьев А. С. 6, 92
Воробьев В. Ф. 5, 28
Воробьев В. Е. 8, 85
Воскресенский С. Н. 6, 64
Врангов И. В. 1, 79
Высочанский В. С. 4, 15

Г

Галкин А. Л. 4, 83
Гельман М. З. 5, 67
Гельфанд Я. С. 8, 9; 10, 83
Гервиц М. Н. 11, 18
Гильдебранд А. Д. 3, 6;
10, 22

Гойхман В. М. 9, 42
Головатый А. Т. 9, 4
Голоснов Б. Ф. 7, 78
Голубин Е. А. 11, 18
Гольдина Л. Л. 9, 76
Гоник Я. Е. 11, 71
Горбач Р. П. 6, 77
Горский Ю. М. 7, 1
Горюнов Б. А. 5, 71
Грабовецкий Г. В. 6, 42;
11, 1

Грибов А. Н. 12, 78
Грудинский П. Г. 9, 1; 12, 80
Грюнер А. И. 2, 86
Гук И. П. 5, 59; 11, 54
Гуреев А. А. 12, 76
Гурьянов С. И. 4, 81
Гуса В. 4, 36
Гусейнов Ф. Г. 6, 14
Гусацкий Ю. М. 3, 6

Д

Данилов М. Е. 9, 67
Дацковский Л. Х. 11, 1
Джуварлы Ч. М. 3, 70; 12, 23
Денисов В. Я. 8, 83
Динкель А. Д. 1, 48
Долженко В. Н. 9, 87
Домрачев В. Г. 10, 71
Дралюк Б. Н. 11, 9
Дроздов А. Д. 2, 69
Дудченко И. В. 5, 45
Дулькин А. И. 9, 20

Е

Евтеев Л. Н. 10, 32
Ермолин Ю. А. 4, 69; 10, 71
Ершевич В. В. 10, 81
Ефанов А. А. 1, 85
Ефимов Б. В. 8, 58
Ефремов И. С. 4, 39; 7,
52; 9, 4

Ж

Жежеленко И. В. 3, 84; 11,
40
Жемеров Г. Г. 11, 45
Жиц М. З. 1, 40

З

Зайков М. А. 11, 63
Зайкин В. С. 2, 10
Зархи М. И. 4, 81
Засорин С. Н. 6, 93
Заутнер Ф. Л. 12, 57
Захаров И. Н. 5, 48
Захарченко О. Д. 9, 83
Зборовский И. А. 9, 52
Здрок А. Г. 2, 65; 10, 49
Зезюлькин Г. Г. 1, 19
Зеленов А. Б. 10, 42
Зотов А. Я. 5, 86
Зубачек П. В. 4, 81

И

Ибрагимов И. Г. 3, 87
Иванов А. Г. 12, 33
Иванов В. Л. 3, 63
Иванов И. И. 6, 93

Иванов-Смоленский А. В.
5, 90

Ивоботенко Б. А. 3, 17; 3,
36

Игнатов В. Е. 9, 40
Илийев С. 10, 84
Ильин В. Д. 11, 23
Ильин В. Н. 8, 77
Ильин О. П. 4, 83; 10, 28
Ильинский Н. Ф. 3, 17; 3,
36

Инкин А. И. 11, 67
Иносов В. Л. 2, 85
Иоспа З. С. 10, 46
Ирлахман М. Я. 2, 10
Исаев И. П. 3, 76; 6, 93

