

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Да здравствует 1 Мая – День международной солидарности трудящихся в борьбе против империализма, за мир, демократию и социализм!

(Из Призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1973 года)



1973

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

5

Информационная модель электрической сети автоматизированной системы диспетчерского управления

В. А. БОГДАНОВ
ЦДУ ЕЭС СССР

На каждом уровне управления диспетчер энергосистемы должен располагать информацией о текущих параметрах режима контролируемой электрической сети. К ним относятся:

- а) данные о конфигурации схемы сети;
- б) значения активных и реактивных нагрузок в узлах и ветвях;
- в) значения напряжения в узлах.

Совокупность указанных параметров образует сетевую модель энергосистемы, которая является основой для проведения необходимых расчетов. Эта модель формируется в памяти ЦВМ на основе измеряемых и вычисляемых параметров режима. При создании АСДУ необходимо стремиться к тому, чтобы большая часть информации о текущих параметрах режима определялась расчетным путем на основе минимального количества необходимых измерений, так как получение всей информации путем непосредственных измерений связано с использованием большого количества устройств телемеханики и связи. Рассмотрим возможные методы оперативных расчетов установившихся режимов энергосистем с точки зрения эффективности их использования для получения сетевой модели энергосистемы.

Предположим, что сеть представлена однофазной схемой замещения, не содержащей э. д. с. в ветвях и взаимных сопротивлений. В тех случаях, когда в сети имеются вольтодобавочные трансформаторы с продольно-поперечным регулированием, схема замещения может быть дополнена соответствующими э. д. с. При этом все последующие выводы остаются справедливыми. При заданной конфигурации и параметрах элементов схемы замещения сети [Л. 1] все значения параметров режима могут быть однозначно определены, если известны значение мо-

дуля напряжения в базисном узле сети и одна из следующих матриц:

токов в ветвях дерева схемы I_a ; падений напряжения в ветвях дерева схемы $U_{ва}$; узловых напряжений U и задающих токов в независимых узлах схемы J .

С точки зрения минимальности необходимых контролируемых узлов явным преимуществом обладает матрица I_a , так как для ее получения достаточно телеизмерений в узлах разветвления дерева схемы. В большинстве случаев ветви расчетной схемы замещения совпадают с реальными линиями, тогда как каждый узел реальной сети чаще всего соответствует группе подстанций со сложной схемой присоединения потребителей на разных напряжениях.

На практике замеры токов в ветвях подменяются замерами активной и реактивной мощности. Это объясняется тем, что измерение модуля и аргумента тока каждой ветви дерева сети в единой системе координат практически трудно осуществимо, в то время как измерения активной и реактивной мощности реализуются достаточно просто. Значения активной и реактивной мощности в ветвях схемы обычно определяются относительно напряжения на шинах узла, к которому ветви присоединены.

На долю перегогов мощности по ЛЭП в настоящее время приходится 70—80% всех телеизмерений. Телеизмерения суммарной мощности электростанций и энергосистем составляют 10—15%, а оставшаяся часть приходится на телеизмерения модулей напряжения и значений частоты в контрольных точках сети. Можно предположить, что данные соотношения останутся справедливыми и на первом этапе

создания АСДУ. Следовательно, информационная модель, отражающая текущий режим сети, должна формироваться в памяти ЦВМ АСДУ на основе информации, состоящей из телеизмерений (ТИ) основных режимных параметров и телесигнализаций (ТС) положения выключателей, отделителей и разъединителей. При этом конфигурация сети определяется совокупностью всех необходимых ТС, а параметры текущего режима — на основе минимально необходимого числа телеизмерений потоков активной и реактивной мощности и уровней напряжения в контролируемых узлах.

Под контролируемым понимается узел сети, в котором телеизмеряются уровень напряжения и потоки мощности в примыкающих ветвях. Число контролируемых узлов определяется конфигурацией дерева схемы сети. Наибольшее число контролируемых узлов необходимо для кольцевой схемы, наименьшее — для схемы полного многоугольника. Для схемы сети произвольного вида число контролируемых узлов [Л. 2] лежит в пределах:

$$0,5y > k > 1, \quad (1)$$

где k , y — соответственно число контролируемых и общее число узлов.

Суммарное количество телеизмерений, необходимое и достаточное для расчета установившегося режима, определяется как

$$N = 2(y - 1) + k. \quad (1a)$$

В качестве контролируемых целесообразно использовать узлы дерева сети, к которым присоединено более двух ветвей. Узлы, к которым присоединено только две ветви, могут рассматриваться в качестве контролируемых лишь при кольцевой или магистральной схемах сети. В некоторых случаях целесообразно представлять достаточно длинные отрезки магистральной сети с промежуточными отборами мощности, которые не контролируются диспетчером рассматриваемого уровня управления, в виде пассивного четырехполюсника, параметры которого вычисляются на основе измеряемых активных и реактивных мощностей в начале и конце эквивалентированного отрезка сети. Подобное эквивалентирование приводит к сокращению числа необходимых контролируемых узлов, однако параметры четырехполюсника должны при этом периодически пересчитываться с тем, чтобы они соответствовали текущему режиму.

При использовании многоканальной кодо-импульсной аппаратуры телемеханики необходимое количество комплектов аппаратуры равно числу контролируемых узлов сети. Поэтому задача уменьшения числа контролируемых узлов совпадает с задачей минимизации количества необходимой аппаратуры телемеханики и суммарной длины каналов связи.

Сбор и передачу ТС целесообразно осуществлять с учетом выбранного размещения контролируемых узлов сети. При этом все ТС, определяющие конфигурацию схемы сети, могут передаваться на ближайший контролируемый узел с помощью простейших устройств телемеханики, предназначенных для передачи только двухпозиционных сигналов по высокочастотным каналам ЛЭП. В контролируемом узле телесигналы поступают на вход многоканаль-

ных кодо-импульсных устройств телемеханики и вводятся в ЦВМ совместно с сигналами, определяющими состояние линий, присоединенных к узлу. Для повышения надежности передачу ТИ и ТС с контролируемых узлов целесообразно осуществлять по кабельным каналам связи. С каждого контролируемого узла целесообразно предусмотреть передачу некоторого количества избыточной информации [Л. 3]. К последней, прежде всего, относятся телеизмерения потоков мощности в хордах сети, примыкающих к контролируемым узлам, а также в начале и конце ветвей, включенных между двумя контролируемыми узлами. При этом передача избыточной информации сказывается, и притом весьма незначительно, только на стоимости многоканальной аппаратуры телемеханики, так как последняя обеспечивает передачу большого числа телеизмерений различных параметров по одному каналу связи на основе временного разделения отдельных сообщений.

Избыточные телеизмерения потоков мощности целесообразно использовать для контроля точности основных телеизмерений и правильности расчета установившегося режима. Этот контроль в простейшем случае может осуществляться путем сравнения телеизмеряемых и расчетных значений потоков мощности. Наличие избыточных телеизмерений потоков мощности, как правило, позволяет вычислить модуль и аргумент напряжения в контролируемом узле, где аппаратура телемеханики еще не введена или произошел ее отказ. Правда, это не всегда дает возможность определить потоки мощности во всех примыкающих к этому узлу ветвях. В общем случае наличие избыточных телеизмерений потоков мощности обеспечивает уменьшение потерь информации вследствие отказов аппаратуры телемеханики и каналов связи. Поэтому нужно выбирать такое число и размещение контролируемых узлов, которые при одинаковом количестве аппаратуры телемеханики и каналов связи обеспечивают наименьшую потерю информации. Применяемые в диспетчерской практике программы расчета установившегося режима используют в качестве исходных данных значения нагрузки в узлах сети. Отсюда возникает необходимость разработки методов расчета установившегося режима на основе исходной информации о потоках мощности в ветвях дерева схемы и модулях напряжений в контролируемых узлах сети [Л. 3].

Полагаем, что схема замещения каждого из трансформаторов представляет собой сопротивление рассеяния, приведенное к верхней ступени напряжения, и идеальный трансформатор, коэффициент трансформации которого $K_{Tj} = U_{Hj}/U_{Bj}$, где U_{Hj} и U_{Bj} — соответственно напряжение низкой и высокой стороны j -го трансформатора. Для упрощения последующих выкладок считается, что схема замещения сети приведена к одной ступени напряжения, но коэффициенты трансформации трансформаторов могут отличаться от номинальных.

Запишем матрицу M_k элементы в столбцах которой отмечают инцидентность ветвей и хорд рассматриваемой сети с выбранными контролируемыми узлами. Инцидентность отмечается только для тех ветвей и хорд, в которых телеизмеряются потоки мощности. В качестве задающего принимается на-

правление потоков активной мощности. Для ветвей, включенных между двумя контролируруемыми узлами, в которых телеизмерение потоков мощности осуществляется с обеих концов, инцидентность отмечается только для одного, например, приемного конца. Тогда матрица падений напряжения в ветвях и хордах сети может быть определена как:

$$\dot{U}_{в.к} = K_{т.к} U_k^{-1} M_k \| R + jX \| \| P - jQ \|, \quad (2)$$

где $\dot{U}_{в.к}$ — прямоугольная матрица, где каждый элемент представляет собой комплексное число, действительная часть которого соответствует продольной составляющей вектора падения напряжения в соответствующей ветви или хорде сети — ΔU_i , а мнимая — поперечной составляющей — ΔV_i ; $K_{т.к}$ — диагональная матрица коэффициентов трансформации трансформаторов контролируемых узлов; U_k^{-1} — диагональная обратная матрица модулей напряжений; $\| R + jX \|$ — диагональная матрица сопротивлений ветвей и хорд сети; $\| P - jQ \|$ — диагональная матрица сопряженных значений телеизмеряемых потоков мощности в ветвях и хордах сети.

Если в качестве контролируемого узла используются шины высокого напряжения трансформаторной подстанции, то в (2) соответствующий элемент $K_{т.к}$ принимается равным единице. Если же контролируемым узлом являются шины низкого напряжения, то соответствующий элемент $K_{т.к}$ принимается равным коэффициенту трансформации трансформаторов подстанции.

Определим напряжения на противоположных телеизмеряемых концах ветвей и хорд сети:

$$\dot{U} = K_{т.к}^{-1} U_k | M_k | - M_k \dot{U}'_{в.к}, \quad (3)$$

где $K_{т.к}^{-1}$ — диагональная обратная матрица коэффициентов трансформации трансформаторов; U_k — диагональная матрица телеизмеряемых уровней напряжения; $| M_k |$ — матрица инцидентностей для контролируемых узлов сети, в которой инцидентность отмечается положительными единицами без учета направлений потоков мощности в ветвях и хордах сети; $\dot{U}'_{в.к}$ — диагональная матрица падений напряжения в ветвях и хордах сети, полученная из $\dot{U}_{в.к}$.

Каждый элемент \dot{U} представляет собой комплексное число, модуль которого численно равен уровню напряжения в соответствующем узле сети, приведенному к верхней ступени напряжения:

$$v_{ji} = \sqrt{(U_{ji}/K_{т.к} - m_{ji} \Delta U_{ji})^2 + \Delta V_{ji}^2}, \quad (3a)$$

где v_{ji} — расположенный в j -й строке модуль элемента \dot{U} , равный уровню напряжения одного из узлов сети, определенному через напряжение соответствующего контролируемого узла и падение напряжения в i -й ветви или хорде сети; m_{ji} — соответствующий элемент M_k .

Аргумент числа определяется как

$$\delta_{ji} = \text{arctg} \frac{\Delta V_{ji}}{U_{ji}/K_{т.к} - m_{ji} \Delta U_{ji}}. \quad (3б)$$

Образует из \dot{U} две матрицы, одна из которых представляет собой диагональную \bar{U} , составлен-

ную из модулей элементов \dot{U} , а другая матрицу-столбец A , составленную из аргументов элементов \dot{U} , соответствующих ветвям дерева сети.

Составим прямоугольную матрицу инцидентностей G для неконтролируемых узлов, отмечая инцидентность положительными единицами без учета направления потоков мощности в ветвях и хордах сети. Тогда приведенные к верхней ступени уровни напряжения в неконтролируемых узлах сети определяются выражением:

$$U_m = G \bar{U}. \quad (4)$$

Количество элементов в каждой строке U_m определяется видом схемы сети. Проверка равенства этих элементов между собой с учетом диапазона возможных значений погрешности позволяет осуществлять контроль точности телеизмерений и правильности вычисления модулей узловых напряжений. Наличие телеизмерений потоков мощности с обеих концов ветвей, включенных между контролируемыми узлами, обеспечивает возможность составления матрицы M_k , а следовательно, вычисления матриц $\dot{U}_{в.к}$ и \dot{U} в нескольких вариантах, число которых равно удвоенному числу таких ветвей. При рационально выбранном числе и размещении контролируемых узлов это позволяет в большинстве случаев получить достоверные результаты при отказах и помехах в каналах связи или аппаратуре телемеханики. Чтобы получить значения модулей узловых напряжений, приведенные к нижней ступени напряжения, и расположим все элементы полужить матрицу U_m на диагональную матрицу $K_{т.в}$, составленную из коэффициентов трансформации трансформаторов, являющихся ветвями или хордами сети:

$$U'_m = U_m K_{т.в}. \quad (4a)$$

Преобразуем U_m в матрицу-столбец $U_{м.с}$, проведя суммирование элементов в каждой строке U_m и поделив полученные суммы на число единиц в строках G . Дополним полученную матрицу телеизмеряемыми значениями напряжений в контролируемых узлах сети, приведенными к верхней ступени напряжения и расположим все элементы получаемой матрицы I в порядке возрастания номеров узлов:

$$I = \left\| \begin{array}{c} K_{т.к}^{-1} U_{к.с} \\ U_{м.с} \end{array} \right\|, \quad (4б)$$

где $U_{к.с}$ — матрица-столбец телеизмеряемых уровней напряжения контролируемых узлов.

Запишем квадратную матрицу инцидентностей для дерева сети M_{α} , приняв один из контролируемых узлов за базисный. Транспонировав и обратив эту матрицу, получим матрицу $M_{\alpha t}^{-1}$, единичные элементы в строках которой определяют потокораспределение в ветвях дерева сети относительно базисного узла [Л. 1]. Матрица аргументов узловых напряжений имеет вид:

$$\Delta = M_{\alpha t}^{-1} A. \quad (4в)$$

Степень соответствия расчетного режима фактическому определяется погрешностью и разновременностью телеизмерений, формирующих информационную модель сети.

Полагаем, что телеизмерения осуществляются с одинаковой относительной погрешностью $\pm \gamma$. Тогда в соответствии с (2) максимальная величина погрешности θ_{vi} , с которой вычисляются падения напряжения в ветвях сети,

$$\theta_{vi} = \pm \frac{2\gamma}{1-\gamma} \dot{U}_{vi}. \quad (5a)$$

В подавляющем большинстве случаев углы между напряжениями по концам линий невелики и точность расчетных значений модулей узловых напряжений определяется погрешностью вычисления соответствующих продольных составляющих (3a). Максимальная погрешность вычисляемых модулей узловых напряжений

$$\theta_{vj} \approx \pm \left[\frac{\gamma U_{ji}}{K_{xji}} + \frac{2\gamma}{1-\gamma} \Delta U_{ji} \right]. \quad (5b)$$

При малых значениях аргументов можно считать, что

$$\arctg(x \pm \varepsilon) - \arctg x \approx \pm \arctg \varepsilon,$$

где $\varepsilon \ll x$.

Учитывая это, погрешность вычисления аргументов, определяемых (3б),

$$\theta_{ij} = \pm \arctg \frac{3\gamma \Delta V_{ji}}{(1-3\gamma)(U_{ji}/K_{xji} - m_{ji} \Delta U_{ji})}. \quad (5в)$$

Если телеизмерения потоков мощности осуществляются с одинаковой относительной погрешностью, то суммарная ошибка в вычислении аргумента напряжения узла пропорциональна числу ветвей дерева сети, соединяющих узел с базисным. Поэтому использование узла с максимальным числом присоединенных ветвей в качестве базисного не только сокращает объем необходимых вычислений, но и повышает их точность.

При расчете достаточно сложной сети для повышения точности вычислений целесообразно осуществлять разбиение ее на несколько участков. Аргументы узловых напряжений в каждом из участков вычисляются относительно собственного базисного узла. Затем один из базисных узлов участков сети принимается в качестве единого для всей сети. Вычисляются векторы падения напряжения в ветвях, соединяющих единый базисный узел с базисными узлами участков сети.

Аргументы узловых напряжений для сети в целом определяются путем прибавления к ранее вычисленным аргументам узловых напряжений участков сети аргументов соответствующих векторов падения напряжения в ветвях, соединяющих единый базисный узел с базисными узлами участков сети.

Объединив матрицы \mathbf{H} и Δ , получим матрицу-столбец $\dot{\mathbf{U}}_y = \|\mathbf{H}\Delta\|$, каждый элемент которой определяет модуль и аргумент напряжения соответствующего узла сети, приведенного к верхней ступени напряжения.

С учетом ранее выбранного базисного узла запишем матрицу инцидентий \mathbf{M} для всей сети в целом. Эта матрица объединяет матрицы инцидентий дерева и хорд сети: $\mathbf{M} = \|\mathbf{M}_\alpha \mathbf{M}_\beta\|$, где \mathbf{M}_β — матрица инцидентий хорд схемы сети.

В соответствии с [Л. 1] матрица падений напряжения во всех ветвях и хордах сети может быть вычислена из уравнения:

$$\dot{\mathbf{U}}_b = \mathbf{M}_t \dot{\mathbf{U}}_y,$$

где $\dot{\mathbf{U}}_b$ — матрица-столбец падений напряжения в ветвях и хордах сети; \mathbf{M}_t — транспонированная матрица инцидентий для сети в целом; $\dot{\mathbf{U}}_y$ — матрица столбец узловых напряжений.

Токи в ветвях и хордах сети

$$\dot{\mathbf{I}} = \mathbf{Z}_b^{-1} \dot{\mathbf{U}}_b. \quad (6)$$

где $\dot{\mathbf{I}}$ — матрица-столбец токов в ветвях и хордах сети; \mathbf{Z}_b^{-1} — диагональная обратная матрица комплексных сопротивлений ветвей и хорд сети.

Для определения мощности у передающих и приемных концов всех ветвей и хорд сети разделим \mathbf{M} на две части; в одной, которую обозначим \mathbf{M}_1 , оставим только положительные единицы, а в другой — \mathbf{M}_2 — только отрицательные. Тогда матрица значений полной мощности у передающих концов ветвей

$$\dot{\mathbf{S}}_1 = \hat{\mathbf{I}}_d \mathbf{M}_{1t} \dot{\mathbf{U}}_y, \quad (7)$$

где $\dot{\mathbf{S}}_1$ — матрица-столбец полной мощности у передающих концов ветвей и хорд сети; $\hat{\mathbf{I}}_d$ — диагональная матрица сопряженных значений токов в ветвях и хордах сети; $\dot{\mathbf{U}}_y$ — матрица-столбец узловых напряжений сети.