К

Каганов И. Л. 1, 58
Казакевич В. В. 2, 92
Казаков Е. Г. 3, 22
Казанский В. М. 2, 86
Казанцев В. Н. 2, 6; 11, 18
Казарян С. Л. 9, 25
Калачихин А. Ф. 8, 83
Калиниченко И. С. 2, 55
Каплан В. В. 3, 81
Каплан Д. А. 7, 31
Каплан Г. С. 1, 79; 3, 81
Карапетян М. А. 7, 65
Караман В. В. 3, 22; 11, 9
Каялов Г. М. 10, 1
Кейлин В. Е. 5, 28
Кецарис Н. Н. 6, 64
Кирюхин В. П. 9, 34
Кишис С. И. 2, 80
Кичаев В. В. 11, 92
Клейн Р. Э. 9, 87
Кленов Г. Э. 9, 85
Клименко Е. Ю. 5, 28
Климов Б. П. 4, 81
Ключев В. И. 3, 40; 10, 32
Кобзев А. В. 7, 36
Ковалев И. А. 5, 28
Ковалев И. Н. 10, 5
Ковчин С. А. 11, 14
Козлов В. Б. 6, 57
Кокуркин Б. П. 8, 83
Колечицкий Е. С. 5, 78
Конов Ю. С. 2, 75
Копылов И. П. 3, 36
Корявин А. Р. 8, 83
Котенко Г. Г. 9, 79
Кохрендзе Д. К. 9, 81
Кочетков В. Д. 11, 1
Кошелев П. А. 1, 58
Красильников А. Д. 2, 50
Кременецкий И. И. 11, 50
Крикет Д. Д. 9, 73
Крикунчик А. Б. 12, 83
Криченко И. А. 11, 18
Круг Н. К. 7, 68
Крутиков К. К. 1, 19
Крыницкая И. А. 2, 71
Кудрявцев А. В. 3, 6
Кузнецов В. А. 9, 20
Кузнецов И. С. 11, 1
Кукеков Г. А. 1, 79; 3, 81
Кулесский Р. А. 3, 22
Кулиев А. М. 6, 91
Куракин К. И. 1, 52
Куракин Л. К. 1, 52
Куракина Т. С. 6, 77
Куренков Н. И. 10, 71
Куренный Э. Г. 10, 17
Куров Б. Н. 11, 23
Кутлер Н. П. 3, 12
Кутыркин А. В. 3, 58
Кухтерин Е. И. 2, 72
Куцин В. В. 3, 70
Кучин В. Д. 6, 92
Кучумов Л. А. 10, 12

Кушнир Г. З. 2, 6; 11, 18
Кычанов Ю. П. 8, 65

Л

Лаврентьев В. Д. 3, 22
Лазовский Н. Ф. 3, 22
Ланген А. М. 4, 59
Лаптева Т. И. 4, 39
Лебедев Е. Д. 3, 12
Лебедев О. В. 12, 12
Левитов В. И. 7, 72
Левнуш А. И. 8, 1
Левченко В. Т. 2, 75
Левченко Г. В. 6, 77
Левшунов Р. Т. 6, 85
Леймонт Л. Л. 7, 90
Лейтес Л. В. 4, 73
Лемке Е. 12, 30
Лернер М. М. 8, 69
Либкинд М. С. 10, 12
Лидоренко Н. С. 1, 1
Лившиц В. С. 7, 83
Ликаренко А. Г. 7, 85
Литвинов Б. В. 11, 67
Лихачев Ф. А. 6, 79
Локтева И. Л. 3, 46; 11, 1
Локшин М. В. 2, 59
Ломакин В. А. 9, 29
Ломинадзе В. Г. 3, 92
Лоос А. В. 4, 78
Лоханин А. К. 5, 53
Лукацкая И. А. 6, 64; 6, 68
Лурье З. Я. 6, 30
Лурье С. И. 7, 27
Лутидзе Ш. И. 9, 81
Лысков Ю. И. 3, 51
Львов Ю. Н. 1, 78
Любимов Э. В. 1, 48
Лялько В. А. 8, 58
Ляпин А. Г. 8, 34; 12, 18
Лярский Б. А. 10, 58

М

Магазинник Г. Г. 5, 45
Макеев В. Б. 1, 82
Максимов Б. К. 2, 72
Максимцов А. Ф. 7, 75
Малютина Г. П. 6, 70
Мамонова О. М. 8, 58
Марголин Ш. М. 5, 38
Марквардт Г. Г. 6, 46
Маркушевич Н. С. 9, 73
Масандилов Л. Б. 3, 30;
8, 48
Мастяев Н. З. 2, 82
Махарадзе Г. М. 3, 89
Медведев Е. И. 1, 48
Медведева Л. Н. 8, 1
Медников Л. А. 5, 38
Мелешкин В. Н. 9, 47
Меликов Н. А. 5, 78
Мелихов А. А. 8, 77
Мелкумов Г. А. 3, 17
Мельзак И. Я. 3, 51; 7, 7
Мерабишвили П. Ф. 4, 21;
7, 46
Мешков В. Н. 4, 81
Мигунов А. Л. 2, 30
Мизурин С. Р. 7, 42
Миронов А. И. 5, 28
Митрофанов Е. Н. 2, 10
Мнацаканян М. С. 5, 90
Могилевский В. М. 10, 54
Могилевский Л. З. 4, 92
Могирев В. В. 2, 69
Мороз В. К. 6, 86
Морозова Ю. А. 6, 26
Москаленко В. В. 3, 26
Мош В. 12, 30
Мурович В. И. 5, 67