У приемных концов ветвей матрица значений полной мощности

$$\dot{\mathbf{S}}_2 = -\hat{\mathbf{I}}_d \mathbf{M}_{2t} \dot{\mathbf{U}}_y. \quad (8)$$

Разложив элементы матриц $\dot{\mathbf{S}}_1$ и $\dot{\mathbf{S}}_2$ на действительные и мнимые части и произведя вычитание второй матрицы из первой, получим матрицу потерь активной и реактивной мощности в ветвях и хордах сети:

$$\Delta \dot{\mathbf{S}} = \|\mathbf{P}_1 + j\mathbf{Q}_1\| - \|\mathbf{P}_2 + j\mathbf{Q}_2\|. \quad (9)$$

Расчетные задающие нагрузки в узлах сети определяются выражением:

$$\|\mathbf{P}_n + j\mathbf{Q}_n\| = \mathbf{M}_1 \|\mathbf{P}_1 + j\mathbf{Q}_1\| + \mathbf{M}_2 \|\mathbf{P}_2 + j\mathbf{Q}_2\| \quad (10)$$

Суммарные потери полной мощности для всей схемы в целом определяются выражением:

$$\Delta \mathbf{S}_\Sigma = \hat{\mathbf{I}}_t \mathbf{Z}_b \dot{\mathbf{I}}, \quad (11)$$

где $\hat{\mathbf{I}}_t$ — транспонированная матрица-строка сопряженных значений токов в ветвях и хордах сети; $\dot{\mathbf{I}}$ —

Таблица 1

R, ом	x, ом	k _т	P, Вт	Q, Мвар
0,94	16,3	1,0	-761,982	-23,152
1,78	22,5	1,0	455,649	80,615
0,9	11,35	1,0	306,253	165,036
4,25	55,4	1,0	379,592	-16,861
2,45	34,5	1,0	687,317	26,147
4,8	52,5	1,0	-458,955	49,396
0	28,8	0,5	334,665	344,756
3,0	43,6	1,0	-471,331	-8,837
0	103	0,23	-145,701	-28,622
0	103	0,23	-145,701	-28,622
2,6	36,65	1,0	623,586	-0,192
0	29,0	0,5	590,895	318,5
0	-32,0	1,0	-1838,067	318,116
6,1	70,6	1,0	938,058	-227,604
2,6	29,5	1,0	-314,700	225,916
0,9	47,0	0,5	410,153	365,080
3,5	39,0	1,0	-726,399	-32,111
3,84	53,0	1,0	-780,708	114,646
5,4	75,7	1,0	950,002	14,146
0	45,0	1,0	-950,009	97,687
1,86	15,3	1,0		
2,8	23,04	1,0		
3,0	43,6	1,0		
2,6	36,65	1,0		
6,1	70,6	1,0		
3,84	53,0	1,0		

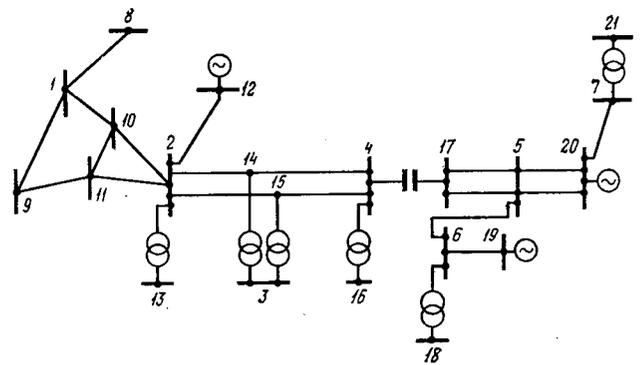


Рис. 1.

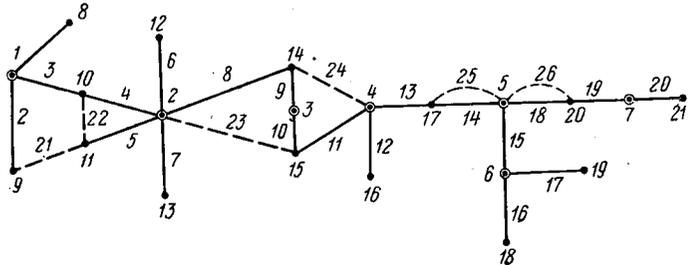


Рис. 2.

Таблица 2

Номер узла	Ветви																			20
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	
1	-1																			
2		1																		
3			1																	
4				1																
5					1															
6						-1														
7							1													
								-1												
									-1											
										-1										
											1									
												1								
													-1							
														1						
															-1					
																1				
																	-1			
																		1		
																			1	
																				-1

матрица-столбец токов в ветвях и хордах сети, полученная из (6); Z_в — диагональная матрица комплексных сопротивлений ветвей и хорд сети.

Пример. Рассмотрим электрическую сеть, схема которой показана на рис. 1. Узлами 8, 9 и 21 рассматриваемая сеть связана с соседними электрическими системами. Граф схемы показан на рис. 2, где сплошными линиями показано дерево, а пунктирными — хорды графа сети.

Анализ дерева схемы сети показывает, что необходимое и достаточное число контролируемых узлов k=7. Размещение контролируемых узлов на рис. 2 показано кружками. Полагая, что телесигнализация положения коммутационной аппаратуры соответствует включенному состоянию всех элементов рассматриваемой сети. Параметры схемы сети, приведенные к напряжению 500 кВ, а также значения коэффициентов трансформации указаны в табл. 1. Там же показаны телеизмеряемые значения потоков мощности в ветвях дерева сети. При этом потоки мощности, отходящие от соответствующего контролируемого узла, телеизмеряются как положительные, а входящие — как отрицательные. Телеизмеряемые значения уровней напряжения в контролируемых узлах сети соответственно равны 507, 353; 502, 758; 115, 279; 509, 163; 504, 249; 493, 044; 496, 305 кВ.

Матрица инцидентий M_к и матрица коэффициентов трансформации трансформаторов K_{т.к} для контролируемых узлов сети представлены в табл. 2 и 3.

Полученная из (2) матрица падений напряжения в ветвях дерева сети И_{в.к} приведена в табл. 4.

Таблица 3

Диагональная матрица коэффициентов трансформации трансформаторов контролируемых узлов

1,0																				
	1,0																			
		0,23																		
			1,0																	
				1,0																
					1,0															
						1,0														
							1,0													
								1,0												
									1,0											
										1,0										
											1,0									
												1,0								
													1,0							
														1,0						
															1,0					
																1,0				
																	1,0			
																		1,0		
																			1,0	
																				1,0

По (4) вычислим матрицу модулей узловых напряжений (табл. 5).

Умножив обратную транспонированную матрицу инцидентий M_к⁻¹ на A, в соответствии с (4в) получим матрицу аргументов узловых напряжений Δ, приведенную в табл. 6. При этом в качестве базисного принят третий контролируемый узел сети.

Матрица комплексных значений узловых напряжений, модули которых приведены к верхней ступени напряжения, имеет вид, показанный в табл. 7. Режим рассматриваемой сети полностью определен.

Номер узла	Номер												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	2,155+ +j24,435	5,183+ +j19,924	4,235+ +j6,558										
2				1,351+ +j41,971	5,144+ +j47,037	-0,776+ +j48,398	19,749+ +j19,171	3,579+ +j40,812					
3									5,882+ +j29,942	5,882+ +j29,942			
4											3,17+ +j44,887	18,141+ +j33,655	19,993- -j115,519
5													
6													
7													

Номер узла	Номер												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
8	510,094												
9		502,574											
10			503,161	503,161									
11					499,832								
12						504,000							
13							483,388						
14								507,979	507,979				
15										507,979	507,979		
16												492,174	
17													541,621
18													
19													
20													
21													

Таблица 6

Номер узла	Номер ветви																				Δ =	×	=
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20			
1			1	-1					-1	1											2,746	-5,268	
2									-1	1											2,272	-1,230	
4											1	1									0,747	8,449	
5											1	1		1	1						4,785	10,472	
6											1	1		1	1	1					5,400	12,748	
7											1	1		1	1				1	1	5,514	36,581	
8	1		1	-1					-1	1											2,273	-2,522	
9		-1	1	-1					-1	1											4,609	-7,540	
10				-1					-1	1											3,379	-6,015	
11					-1				-1	1											3,379	-6,630	
12						1			-1	1											5,070	4,284	
13							-1	-1	1	1											3,921	-3,503	
14										1											-12,289	3,379	
15											1										14,312	3,379	
16											1	1	-1								2,276	4,528	
17											1	1		1							4,802	-3,840	
18											1	1		1	1	-1					6,520	7,946	
19											1	1		1	1		1				9,452	19,268	
20											1	1		1	1			1			16,657	19,924	
21											1	1		1	1			1	1	1	10,021	46,602	

Таблица 4

ветви						
14	15	16	17	18	19	20
-20,519 + +j134,091	-11,594 + +j19,576	35,55 + +j38,432	7,697 + +j57,231	-6,101 + +j82,931	12,494 + +j144,747	-8,865 + +j86,137

Таблица 5

ветви						
14	15	16	17	18	19	20
541,621		459,104	504,000	505,000	505,000	494,992

Таблица 7

Матрица U_{Σ} — комплексных значений узловых напряжений, модули которых приведены к верхней ступени напряжения

Номер узла	Модуль напряжения	Аргумент напряжения	Номер узла	Модуль напряжения	Аргумент напряжения
1	507,353	-5,268	12	504,000	4,284
2	502,758	-1,230	13	483,388	-3,503
4	509,163	8,449	14	507,979	3,379
5	504,249	10,472	15	507,979	3,379
6	493,044	12,748	16	492,174	4,528
7	496,305	36,581	17	541,621	-3,840
8	510,094	-2,522	18	459,104	7,946
9	502,574	-7,540	19	504,000	19,268
10	503,161	-6,015	20	505,000	19,924
11	499,832	-6,630	21	494,992	46,602

Выводы. 1. Информационная модель электрической сети в АСДУ может быть сформирована на основе телесигнализаций положения коммутацион-

ной аппаратуры и телеизмерений потоков активной и реактивной мощности в ветвях дерева сети, а также уровней напряжения в контролируемых узлах.

2. Использование предлагаемой информационной модели позволяет включать в расчетную схему каждого уровня диспетчерского управления только те элементы электрической сети, которые находятся в управлении или ведении диспетчера этого уровня. Режим работы сети, не входящей в расчетную схему, учитывается в нагрузках узлов, получаемых по балансу мощностей в примыкающих ветвях.

3. Число и размещение контролируемых узлов должны выбираться таким образом, чтобы при равном количестве используемой аппаратуры телемеханики и каналов связи обеспечивалась наименьшая возможная потеря информации вследствие отказов или помех в системе сбора и передачи телеинформации. Уменьшение возможных потерь информации достигается рациональным размещением контролируемых узлов и передач избыточных телеизмерений потоков мощности в ветвях и хордах сети.

4. Система сбора и передачи всей необходимой телеинформации должна быть организована с учетом иерархической структуры оперативно-диспетчерского управления. Многоканальная кодо-импульсная аппаратура телемеханики каждого контролируемого узла должна использоваться не только для передачи телеизмерений уровня напряжения этого узла и потоков мощности во всех примыкающих к нему ветвях, но и для передачи телесигнализаций, определяющих состояние линий, присоединенных к этому узлу и ко всем близлежащим неконтролируемым узлам сети.

5. Для повышения точности вычисления аргументов узловых напряжений и сокращения трудоемкости расчетов в качестве базисного целесообразно использовать узел, к которому присоединено максимальное число ветвей. Расчет сложных сетей целесообразно проводить путем разбиения сети на несколько участков, внутри каждого из которых обеспечивается примерно равная точность вычисления аргументов узловых напряжений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мельников Н. А. Электрические сети и системы. М., «Энергия», 1969.
2. Мельников Н. А., Молохия И. М. Возможности сокращения объема информации для определения рабочего режима электрической сети.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1969, № 1, с. 9—13.
3. Dopazo J. F., Klitin O. A., Stagg G. W., Van Slyck L. S. State calculation of power systems from line flow measurements.— «IEEE Transactions on power apparatus and systems», v. 89, № 7, sept/oct, 1970.

[12.7.1972]



Расчет установившегося режима управляемой дальней линии электропередачи

Чл.-корр. АН Арм. ССР, доктор техн. наук Г. Т. АДОЦ, инж. С. Г. АРУТЮНЯН
Ереван

Современные мощные дальние линии электропередачи (ДЛ) переменного тока должны обладать достаточно большой пропускной способностью при необходимой надежности по условиям статической и динамической устойчивости. Кроме того, становится технически осуществимой возможность изменения свойств передачи [Л. 1 и 2] в зависимости от одного из ее параметров (например, от величины передаваемой мощности) таким образом, чтобы получать в каждом конкретном случае режим передачи, близкий к оптимальному [Л. 3 и 4].

Такие линии, являясь элементами энергетической системы, со временем из транзитных превращаются в электропередачи с промежуточными ответвлениями.

В настоящей статье рассматривается алгоритм расчета установившегося режима ДЛ, обладающей всеми указанными выше особенностями, а именно наличием в отдельных узлах устройств продольной и поперечной емкостной компенсации, управляемых ферромагнитных реакторов и промежуточных отборов мощности, задаваемых в общем случае своими статическими характеристиками.

Предлагаемый алгоритм отличается от изложенного в [Л. 5] следующими особенностями. Рассматривается ДЛ, «внутреннее регулирование» [Л. 3] которой осуществляется управляемыми статическими компенсирующими устройствами реактивной мощности. (Под статическим компенсатором подразумевается комбинация управляемого ферромагнитного реактора и параллельно включенных конденсаторов.)

Для упрощения алгоритма и повышения эффективности его использования устройства продольной и поперечной емкостной компенсации, статические компенсаторы и промежуточные отборы мощности замещаются одним эквивалентным трехполюсником (рис. 1,а).

Предлагаемый алгоритм позволяет определять установившийся режим передачи как в нормальном, так и в послеаварийном режимах. Последнее пред-

ставляется немаловажным при использовании предлагаемого алгоритма для проектных разработок, так как выбор параметров компенсирующих устройств во многом определяется послеаварийным режимом, когда одна из цепей между переключаемыми пунктами отключена.

Постановка задачи. Принимаются заданными: а) схема дальней линии электропередачи (рис. 1,а), разбитой на n каскадно соединенных трехполюсников (рис. 1,б), представляющих участки линии с распределенными параметрами и компенсирующие устройства с отборами мощности;

б) первичные параметры единицы длины линии с участками длиной l_i , где $i=1, 3, \dots, n$;

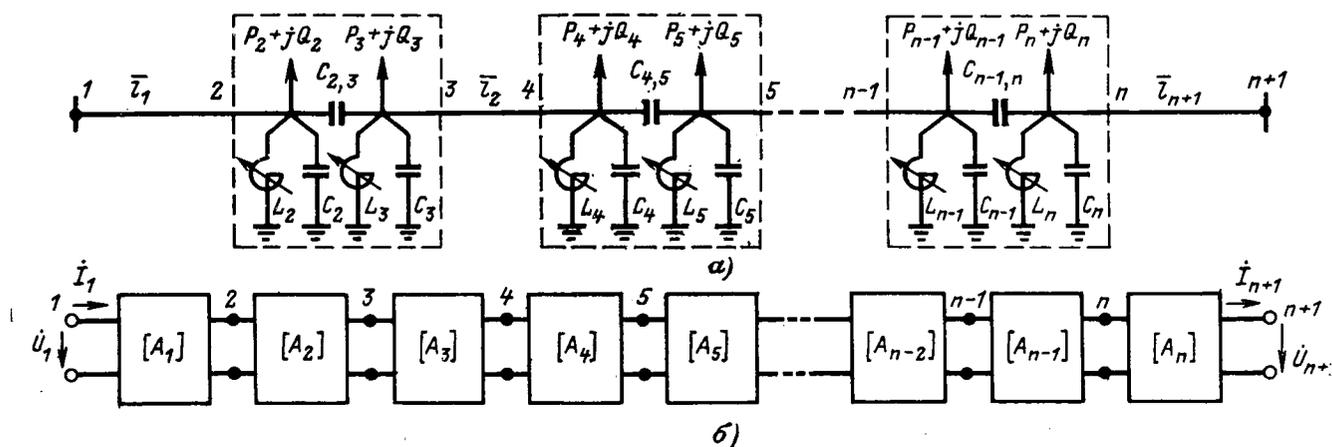
в) емкости продольной ($C_{i, i+1}$) и поперечной (C_i и C_{i+1}) компенсации, где $i=2, 4, \dots, n-1$;

г) экспериментально полученная характеристика нелинейной индуктивности $L_i=f(U)$ конкретного управляемого реактора (УР) при заданном законе его системы автоматического регулирования $I_y=f(U)$, где $i=2, 3, \dots, n$ — индекс узла подключения УР; или геометрия и номинальные данные УР, позволяющие найти эту зависимость аналитически по специальной подпрограмме;

д) активная и реактивная мощности отбора, задаваемые или постоянными мощностями P_i и Q_i , или постоянными сопротивлениями r_i и x_i , или статическими характеристиками $P_i(U)$, $Q_i(U)$, где $i=2, 3, \dots, n$;

е) по два параметра режима для отправного ($m, k=1$) и приемного ($m, k=n+1$) концов ДЛ из следующего числа возможных: активная (P_m) и реактивная (Q_m) мощности, модуль (U_k) и фаза (ψ_k) напряжений. Исходя из физики явления, задавать для узла комбинацию P, ψ или Q, U нельзя.

Искомыми являются: параметры установившегося режима (P, Q, U, ψ) во всех узлах ДЛ, в том числе в узлах $i=2 \div n$, а также при необходимости те же параметры в любой произвольной точке линии.



Расчетные уравнения. Схема ДЛ (рис. 1,а) представляется как ряд каскадно соединенных трехполюсников (рис. 1,б), каждый из которых замещает:

а) участки линии с распределенными параметрами, представляемые матрицами

$$[A_i] = \begin{bmatrix} \operatorname{ch} \gamma l_i \frac{Z}{N_i} \operatorname{sh} \gamma l_i \\ \frac{N_i}{Z} \operatorname{sh} \gamma l_i \operatorname{ch} \gamma l_i \end{bmatrix}, \quad (1)$$

где $i=1, 3, 5, \dots, n$ — индекс участка линии; N_i — число параллельных цепей участка; Z, γ — соответственно волновое сопротивление и коэффициент фазы;

б) компенсирующие устройства с отборами мощности, параметры которых также представляются в форме матрицы:

$$[A_i] = \begin{bmatrix} A_{11i} & A_{12i} \\ A_{21i} & A_{22i} \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где

$$A_{11i} = 1 - \frac{1}{\omega C_{i,i+1}} \left(\frac{1}{\omega L_{i+1}} + \frac{1}{x_{i+1}} - \omega C_{i+1} \right) - j \frac{1}{\omega C_{i,i+1} r_{i+1}};$$

$$A_{12i} = -j \frac{1}{\omega C_{i,i+1}};$$

$$A_{22i} = 1 - \frac{1}{\omega C_{i,i+1}} \left(\frac{1}{\omega L_i} + \frac{1}{x_i} - \omega C_i \right) - j \frac{1}{\omega C_{i,i+1} r_i};$$

$$A_{21i} = \frac{A_{11i} A_{22i} - 1}{A_{12i}}.$$

В последних выражениях $r_i = \frac{U_i^2}{P_i}$ и $x_i = \frac{U_i^2}{Q_i}$ ($i=i, i+1$) — параметры, учитывающие отбор мощности, вычисляются в каждом цикле итерации. Мощности P_i и Q_i могут быть даны или постоянными величинами, или статическими характеристиками, представляемыми полиномами второй степени относительно U_i .

Участки ДЛ между компенсирующими устройствами описываются телеграфными уравнениями, т. е. учет распределенности параметров линии осуществляется математически строго. Возникающая при этом необходимость вычислений гиперболических функций комплексного переменного не вызывает трудностей при реализации алгоритма на ЦВМ. Скорее наоборот, расчет установившегося режима линии с представлением ее в виде цепной схемы замещения наталкивается на определенные трудности (не говоря уже о вносимых в расчет погрешностях). То же самое можно сказать и при введении упрощающих преобразований, удобных для ручного счета, но не эффективных для ЦВМ, ибо такие упрощения, например [Л. 6], приводят, как правило, к необходимости иметь большее количество разнотипных расчетных выражений, что усложняет и удлиняет текст программы.