Н

Нашатырь В. М. 3, 81
Нетушил А. В. 8, 72
Нидеккер И. Г. 7, 90
Никигин Ю. М. 6, 89; 9, 62
Никифорова В. Ф. 6, 50
Николаева Л. Т. 2, 30
Никольский А. А. 3, 6
Новаш В. И. 6, 86
Новиков В. И. 3, 46
Новиков О. Я. 2, 30
Новиков С. И. 5, 28
Новожилов М. А. 7, 1

О

Обрусник В. П. 7, 36
Обух А. А. 2, 72
Онищенко Г. Б. 3, 46
Опейко О. Ф. 10, 28
Орлов В. С. 10, 12

П

Павлов Л. И. 1, 88; 2, 88;
5, 91; 8, 87; 11, 88
Памфилов Р. К. 1, 24; 5, 42
Панасюк В. С. 9, 87
Панов В. Г. 10, 32
Партс И. Р. 12, 53
Партс Р. Р. 12, 53
Пастернак Е. М. 9, 79
Пацевич В. В. 5, 59; 11, 54
Пашкевич В. И. 4, 51
Певзнер Е. М. 3, 6
Перельман В. Ш. 8, 9
Петинов О. В. 2, 30
Петинова Т. М. 2, 30
Петри Л. О. 2, 84
Петров В. П. 10, 90
Петров И. И. 3, 1; 6, 30
Петров Л. П. 3, 30; 8, 61
Петровский В. Н. 2, 30
Пивняк Г. Г. 10, 46
Пилецкий В. Т. 10, 42
Пирумян Н. М. 2, 15
Пищиков В. И. 1, 19
Платонов В. В. 7, 78
Плющ Б. М. 9, 29
Погарский В. И. 12, 71
Подзолов Р. Г. 3, 30
Подкопаева Н. Н. 6, 70
Поздеев А. Д. 12, 33
Поливанов К. М. 8, 72
Поляшов Л. И. 12, 38
Полков В. И. 8, 27
Попов А. Н. 12, 60
Попов И. Н. 11, 34
Порошина М. Е. 3, 87
Поспелов Г. Е. 5, 12; 10, 81
Постников И. М. 9, 17
Потокин В. С. 6, 70; 6, 74;
6, 77
Пресманн И. И. 10, 46
Приклонский Н. Е. 8, 81
Прилежаев А. Н. 9, 29
Приходченко В. И. 2, 30
Прокопов В. Е. 12, 57
Пронин Ю. Н. 1, 82
Прудков М. Л. 5, 32
Пружинина В. И. 8, 81
Прусс-Жуковский В. В. 1,
33
Прытков В. Г. 3, 17
Пуго В. И. 6, 9
Пулавская И. Г. 7, 72
Пульер Ю. М. 4, 10; 10, 71
Пуриков В. К. 2, 40; 7, 52

Р

Рабинович В. М. 1, 37
Радин В. И. 8, 40
Решетников В. Е. 12, 69
Разевиг Д. В. 10, 67

Рахманов Н. Р. 6, 14
Раховский В. И. 6, 70
Рейтман Э. Я. 11, 79
Ровинский П. А. 3, 6
Рогачевская Г. С. 1, 29; 1, 33
Родионов В. Г. 2, 69
Розенфельд А. С. 2, 43
Романовский В. Ф. 9, 87
Рубинчик В. А. 7, 11; 12, 1
Рубинраут А. М. 5, 28
Рубцов В. П. 3, 17
Руденский М. Я. 9, 57
Рудницкий М. П. 11, 18
Рябков А. В. 6, 53
Рябкова Е. Я. 3, 67; 7, 88
Рябцев Г. Г. 9, 83

С

Садовский В. С. 3, 74
Садовский Л. А. 3, 17
Садыхова Е. А. 3, 63
Салютин А. А. 10, 49
Самойлов Б. Н. 5, 28
Сандлер А. С. 3, 6; 4, 44
Сапир Е. Д. 8, 1
Сарапулов Ф. Н. 2, 15
Саратов В. А. 9, 17
Сарбатов Р. С. 3, 6
Сафонова И. М. 12, 25
Свидерский В. Ф. 5, 12
Сегаль М. Н. 3, 12
Седов В. И. 3, 76
Семенов Ю. Н. 8, 34; 12, 18
Семкин Б. В. 9, 87
Семков М. К. 2, 65
Сериков В. А. 7, 42
Серый И. М. 11, 1
Сипайлов Г. А. 4, 78
Сирота С. М. 4, 89
Скачков В. М. 6, 53
Слежановский О. В. 3, 12; 11, 1
Слободкин А. Х. 1, 10
Слуцкий Л. С. 8, 83
Случанко Е. И. 4, 21
Слышалов В. К. 11, 57
Смирнов В. И. 9, 20
Смирнов С. С. 2, 69

Смирнов Э. П. 5, 24
Смирнов Ю. А. 11, 81
Собко Э. И. 4, 78
Соколов А. А. 9, 87
Соколов В. С. 3, 36
Соколов М. М. 3, 1; 3, 26; 3, 30
Соколов Э. Р. 2, 19
Соколова М. В. 10, 67; 12, 25
Соколовский Г. Г. 3, 40
Соловьев А. И. 4, 87
Сорокин Ф. А. 10, 17
Соснин В. А. 1, 79
Спивак Л. М. 3, 6
Спирин А. А. 7, 24
Стальная М. И. 7, 80
Староверов Г. М. 3, 74
Строковский Л. И. 5, 71
Суслов В. И. 4, 63
Суханов О. А. 4, 1
Сысоев Л. П. 8, 18

Т

Тарасенко Л. М. 11, 1
Тартаковский Ю. С. 11, 1
Татарина Н. В. 8, 72
Твардовский П. М. 1, 74
Теличко Л. Я. 3, 40
Теодорович О. К. 6, 77
Тер-Оганов Э. В. 6, 46; 9, 62
Тихомиров В. А. 5, 45
Тихомиров Ф. Б. 12, 69
Тихонов Ю. А. 3, 54
Ткаченко В. Н. 4, 85
Тодоров Т. С. 4, 30
Толстов Ю. Г. 7, 46
Томашевский Н. И. 3, 6
Тонкошкур Л. С. 7, 85
Тополянский Е. Л. 7, 31
Травинская Е. Н. 10, 75
Троицкий В. А. 7, 60
Туголуков В. М. 12, 76
Тулупов В. Д. 9, 4
Туник А. Т. 5, 48

У

Урицкая Н. А. 2, 33
Усманов А. М. 3, 40
Ухов В. С. 2, 33

Ф

Файнштейн Э. Г. 10, 77
Факеев А. Г. 5, 45
Федоров А. В. 1, 61
Федоров А. П. 5, 86
Федосов А. И. 4, 27
Фейгин С. Г. 4, 81
Фетисов В. В. 4, 51
Фикс И. Г. 12, 48
Филиппов Ю. А. 3, 81
Филичев О. Н. 4, 81
Фокин Ю. А. 5, 16
Фомин Б. И. 6, 1
Фомичева Т. И. 6, 68
Фонарева М. В. 1, 88; 2, 88; 8, 87; 11, 88
Фрыгин В. М. 2, 30

Х

Хан В. Х. 3, 36
Хачатрян В. С. 4, 1
Хачатуров А. А. 1, 6; 3, 54
Хвошинская З. Г. 6, 26
Хмылев Ю. И. 11, 57
Хоменко А. И. 9, 83
Хохлов Ю. А. 4, 10
Хренков Н. Н. 1, 70
Хуторецкий В. М. 3, 12

Ц

Цаценкин В. К. 3, 17
Цирель Я. А. 6, 50

Ч

Чан Динь Лонг 5, 16
Чацкис Л. Г. 2, 47
Чебан В. М. 6, 92
Чернова Ю. Р. 1, 78
Черновец А. К. 10, 12
Черногоцкий В. М. 7, 75
Черноплетков Н. А. 5, 28
Чиликин М. Г. 3, 1; 3, 17; 9, 1
Чистов В. П. 4, 47
Чистяков Вал. А. 1, 43
Чистяков Вит. А. 4, 39
Чудновский В. П. 3, 22
Чунихин А. А. 2, 26

Ш

Шакарян Ю. Г. 4, 81; 11, 83
Шаров В. И. 7, 91
Шведова Л. А. 10, 86
Шевцов К. К. 3, 84
Шевченко И. С. 10, 42
Шенфельд А. Я. 9, 90
Шеренцис А. Н. 7, 7
Шестаков В. М. 1, 43
Шинянский А. В. 3, 26
Шипицын В. В. 2, 33
Шипунов Н. В. 2, 84
Шнеерсон Э. М. 8, 14
Шнелль Р. В. 2, 10; 6, 92
Шрейнер Р. Т. 3, 6; 10, 22
Штейншрайбер В. Я. 12, 23
Шуин В. А. 12, 12
Шукалов В. Ф. 3, 6
Шумилов Ю. А. 2, 19
Шустерман М. Н. 12, 43