В случае выполнения расчетов с учетом несимметрии линии со значительной точностью, требую-

щих, например, учета влияния земли, заземленных тросов, параллельных цепей и т. д., необходимо произвести приближенный пересчет табличных параметров единицы длины линии, например, по системе поправок, предложенных в [Л. 7].

Уравнения установившегося режима результирующего трехполюсника представляются в следующей матрично-векторной форме:

$$\left. \begin{aligned} [j_m] &= [Y_{mk}] [\dot{U}_k]; \\ P_m + jQ_m &= \dot{U}_m \hat{I}_m. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где Y_{mk} — параметры, определяемые по результирующей матрице $[A]$, эквивалентной схеме замещения ДЛ; $m, k=1, n+1$ — индексы соответственно начала и конца ДЛ; $m \neq k$.

Система нелинейных уравнений (3), расчетная форма которых соответствует уравнениям, приведенным в [Л. 5 и 8], решается методом итераций. Критерием окончания расчета установившегося режима результирующего трехполюсника может служить приращение $\Delta \sin \psi$ в двух последовательных шагах итерации с последующим сравнением небаланса мощности ΔP_m и ΔQ_m в узлах с допустимыми. Последнее осуществляется при фиксации параметров U и ψ на обоих концах ДЛ.

Далее, начиная с приемного конца ДЛ, последовательно в соответствии с рис. 1,б определяются параметры режима в узлах $i=2 \div n$ связи трехполюсников по зависимостям (см. [Л. 5]), которые в матричной форме могут быть представлены следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{U}_i \\ I_i \end{bmatrix} &= [A_i] \begin{bmatrix} \dot{U}_{i+1} \\ I_{i+1} \end{bmatrix}; \\ P_i + jQ_i &= \dot{U}_i \hat{I}_i; \\ P_{i+1} + jQ_{i+1} &= \dot{U}_{i+1} \hat{I}_{i+1}, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где $i=2, 3, \dots, n$.

Для определения установившегося режима трехполюсника, замещающего участок линии с индексом $i=n$, используются параметры режима $P_{n+1}, Q_{n+1}, U_{n+1}, \psi_{n+1}$ приемного конца ДЛ, а для остальных $[i=2 \div (n-1)]$ — найденные из расчета искомые параметры режима предшествующего трехполюсника. На этом заканчивается первый цикл итерации.

Параметры r_i и x_i , представляющие отбор мощности, а также индуктивность L_i управляемого реактора, зависящие от напряжения своего узла подключения, вычисляются в первом цикле итерации исходя из начального приближения по напряжению в узлах $i=2 \div n$ ДЛ.

Нелинейная характеристика управляемого реактора $L_i = f(U_i)$, зависящая от принципа действия УР, геометрии машины, номинальных данных, закона системы регулирования, определяется по отдельной подпрограмме. В случае наличия при данном законе регулирования экспериментальной характеристики $L = f(U)$ последняя представляется аппроксимирующей функцией.

По найденным после первого цикла итерации напряжениям в узлах $i=2 \div n$ производится уточнение мощности отбора и индуктивности УР.

Основным критерием окончания расчета для приемного и отправного узлов ДЛ служит условие (5)

с последующим сравнением разности соответствующих пассивных параметров эквивалентного трехполюсника в двух последовательных циклах итерации с заданными:

$$\sin \psi_{\text{ц}}^{i+1} - \sin \psi_{\text{ц}}^i < \varepsilon, \quad (5)$$

где ε — точность вычислений (рекомендуется $\varepsilon = 10^{-4}$); индекс «ц» — номер цикла последовательных приближений.

Устойчивая сходимость итерации описанного процесса к искомому решению достигается путем включения в программу расчета комплекса процедур [Л. 9], использующих понятие сжимающего отображения и позволяющих выполнить условия теоремы сходимости решения нелинейных уравнений, к классу которых относится рассматриваемая задача.

Частные случаи алгоритма. Отсутствие в отдельных узлах $i=2 \div n$ отборов мощности, компенсирующих устройств или отдельных их элементов учитывается путем исключения из матрицы $[A_i]$, общий вид которой дан в форме (2), составляющих, которые представляют отсутствующие элементы. Принимая матрицу (2) равной единичной, можно найти режим в произвольной точке линии.

Экономичность работы ДЛ. Для исследования экономичности необходимо дополнительно учесть потери активной мощности в трансформаторах присоединения УР и в самих УР.

Учет производится вводом в матрицу (2) активных сопротивлений трансформатора (R^T) и реактора (R^P). Потери активной мощности в силовых конденсаторах продольной компенсации (не говоря уже о поперечной) пренебрежимо малы и не учитываются (так удельные потери в конденсаторах типа КПМ 0,6-50-1 составляют 3 Вт/квар [Л. 10]).

Хотя в случае появления такой необходимости это нетрудно осуществить путем включения в нижеприведенные выражения активных сопротивлений, представляющих потери активной мощности в конденсаторах. С учетом всего этого элементы матрицы (2) примут следующий вид:

$$A_{11i} = 1 - \frac{1}{\omega C_{i,i+1} x_{i+1}} - j \frac{1}{\omega C_{i,i+1}} \left\{ \frac{1}{r_{i+1}} + \frac{R_{i+1}^P + j(\omega L_{i+1} - \frac{1}{\omega C_{i+1}})}{(R_{i+1}^T + jX_{i+1}^T) \left[R_{i+1}^P + j(\omega L_{i+1} - \frac{1}{\omega C_{i+1}}) - \frac{1}{\omega C_{i+1}} \right]} - j \frac{1}{\omega C_{i+1}} \right\};$$

$$A_{12i} = -j \frac{1}{\omega C_{i,i+1}};$$

$$A_{22i} = 1 - \frac{1}{\omega C_{i,i+1} x_i} - j \frac{1}{\omega C_{i,i+1}} \left\{ \frac{1}{r_i} + \frac{R_i^P + j(\omega L_i - \frac{1}{\omega C_i})}{(R_i^T + jX_i^T) \left[R_i^P + j(\omega L_i - \frac{1}{\omega C_i}) - \frac{1}{\omega C_i} \right]} - j \frac{1}{\omega C_i} \right\};$$

$$A_{21i} = \frac{A_{11i} A_{22i} - 1}{A_{12i}},$$

где X^T — реактивное сопротивление трансформатора присоединения.

Программа, реализующая предлагаемый алгоритм на ЦВМ типа «Наири», предусматривает возможность учета до четырех компенсирующих устройств, представляемых зависимостью (2) (если управляемые реакторы однотипные, с одинаковой номинальной мощностью). Сходимость итерации к искомому решению с приближением $\varepsilon = 10^{-4}$ достигается за 4—7 циклов последовательных приближений; время каждого цикла — менее 1 мин.

Программа позволяет рассчитывать режимы некомпенсированной линии с учетом распределенности ее параметров как с промежуточными отборами мощности, так и без последних.

Пример. На рис. 2 представлена схема двухцепной ДЛ. Пусть заданы:

параметры режима концов ДЛ

$$U_1 = 515 \text{ кВ}; \psi_1 = 0; P_8 = 700 \text{ Мвт}; U_8 = 502 \text{ кВ};$$

пассивные параметры участков линии

$$g_0 = 0; r_0 = 0,021 \text{ Ом/км}; C_0 = 1,22 \cdot 10^{-8} \text{ ф/км};$$

$$L_0 = 0,942 \cdot 10^{-3} \text{ Гн/км};$$

параметры компенсирующих устройств и промежуточного отбора мощности; промежуточный отбор мощности представляется следующими статическими характеристиками:

$$P_7 = 6352,5 - 24,5 U + 0,025 U^2;$$

$$Q_7 = 6325 - 24,75 U + 0,025 U^2;$$

емкость продольной компенсации $C_{4,5} = 0,8 \cdot 10^{-4} \text{ ф}$; индуктивность неуправляемого реактора $L_3 = 5,3 \text{ Гн}$. В качестве управляемого реактора используется трехфазный реактор с вращающимся магнитным полем [Л. 2], подключаемый к ДЛ через промежуточные трансформаторы Т1 и Т2. Предельная типовая мощность УР L_4 и L_5 ; $Q = 165 \text{ Мва}$.

Сделаем следующие допущения: потери активной мощности не учитываются в конденсаторных батареях продольной компенсации, в трансформаторах присоединения и в управляемых реакторах; расчет нелинейной индуктивности $L = f(U)$ УР производится по первым гармоническим составляющим; основная характеристика намагничивания стали (сталь Э41) управляемого реактора аппроксимирована гиперболической функцией

$$H_m = 0,0073 \text{ ш} (5,8 B_m),$$

где H_m , а/м — напряженность магнитного поля;
 B_m , вб/м² — индукция магнитного поля.

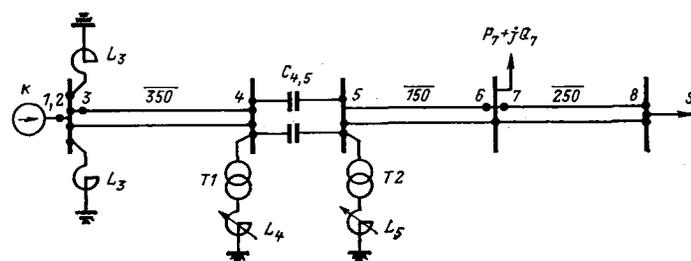


Рис. 2.

Семейство характеристик намагничивания УР в зависимости от подмагничивания постоянным током управления представляется аналитической функцией

$$H_{1m} = 0,0146 \sqrt{1 + \left[\frac{137H_0}{J_0(j5,8B_m)} \right]^2} [-jJ_1(j5,8)], \quad (7)$$

где $H_0 = f(I_y)$ — постоянное подмагничивание яра ротора УР; $J_0(j5,8B_m)$ и $J_1(j5,8B_m)$ — функции Бесселя соответственно нулевого и первого порядка.

Характеристика системы автоматического регулирования УР представляется в следующем виде для диапазона регулирования напряжения на высокой стороне, принятого равным 500÷520 кВ:

$$I_y = \begin{cases} 0 & U' < 500 \\ 17,85(U' - 500) & 500 \leq U' \leq 520 \\ 357 & U' > 520 \end{cases}, \quad (8)$$

где $U' = Uk_T$ — напряжение узла подключения УР, приведенное к высокой стороне; k_T — коэффициент трансформации идеального трансформатора T_1 и T_2 , $k_T = 14,3$.

Здесь имеется в виду, что УР работает в определенных границах изменения реактивной мощности: $Q^{\min} \leq Q \leq Q^{\max}$ (Q^{\min} соответствует I_y^{\min} , Q^{\max} определяется максимальным по номинальной мощности УР током управления I_y^{\max}).

Выбору подлежит часть характеристики, соответствующей диапазону изменения $U^{\min} \leq U \leq U^{\max}$.

С учетом использования в УР системы сильного регулирования переходный процесс в обмотке управления описывается следующим уравнением [Л. 11]:

$$r_r i_y + L_r \frac{di_y}{dt} = U_{y.n} + \Delta U k_u - \frac{d\Pi}{dt} k'_\Pi - \frac{d^2\Pi}{dt^2} k''_\Pi, \quad (9)$$

где L_r, r_r — индуктивность и активное сопротивление обмотки управления; $d\Pi/dt, d^2\Pi/dt^2$ — производные любых величин режима; ΔU — отклонение напряжения в узле подключения УР к ДЛ.

Для установившегося режима зависимость (9) упрощается:

$$r_r I_y = U_{y.n} + \Delta U k_u. \quad (10)$$

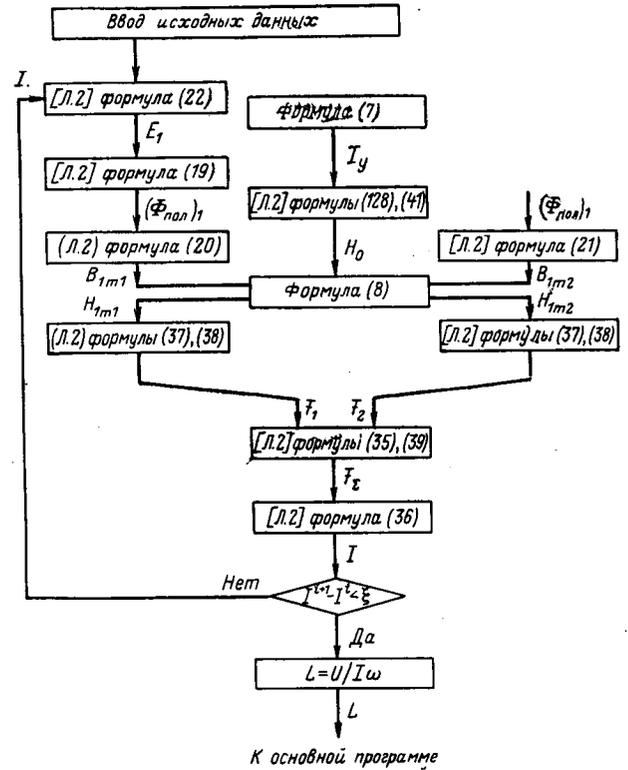


Рис. 3.

Поэтому в регулируемом диапазоне изменения напряжения $U^{\min} \leq U \leq U^{\max}$ ток управления I_y принимается линейной функцией отклонения напряжения.

Выбор коэффициентов k'_Π и k''_Π , обеспечивающих регулирование в переходном процессе, может быть произведен

Узлы	Параметры режима	Циклы итерации, ц					
		0	1	2	3	5	6
1 и 2	P	—	1084,1	1083,8	1089,8	1090,3	1090,2
	Q	—	-129,6	-45,8	-66,5	-60	-60
	U	515	515	515	515	515	515
	φ	0	0	0	0	0	0
3	P	—	1084,1	1083,8	1089,8	1090,3	1090,2
	Q	—	-448,8	-365	-385,7	-379,2	-379,2
	U	—	515	515	515	515	515
	φ	—	0	0	0	0	0
4	P	—	1075,9	1075,3	1080,1	1080,7	1080,6
	Q	—	41,6	122	108,5	113,7	113,6
	U	510	526,1	519,3	523,1	522,4	522,3
	φ	—	-0,2094	-0,2061	-0,2121	-0,2119	-0,2118
5	P	—	1075,8	1075,2	1080	1080,6	1080,5
	Q	—	33,5	-14,6	3,7	-5,3	-5,3
	U	—	-0,05431	-0,0475	-0,0542	-0,0536	0,0536
	φ	—	—	—	—	—	—
6	P	—	1072,4	1073,6	1077,4	1075,4	1075,1
	Q	—	254	197,1	224,3	215,5	215,3
	U	510	522,3	518,1	521,5	520,3	520,3
	φ	—	-0,1380	-0,1335	-0,1380	-0,1381	-0,1381
7	P	—	702,7	704,8	704,2	703,7	703,7
	Q	—	44	-18,6	16,6	8,1	8,1
	U	510	522,3	518,1	521,5	520,3	520,2
	φ	—	-0,138	-0,1335	-0,138	-0,1381	-0,1381
8	P	700	700	700	700	700	700
	Q	—	464,6	400,1	436,9	412,6	412,5
	U	502	502	502	502	502	502
	φ	—	-0,23	-0,2281	-0,2285	-0,2302	-0,2301

Примечание. Значения P указаны в Мвт, Q — в мвар, U — в кВ, φ — в рад.

путем исследования различных режимов на базе уравнений установившегося режима и динамической устойчивости передачи.

Этот вопрос в данной статье не рассматривается.

Блок-схема подпрограммы расчета нелинейной характеристики $L=f(U)$ управляемого ферромагнитного реактора с вращающимся магнитным полем представлена на рис. 3.

Для сходимости решения к искомому с критерием $\Delta \sin \psi = 10^{-4}$ потребовалось шесть циклов последовательных приближений. Время расчета на ЦВМ «Наири» составило 4 мин. Результаты и динамика сходимости расчета приведены в таблице.

Выводы. 1. Предлагаемый алгоритм расчета установившегося режима дальнейшей линии электропередачи учитывает распределенность параметров участков линии, наличие в отдельных узлах ВЛ устройств продольной и поперечной емкостной компенсации, управляемых ферромагнитных реакторов со своими статическими характеристиками системы автоматического регулирования и промежуточных отборов мощности.

2. Замещение отдельных участков линии трехполюсниками, параметры которых представлены в форме матриц (1) и (2), обеспечивает универсальность алгоритма в смысле возможности расчета установившегося режима различных схем ДЛ.

3. Алгоритм в части методики расчета управляемых реакторов может быть уточнен при доработке конструкций реакторов, способных обеспечить управляемую поперечную компенсацию параметров дальних линий электропередачи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Веников В. А., Цовьянов А. Н., Худяков В. В. Новые источники реактивной мощности, позволяющие улучшить ис-

пользование генераторов и синхронных компенсаторов.— «Вестник электропромышленности», 1957, № 12.

2. Либкинд М. С. Управляемый реактор для линий передачи переменного тока. Изд. АН СССР, 1961.

3. Веников В. А., Жуков Л. А. Регулирование режима электрических систем и дальних электропередач и повышение их устойчивости с помощью управляемых статистических ИРМ.— «Электричество», 1967, № 6.

4. Либкинд М. С., Михневич Г. В. Улучшение режима и повышение пропускной способности передач переменного тока с помощью управляемых ферромагнитных устройств.— «Электричество», 1969, № 3.

5. Адоиц Г. Т., Арутюнян С. Г. К расчету установившегося режима компенсированной линии электропередачи.— «Электричество», 1972, № 2.

6. Зарудский Г. К. и Хитров А. И. К методике расчета параметров рабочих режимов протяженных компенсированных электропередач.— В кн.: Сб. материалов конференции. Изд. МДНТП им. Ф. Э. Дзержинского, 1970.

7. Мельников Н. А., Железко Ю. С., Солдаткина Л. А. Влияние различных факторов на погрешность определения емкостных проводимостей воздушных линий сверхвысокого напряжения.— «Электричество», 1972, № 3.

8. Адоиц Г. Т. Алгоритм расчета установившегося режима энергосистемы с учетом нелинейных характеристик генераторов и нагрузок.— «Электричество», 1970, № 2.

9. Адоиц Г. Т. О сходимости итерации к единственному решению в расчетах установившихся режимов электрической системы.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1971, № 3.

10. Дальняя электропередача Волжская ГЭС имени В. И. Ленина—Москва. Под ред. А. М. Некрасова и С. С. Рокотяна. Госэнергоиздат, 1958.

11. Чесоченко В. Ф. Уравнения электромагнитных процессов мощного управляемого реактора.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1966, № 6.

[3.12.1971]



УДК 621.316.1

Экономические интервалы некоторых параметров электрической сети с учетом динамики роста нагрузки

Доктор техн. наук Г. Е. ПОСПЕЛОВ
Белорусский политехнический институт,
инж. В. Ф. СВИДЕРСКИЙ

Белорусское отделение института Энергосетьпроект

Главным фактором, определяющим основные технические решения по выбору схем и параметров электрической сети, ее сооружению и эксплуатации, является величина расчетной электрической нагрузки. С присоединением новых потребителей, ростом потребления электроэнергии жилищно-бытовыми и коммунальными потребителями, а также более полной электрификацией производственных процессов распределительная электрическая сеть в процессе эксплуатации характеризуется непрерывным ростом электрической нагрузки. Изменение электрической нагрузки во времени происходит даже в пределах относительно небольшого расчетного периода.