Щ

Щукин Г. А. 4, 44

Э

Эпштейн Э. М. 7, 24
Эськов В. Д. 5, 59; 11, 54
Эттингер Е. Л. 11, 1

Ю

Юдина И. Н. 8, 79
Юньков М. Г. 3, 1
Юриков П. А. 4, 92
Юсиф-Заде Т. А. 3, 70

Я

Якимец И. В. 8, 52
Якоб Д. 7, 18
Якобс А. И. 6, 18
Яковенко В. А. 12, 57
Яковлев В. В. 5, 82
Яковлев В. И. 3, 40
Янко-Триницкий А. А. 3, 22; 11, 1
Янтовский Е. И. 10, 63
Ярвик Я. Я. 10, 12
Ярмаркин М. К. 12, 64
Яуре А. Г. 3, 26

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бергинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, И. С. Ефремов, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, Л. Г. Мамиконянц (главный редактор), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

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, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Л. М. Кузнецова

Сдано в набор 16/X 1973 г.
Формат 60×90/16
Тираж 9 480 экз.

Подписано к печати 30/XI 1973 г.
Печ. л. 12
Зак. 434

T-16988
Уч.-изд. л. 15,36
Цена 80 коп.

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.

СОДЕРЖАНИЕ

Рубинчик В. А. — Сравнительная оценка чувствительности к переходным сопротивлениям измерительных органов защиты от замыканий на землю линий электропередачи 1

Аржаников Е. А. — Многофазные реле сопротивления и их выполнение на принципе определения порядка следования импульсов 8

Лебедев О. В., Шуин В. А. — О защите от замыканий на землю компенсированных кабельных сетей 6—10 кВ с использованием принципа сравнения амплитуд переходных токов 12

Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. — Электрическая прочность сжатых газов в системе электродов «шар — плоскость» 18

Джуварлы Ч. М., Вечхайзер Г. В., Штейншрайбер В. Я. — Расчет силы взаимодействия заряженного цилиндра с проводящей плоскостью 23

Соколова М. В., Сафронова И. М. — Коэффициент ионизации и начальные напряжения в кислороде и его смесях с простыми газами 25

Лемке Е., Мош В. — Пробой длинных воздушных промежутков при воздействии коммутационных импульсов положительной полярности 30

Поздеев А. Д., Иванов А. Г. — Устойчивость замкнутых систем с вентильными преобразователями постоянного тока в режиме прерывистых токов 33

Поляшов Л. И. — Метод анализа процессов заряда емкостного накопителя энергии от генератора переменного тока 38

Шустерман М. Н. — Машинный возбудитель переменного тока как звено системы автоматического регулирования 43

Фикс И. Г. — Магнитное поле обмоток с периодической плотностью распределения витков 48

Партс И. Р., Партс Р. Р. — Определение индуктивного сопротивления лобовых частей обмоток индукционных машин 53

Згутнер Ф. Л., Прокопов В. Е., Яковенко В. А. — Расчет индуктивного сопротивления лобовых частей обмотки статора торцевых электродвигателей переменного тока 60

Попов А. Н. — Метод аналитического расчета механических характеристик двигателя последовательного возбуждения 60

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Александров Г. Н., Ярмаркин М. К. — Методика вычисления напряженности поля на проводах скрещивающейся ошиновки подстанций сверхвысокого напряжения 64

Болдырев Е. А. — Принцип расчета электрических цепей с идеальными вентилями 67

Болотин И. Б., Решетников В. Е., Тихомиров Ф. Б. — Способ измерения девиации частоты напряжения и тока при испытаниях коммутационной аппаратуры в режиме короткого замыкания 69

Погарский В. И. — Об улучшении профилактических испытаний кабельных линий 71

СООБЩЕНИЯ

Березовский А. Ф. — О начальном приближении при расчете разветвленных нелинейных цепей итерационным методом 75

Гуреев А. А., Туголуков В. М., Бурмистров О. А. — Лабораторный способ сравнительной оценки электризуемости топлив 76

ДИСКУССИИ

К вопросу о выборе номинальных напряжений электрических сетей — Грибов А. Н.; Грудинский П. Г., Чижов Д. Г., Иохвидов Э. С., Лошак Б. О.; Александров Г. Н., Лисочкина Т. В., Щербачев О. В. Ответ автора — Крикунчика А. Б. 78

Указатель материалов, помещенных в журнале «Электричество» в 1973 г. 87

CONTENTS

A comparison of Fault Resistance Sensitivity of Ground Fault Distance Relays for Transmission Line Protection — V. A. Rubinchik 1

Multiphase Impedance Relays and Principles of Their Design Based on Pulse Sequence Determination — E. A. Ardjanikov 8

Ground Fault Protection of Compensated 6—10 kV Cable Networks Based on a Comparison of Transient Current Amplitudes — O. V. Lebedev, V. A. Shuin 12