Сложившаяся практика выбора параметров распределительной электрической сети по электрической нагрузке, ожидаемой на конец расчетного периода, приводит к значительной недогрузке сети в начальный период эксплуатации, а следовательно, к замораживанию капитальных вложений и

к высокой себестоимости распределения электроэнергии.

Таким образом, с изменением электрической нагрузки меняется также и экономичность проектируемой электрической сети, в связи с чем необходимо, чтобы в технико-экономических расчетах по обоснованию и выбору схем и параметров сети учитывались факторы динамики роста нагрузки. Критерием экономичности запроектированного элемента электрической сети являются минимальные суммарные приведенные затраты [Л. 1], которые для рассматриваемого случая принимают вид:

$$Z = p_n \sum_{t=1}^T (K_t + I_t) \alpha^{T-t} + I_T \alpha^{T-T}, \quad (1)$$

где p_n — нормативный коэффициент эффективности; K_t и I_t — капитальные вложения и ежегодные издержки в год t ; I_T — издержки в последний год

расчетного периода; α — коэффициент приведения; T — расчетный период в годах; τ — год, к которому приводятся затраты.

При отдельном учете ежегодного прироста мощности и ежегодных потерь энергии в сети в течение расчетного периода приведенные затраты, отнесенные к году, предшествующему началу расчетного периода,

$$Z = pK + p_n \left[\sum_{t=1}^{t=T} \frac{\delta K_t^{3,эс}}{\alpha^t} + \sum_{t=1}^{t=T} \frac{\delta I_t^n}{\alpha^t} \right] + \frac{\delta I_T^n}{\alpha^T}, \quad (2)$$

где p — суммарный коэффициент ежегодных отчислений от капитальных вложений; K — единовременные капиталовложения в элемент электропередачи (1 км линии или трансформатор); $K_t^{3,эс}$ — капиталовложения в замещаемую электростанцию, необходимую для возмещения потерь мощности; I_t^n — издержки, связанные с возмещением потерь электроэнергии в год t ; I_T^n — то же в год T ; δ — коэффициент, учитывающий увеличение стоимости мощности и электроэнергии в зависимости от удаленности сети от источника питания [Л. 2].

Капиталовложения $K_t^{3,эс}$ и издержки I_t^n и I_T^n определяются из следующих выражений:

$$K_t^{3,эс} = K_{уд} (\Delta P_t - \Delta P_{t-1});$$

$$I_t^n = \Delta P_t^{3ав} \tau_n \beta_t + \Delta P_t^n T_n \beta_T;$$

$$I_T^n = \Delta P_T^{3ав} \tau_n \beta_T + \Delta P_T^n T_n \beta_T,$$

где $K_{уд}$ — капитальные затраты на 1 квт дополнительно устанавливаемой генерирующей мощности; ΔP_t и ΔP_{t-1} — полные потери мощности в элементе электропередачи при максимуме нагрузки соответственно в t -й и $(t-1)$ -й годы; $\Delta P_t^{3ав}$ и ΔP_t^n — потери мощности при максимуме нагрузки в год t , соответственно зависящие и не зависящие от изменения нагрузки; $\Delta P_T^{3ав}$, ΔP_T^n — то же в последний год расчетного периода; β_t и β_T — себестоимость 1 квт·ч электроэнергии при продолжительности τ_n и T_n ; τ_n — годовое время потерь; T_n — годовое время включения.

Формулу (2) преобразуем, приняв

$$\Delta P_t = \Delta P_t^{3ав} + \Delta P_t^n = k^2 \Delta P_{\max}^{3ав} + \Delta P^n,$$

где k — доля нагрузки от максимальной расчетной; $\Delta P_{\max}^{3ав}$ — потери мощности в элементе электропередачи при максимуме нагрузки, зависящие от изменения нагрузки; ΔP^n — потери мощности в элементе электропередачи, не зависящие от изменения нагрузки (потери на корону и потери холостого хода в трансформаторах).

Тогда после ряда преобразований получаем значение приведенных затрат с учетом динамики роста нагрузки:

$$Z = pK + p_n \delta [k^2 \Delta P_{\max}^{3ав} A + \Delta P^n B] + \frac{\delta (k^2 \Delta P_{\max}^{3ав} \tau_n \beta_T + \Delta P^n T_n \beta_T)}{\alpha^T}; \quad (3)$$

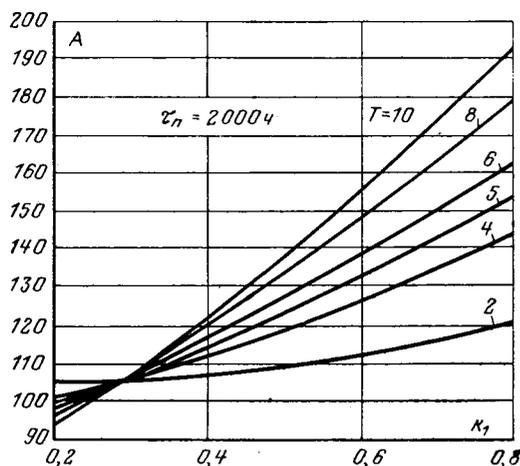


Рис. 1.

$$A = \frac{k_1^2 (K_{уд} + \tau_n \beta_t)}{\alpha} + \frac{k_2^2 (K_{уд} + \tau_n \beta_t) - k_1^2 K_{уд}}{\alpha^2} + \dots + \frac{k_T^2 (K_{уд} + \tau_n \beta_t) - k_{T-1}^2 K_{уд}}{\alpha^T}; \quad (4)$$

$$B = \frac{K_{уд} + T_n \beta_T}{\alpha} + \frac{T_n \beta_T}{\alpha^2} + \dots + \frac{T_n \beta_T}{\alpha^T}. \quad (5)$$

Значения коэффициентов A и B при заданном характере роста нагрузки и принятой величине расчетного периода T могут быть определены заранее в виде таблиц или графиков.

На рис. 1 приведены значения коэффициента A в зависимости от величины начальной нагрузки k_1 и расчетного периода T , подсчитанные по (4) при $\tau_n = 2000$ ч, а на рис. 2 — значения коэффициента B в зависимости от расчетного периода T , подсчитанные по (5). Характер роста нагрузки принят степенной и рассчитывался по формуле:

$$P_t = P_1 (1 + a_p)^{t-1}, \quad (6)$$

где P_t — расчетная нагрузка для года t развития сети; P_1 — то же для первого года развития сети; a_p — средняя величина ежегодного прироста нагрузки; t — год развития сети, для которого определяется расчетная нагрузка.

По формуле (3) могут быть подсчитаны приведенные затраты с учетом динамики роста нагрузки как для трансформаторов, так и для линий электропередачи.

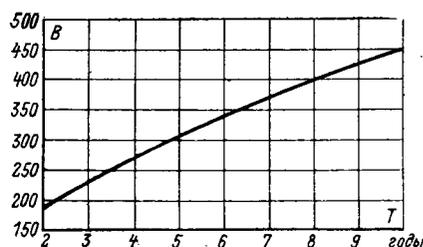


Рис. 2.

В первом случае формула принимает вид:

$$Z_{\text{тр}} = \rho K_{\text{тр}} + \rho_{\text{н}} \delta \left[\left(\frac{S_{\text{макс}}}{S_{\text{ном}}} \right)^2 \Delta P_{\text{к.з.А}} + \Delta P_{\text{к.х.В}} \right] + \frac{\delta \left[\left(\frac{S_{\text{макс}}}{S_{\text{ном}}} \right)^2 \Delta P_{\text{к.з.}\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}} + \Delta P_{\text{к.х.}\tau_{\text{в}} \beta_{\tau}} \right]}{\alpha T}, \quad (7)$$

где $K_{\text{тр}}$ — стоимость трансформатора; $\Delta P_{\text{к.з.}}$, $\Delta P_{\text{к.х.}}$ — потери мощности в трансформаторе при номинальных условиях работы.

Для линий 6—220 кВ, где потерями на корону можно пренебречь, формула приведенных затрат упрощается:

$$Z_{\text{л}} = \rho K_{\text{л}} + 3I_{\text{макс}}^2 R \delta \left(\rho_{\text{н}} A + \frac{\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right), \quad (8)$$

где $K_{\text{л}}$ — капитальные затраты на сооружение 1 км линии; $I_{\text{макс}}$ — максимальный ток линии; R — активное сопротивление 1 км кабельной или воздушной линии.

При отсутствии роста нагрузки приведенные затраты для трансформатора

$$Z_{\text{тр}} = \rho K_{\text{тр}} + \delta \left[\left(\frac{S_{\text{макс}}}{S_{\text{ном}}} \right)^2 \Delta P_{\text{к.з.}\tau_{\text{н}} Z_{\tau}} + \Delta P_{\text{к.х.}\tau_{\text{в}} Z_{\tau}} \right], \quad (9)$$

для линий 6 — 220 кВ

$$Z_{\text{л}} = \rho K_{\text{л}} + 3I_{\text{макс}}^2 R \tau_{\text{н}} Z_{\tau} \delta, \quad (10)$$

где Z_{τ} и $Z_{\text{т}}$ — приведенные затраты на 1 кВт·ч потерь электроэнергии при продолжительности $\tau_{\text{н}}$ и $\tau_{\text{в}}$.

Определим условия существования интервалов экономического использования линий и трансформаторов с учетом динамики роста нагрузки, общие условия существования которых определяются согласно [Л. 3]. Значение тока или мощности, которое является границей между экономическими интервалами, устанавливается из равенства

$$Z_1 = Z_2, \quad (11)$$

где индексы 1 и 2 относятся к линиям смежных сечений, либо к трансформаторам смежных номинальных мощностей в порядке их увеличения.