The Electric Withstand Strength of Compressed Gases in a Sphere—Plane Electrode System — A. G. Liapin, U. N. Semenov 18

Calculation of the Force of Interaction Between a Charged Cylinder and a Conducting Plane — C. M. Djuvarli, G. V. Vechaizer, V. J. Steinschraiber 23

The Ionization Factor and Initial Potentials in Oxygen and its Compounds with Simple Gases — M. V. Sokolova, I. M. Safronova 25

Breakdown of Long Air Gaps Due to Switching Surges of Positive Polarity — E. Lemke, V. Mosh 30

The Stability of Closed—Loop Systems with Electronic D. C. Converters For Intermittent Current Duty — A. D. Pozdeyev, A. G. Ivanov 33

A Method of Analysing Charging Processes of a Capacitive Energy Store From an A. C. Generator — L. I. Poliashov 38

An A. C. Rotary Exciter as an Element of an Automatic Control System — M. N. Shusterman 43

The Magnetic Field of Windings Having a Periodic Turns Density Distribution — I. G. Fix 48

Determining the End Turns Reactance of Induction Machine Windings — I. R. Parts, R. R. Parts 53

Calculating the End Turns Reactance of the Stator Winding in D. C. Face—Type Motors — F. L. Zautner, V. E. Prokopov, V. A. Jakovenko 57

An Analytical Method of Calculating the Characteristics of a Series Wound Motor — A. N. Popov 60

FROM OPERATING EXPERIENCE

A Method of Calculating the Field Intensity on Crossing Bus Conductors at EHV Substations — G. N. Alexandrov, M. K. Jarmarkin 64

Principles for Calculating Electric Circuits with Ideal Valves — E. A. Boldirev 67

A Way for Measuring the Deviation of Voltage and Current Frequency When Testing Switchgear Under Short—Circuit Conditions — I. B. Bolotin, V. E. Reshetnikov, F. B. Teekhomirov 69

On Improving the Testing of Cable Lines — V. I. Pogarski 71

REPORTS

On the Initial Approximation in the Iterative Calculation of Branching Non—linear Circuits — A. F. Berzovski 71

On Comparing the Electrolyzability of Fuels in the Laboratory — A. A. Gureyev, V. M. Tugolukov, O. A. Burmistrov 71

DISCUSSION

УДК 621.316.925.315.1

Сравнительная оценка чувствительности к переходным сопротивлениям измерительных органов защиты от замыканий на землю линий электропередачи. Рубинчик В. А. — «Электричество», 1973, № 12.

Дан сравнительный анализ чувствительности к переходным сопротивлениям в месте однофазного замыкания на землю многофазных и однофазных реле сопротивления и реле тока нулевой последовательности. Показано, что поведение многофазных и однофазных реле сопротивления с точки зрения чувствительности к переходным сопротивлениям принципиально отличается. С рассмотренной точки зрения наиболее благоприятные характеристики имеет многофазное реле, срабатывающее при одинаковой полярности тока ($-I_0$) и трех компенсированных фазных напряжений. Библиограф. 6.

УДК 621.316.925.45

Многофазные реле сопротивления и их выполнение на принципе определения порядка следования импульсов. Аржанников Е. А. — «Электричество», 1973, № 12.

Рассматриваются известные принципы выполнения многофазных реле сопротивления защит от всех видов замыканий, предлагается новый принцип, позволяющий выполнить реле защиты от несимметричных замыканий на землю с треугольной характеристикой срабатывания. Описывается метод построения характеристик многофазных реле. Приводится схема и результаты разработки макета реле защиты от всех видов несимметричных замыканий (и на землю и без земли), работающего на принципе определения порядка следования импульсов. Библиограф. 9.

УДК 621.316.925.014.7

О защите от замыканий на землю компенсированных кабельных сетей 6—10 кВ с использованием принципа сравнения амплитуд переходных токов. Лебедев О. В., Шуйн В. А. — «Электричество», 1973, № 12.

Рассматриваются вопросы выполнения селективной сигнализации кратковременных и устойчивых замыканий на землю в компенсированных кабельных сетях 6—10 кВ с использованием устройств, реагирующих на электрические величины переходного и установившегося режимов. Показаны преимущества централизованных устройств на принципе сравнения амплитуд переходных токов в присоединениях, обеспечивающих выполнение всех основных требований, предъявляемых к защите компенсированных сетей, а также целесообразность совместного применения устройств подобного типа и устройств типа УСЗ-3М (на принципе относительного замера уровней высших гармоник в присоединениях).

Приводится описание и принцип действия централизованного устройства сигнализации кратковременных и устойчивых замыканий на землю «Феррит». Библиограф. 12.

УДК 621.315.618.9.015.51

Электрическая прочность сжатых газов в системе электродов «шар—плоскость». Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. — «Электричество», 1973, № 12.

Приведены результаты экспериментального исследования электрической прочности водорода, воздуха и азота в большом диапазоне давлений для системы электродов «шар—плоскость» при вариации геометрических размеров последних.

Показано, что в диапазоне выполнимости закона подобия разряда значение пробивного напряжения может быть оценено по методу Купфмюллера—Разевица. Точность такого определения зависит главным образом от достоверности характеристических параметров для того же диапазона давлений отмеченных газов в однородном поле. Библиограф. 13.

УДК 621.319.7.001.24

Расчет силы взаимодействия заряженного цилиндра с проводящей плоскостью. Джуварлы Ч. М., Вечхайзер Г. В., Штейншрайбер В. Я. — «Электричество», 1973, № 12.

Рассчитывается распределение заряда по поверхности заряженного цилиндра, расположенного над заряженной проводящей плоскостью перпендикулярно к ней, когда длина цилиндра и расстояние его от плоскости много больше радиуса цилиндра. Получено выражение для силы взаимодействия цилиндра с плоскостью. Приведена таблица значений входящих в это выражение неберущихся интегралов при различных значениях отношения расстояния цилиндра от плоскости к длине цилиндра. Библиограф. 6.

УДК 537.52.001.24

Коэффициент ионизации и начальные напряжения в кислороде и его смесях с простыми газами. Соколова М. В., Сафронова И. М. — «Электричество», 1973, № 12.

Показываются особенности определения уравнений для расчета коэффициента ударной ионизации и начального напряжения в электроотрицательном газе и его смесях с электроположительными газами. Получены уравнения для кислорода, позволяющие проводить расчеты в однородных и слабонеоднородных полях. Расчетные величины начального напряжения сопоставляются с экспериментальными данными. Библиограф. 8.

УДК 621.317.333.82:621.315.618

Пробой длинных воздушных промежутков при воздействии коммутационных импульсов положительной полярности. Лемке Е., Мош В. — «Электричество», 1973, № 12.

Исследуется электрическая прочность длинных воздушных промежутков. Разделяется мнение советских исследователей о целесообразности испытаний изоляции ВЛ и аппаратов коммутационными импульсами с фронтами, превышающими 1 мксек. Библиограф. 16.

УДК 621.314.1.016.35

Устойчивость замкнутых систем с вентильными преобразователями постоянного тока в режиме прерывистых токов. Поздеев А. Д., Иванов А. Г. — «Электричество», 1973, № 12.

Предложена интерпретация вентиального преобразователя в режиме прерывистого тока дискретным звеном с амплитудно-импульсной модуляцией и формирующим элементом, параметры которого изменяются в каждой рабочей точке.

Интерпретация ВП как импульсного элемента может быть использована для анализа устойчивости в малом широком классе систем с вентилями преобразователем в режиме прерывистых токов, а количественные результаты анализа — для построения структур с перенастраиваемыми регуляторами, обеспечивающими предельное быстрое действие как в непрерывном, так и в прерывистом режимах. Библиограф. 9.

УДК 621.039.637.001.24

Метод анализа процессов заряда емкостного накопителя энергии от генератора переменного тока. Поляшов Л. И. — «Электричество», 1973, № 12.

Предлагаемый метод является первой попыткой общего аналитического описания зарядных процессов путем представления их в форме разностных уравнений и решетчатых функций. Метод развивается применительно к системе с управляемым и неуправляемым шестифазным мостовым выпрямителем. Для этой системы получены рекуррентные соотношения, а также аналитические выражения токов и напряжений при заряде через индуктивные и индуктивно-емкостные сопротивления. Составление расчетов с экспериментом дало удовлетворительные для инженерной практики результаты. Библиограф. 13.

УДК 621.313.126:621.313.322-81.073

Машинный возбудитель переменного тока как звено системы автоматического регулирования. Шустерман М. Н. — «Электричество», 1973, № 12.

На основе уравнений Парка—Горва и векторной диаграммы синхронного генератора, работающего на выпрямительную нагрузку, дается вывод передаточной функции машинного возбудителя переменного тока с вентилями преобразователем. Дана структурная схема такого возбудителя. Полученные результаты могут быть использованы при анализе переходных процессов и статической устойчивости конкретных систем автоматического регулирования возбуждения, выполненных на указанных машинных возбудителях и нашедших широкое применение для турбогенераторов. Библиограф. 4.

УДК 621.3.013.045

Магнитное поле обмоток с периодической плотностью распределения витков. Фикс И. Г. — «Электричество», 1973, № 12.

Аналитически исследовано магнитное поле обмотки, плотность распределения витков которой изменяется по закону $\cos q\varphi$ ($q=1, 2, \dots$). Методом гармонического анализа получены соотношения для определения индукции магнитного поля и отдельных его гармонических составляющих с учетом конечных размеров поперечного сечения обмотки.

Предложен метод расчета магнитного поля с помощью безразмерных коэффициентов и выведены соотношения для определения зависимости высших пространственных гармоник, искажающих магнитное поле обмотки, от ее размеров. На основании теоретических исследований предложены обмотки, создающие мультипольные магнитные поля с наименьшими искажениями. Библиограф. 7.

УДК 621.313.3.045.5

Определение индуктивного сопротивления лобовых обмоток индукционных машин. Парте И. Р., Парте Р. Р. — «Электричество», 1973, № 12.

Показана возможность экспериментального определения индуктивного сопротивления лобовых частей обмоток индукторов индукционных машин (индукционных вращателей и т. п.) способом вынужденного ротора, при котором основное индуктивное сопротивление необходимо определять с учетом трехмерного магнитного поля. Результаты экспериментальных исследований подтверждают целесообразность использования упомянутого способа. Библиограф. 13.

УДК 621.313.222.012.6.001.24

Метод аналитического расчета механических характеристик двигателя последовательного возбуждения. Попов А. Н. — «Электричество», 1973, № 12.

Предлагается метод аналитического расчета механических характеристик электродвигателей с двигателями последовательного возбуждения на основе аппроксимации кривой намагничивания электрической машины уравнением гиперболы. Приводится способ расчета постоянного коэффициента этого уравнения с помощью универсальной скоростной характеристики для данного типа двигателей. Даны примеры расчета параметров двигателя при различных режимах работы привода на основе предложенной методики. Библиограф. 5.

УДК 621.311.4:621.317.333.8

Методика вычисления напряженности поля на проводах скрещивающейся ошиновки подстанций сверхвысокого напряжения. Александров Г. Н., Ярмаркин М. К. — «Электричество», 1973, № 12.

На основе предложенного авторами инженерного метода расчета напряженности электрического поля на проводах скрещивающейся ошиновки подстанций рассматриваются оптимальные с точки зрения ограничения уровня радиомех конструкции проводов фаз многофазной ошиновки подстанций 750 кВ. Библиограф. 6.

УДК 621.315.2.001.4

Об улучшении профилактических испытаний кабельных линий. Погарский В. И. — «Электричество», 1973, № 12.

Рационально организуемые и регулярно проводимые профилактические испытания кабельных линий должны базироваться на применении более высоких испытательных напряжений и дифференцированных сроков испытаний.

При планировании и установлении режима профилактических испытаний должна приниматься во внимание функция распределения числа пробитых кабелей от величины пробивного напряжения (базой для определения которой являются результаты прошлых испытаний). Профилактическим испытаниям как средству повышения надежности работы кабельных линий должно сопутствовать применение более надежных конструкций кабельной арматуры, обеспечение высокого качества монтажных и ремонтных работ, устранение явно дефектных элементов на кабельных линиях, предотвращение механических и коррозионных повреждений.

**ВНИМАНИЮ МИНИСТЕРСТВ, ВЕДОМСТВ,
ПРОМЫШЛЕННЫХ ОБЪЕДИНЕНИЙ, ФИРМ И ПРЕДПРИЯТИЙ**

Запорожский завод «Кремнийполимер» предлагает теплопроводную пасту КПТ-8, применяемую в качестве теплопроводящего контактного материала, обеспечивающего эффективный тепловой контакт между соприкасающимися или сближенными поверхностями в аппаратуре и оборудовании различного назначения.

Паста нетоксична, не вызывает коррозии металла, обладает значительно большей теплопроводностью по сравнению с воздухом, практически не меняет консистенцию в температурном интервале $-40 \div +200^{\circ}\text{C}$ и не вытекает из полостей и зазоров между деталями при их нагреве до 250°C .

Введение пасты КПТ-8 в контактное пространство резко уменьшает тепловое сопротивление (в 3 раза и более), возникающее обычно из-за наличия воздушных полостей в месте контакта тепловыделяющего узла с шасси или тепловыделяющим радиатором.

Паста может быть использована как диэлектрик.

Цена 5 р. 90 к. за 1 кг.

Паста КПТ-8 отгружается в стеклянной таре; минимальное количество отгрузки 10 кг.