Подставляя в (11) значение $Z_{\text{л}}$ для каждой линии по (8), получаем величину граничного тока, при котором одинаково рационально использование линий смежных сечений:

$$I_{\text{эК}_{1-2}} = \sqrt{\frac{\rho (K_{\text{л}2} - K_{\text{л}1}) 10^3}{3\delta (R_1 - R_2) \left(\rho_{\text{н}} A + \frac{\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right)}}, \quad (12)$$

Первое условие существования экономического интервала определяется наличием пересечения экономических характеристик линий смежных сечений. Поскольку всегда $R_1 > R_2$, первое условие выполняется при соблюдении неравенства

$$K_{\text{л}2} > K_{\text{л}1}. \quad (13)$$

Второе условие существования экономического интервала определяется из неравенства

$$I_{\text{эК}_{1-2}} < I_{\text{эК}_{2-3}}, \quad (14)$$

где $I_{\text{эК}_{1-2}}$ и $I_{\text{эК}_{2-3}}$ — граничные токи, определяемые пересечением соответственно характеристик $Z_{\text{л}1}$ и $Z_{\text{л}2}$ или $Z_{\text{л}2}$ и $Z_{\text{л}3}$.

Подставив в (14) соответствующие значения граничного тока по (12), получим неравенство

$$\sqrt{\frac{\rho (K_{\text{л}2} - K_{\text{л}1}) 10^3}{3\delta (R_1 - R_2) \left(\rho_{\text{н}} A + \frac{\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right)}} < \sqrt{\frac{\rho (K_{\text{л}2} - K_{\text{л}2}) 10^3}{3\delta (R_2 - R_3) \left(\rho_{\text{н}} A + \frac{\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right)}},$$

откуда получаем второе условие существования экономического интервала:

$$\frac{K_{\text{л}2} - K_{\text{л}1}}{K_{\text{л}3} - K_{\text{л}2}} < \frac{R_1 - R_2}{R_2 - R_3}. \quad (15)$$

Аналогично определим наличие интервалов экономического использования трансформаторов, выполненных из стали одной и той же марки и с одинаковым металлом токоведущих частей обмоток. Для этого подставим в (11) значение затрат $Z_{\text{тр}}$ по (7) для двух смежных мощностей трансформаторов. Величина граничной мощности трансформатора

$$S_{\text{макс}_{1-2}} = \sqrt{\frac{\rho (K_{\text{тр}2} - K_{\text{тр}1}) + \delta \left(\rho_{\text{н}} B + \frac{T_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right) (\Delta P_{\text{к.х.}2} - \Delta P_{\text{к.х.}1})}{\delta \left(\rho_{\text{н}} A + \frac{\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right) \left(\frac{\Delta P_{\text{к.з.}1}}{S_{\text{н}1}^2} - \frac{\Delta P_{\text{к.з.}2}}{S_{\text{н}2}^2} \right)}}. \quad (16)$$

Первое условие существования экономического интервала определяется пересечением экономических характеристик трансформаторов смежных мощностей. Поскольку во всех случаях

$$\Delta P_{\text{к.з.}2} > \Delta P_{\text{к.з.}1}, \quad \Delta P_{\text{к.х.}2} > \Delta P_{\text{к.х.}1} \quad \text{и} \quad \frac{\Delta P_{\text{к.з.}1}}{S_{\text{н}1}^2} > \frac{\Delta P_{\text{к.з.}2}}{S_{\text{н}2}^2},$$

то точка пересечения экономических характеристик трансформаторов будет в случае, когда

$$K_{\text{тр}2} > K_{\text{тр}1}. \quad (17)$$

Второе условие определим из неравенства

$$S_{\text{макс}_{1-2}} < S_{\text{макс}_{2-3}}. \quad (18)$$

Заменяя по (16) $S_{\text{макс}}$ его значением, получаем:

$$\sqrt{\frac{\rho (K_{\text{тр}2} - K_{\text{тр}1}) + \delta \left(\rho_{\text{н}} B + \frac{T_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right) (\Delta P_{\text{к.х.}2} - \Delta P_{\text{к.х.}1})}{\delta \left(\rho_{\text{н}} A + \frac{\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right) \left(\frac{\Delta P_{\text{к.з.}1}}{S_{\text{н}1}^2} - \frac{\Delta P_{\text{к.з.}2}}{S_{\text{н}2}^2} \right)}} < \sqrt{\frac{\rho (K_{\text{тр}3} - K_{\text{тр}2}) + \delta \left(\rho_{\text{н}} B + \frac{T_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right) (\Delta P_{\text{к.х.}3} - \Delta P_{\text{к.х.}2})}{\delta \left(\rho_{\text{н}} A + \frac{\tau_{\text{н}} \beta_{\tau}}{\alpha T} \right) \left(\frac{\Delta P_{\text{к.з.}2}}{S_{\text{н}2}^2} - \frac{\Delta P_{\text{к.з.}3}}{S_{\text{н}3}^2} \right)}}.$$

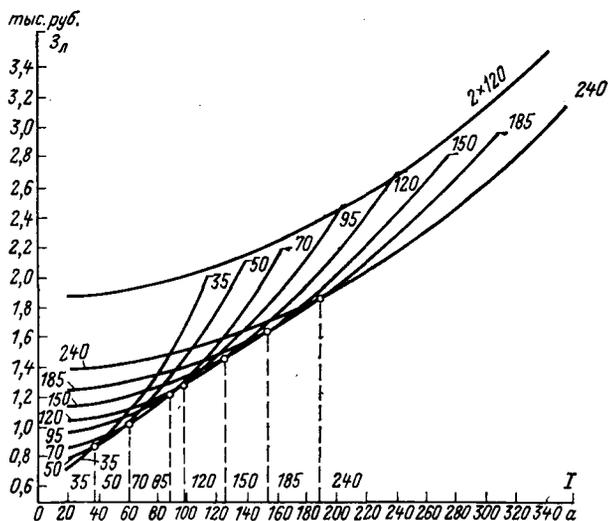


Рис. 3.

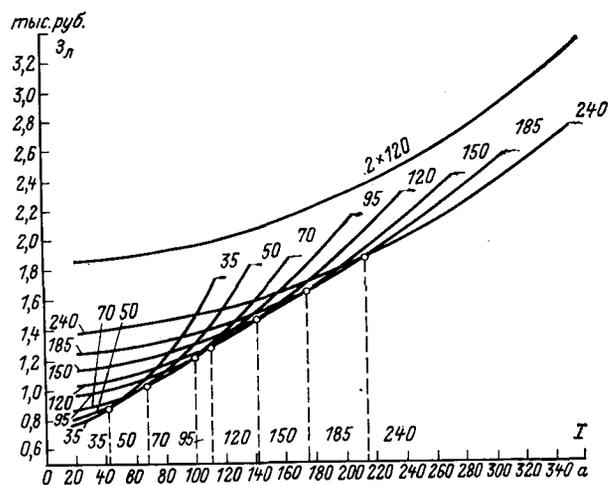


Рис. 4.

после преобразований

$$\frac{p(K_{\text{тп}2} - K_{\text{тп}1}) + \delta \left(p_{\text{нв}} + \frac{T_{\text{нв}} \beta_T}{\alpha T} \right) (\Delta P_{\text{х.х}2} - \Delta P_{\text{х.х}1})}{p(K_{\text{тп}3} - K_{\text{тп}2}) + \delta \left(p_{\text{нв}} + \frac{T_{\text{нв}} \beta_T}{\alpha T} \right) (\Delta P_{\text{х.х}3} - \Delta P_{\text{х.х}2})} < < \frac{\frac{\Delta P_{\text{к.з}1}}{S_{\text{н}1}^2} - \frac{\Delta P_{\text{к.з}2}}{S_{\text{н}2}^2}}{\frac{\Delta P_{\text{к.з}2}}{S_{\text{н}2}^2} - \frac{\Delta P_{\text{к.з}3}}{S_{\text{н}3}^2}}. \quad (19)$$

Полученные условия использованы для проверки наличия экономических интервалов, их величин и положения, выявленных с учетом динамики роста нагрузки для кабельных линий 10 кв стандартных сечений и трансформаторов 10/0,4 кв стандартных мощностей и сопоставления их с экономическими интервалами, рассчитанными без учета такого роста [Л. 4].

Часть из них (экономические интервалы кабельных линий 10 кв) приведена на рис. 3 (без учета динамики роста нагрузки) и рис. 4 (с учетом динамики роста нагрузки). Расчеты произведены при следующих исходных данных: $\tau_{\text{п}} = 2000$ ч; $\delta = 1,1$; $Z_{\text{уд}} = 0,0165$ руб/квт·ч; $\beta_{\text{т}} = 0,0105$ руб/квт·ч; $K_{\text{уд}} = 100$ руб/квт. Стоимость прокладки кабелей принималась по новым преysкурантным ценам на строительство и монтаж городских сетей, территориальный район прокладки кабеля — второй. Характер роста нагрузки выражался формулой (6), начальная нагрузка $k_1 = 0,45$, расчетный период $T = 10$ лет, темп роста нагрузки — 10% в год. Значение коэффициента A принималось по рис. 1. Нормативный коэффициент выбран равным 0,12, а коэффициент приведения — 0,08. Все затраты приводились к начальному году.

Анализ экономических интервалов, полученных с учетом и без учета динамики роста нагрузки, позволяет сделать ряд общих выводов. Наличие экономического интервала, рассчитанного как с учетом, так и без учета динамики роста нагрузки, оп-

ределяется только технико-экономическими данными линии и трансформатора (стоимостью линии и ее сопротивлением, стоимостью трансформатора и величиной потерь в стали и меди).

Величина и положение экономического интервала в обоих случаях зависят как от технико-экономических данных линии и трансформатора, так и от времени потерь электроэнергии и стоимости потерянной электроэнергии. Кроме того, величина и положение экономического интервала, полученного с учетом динамики роста нагрузки, зависят еще от значения начальной нагрузки и от продолжительности расчетного периода. Величина экономического интервала, полученного с учетом динамики роста нагрузки, как правило, превышает величину интервала без учета такого роста. По положению экономического интервала с учетом динамики роста сдвигнут в сторону большего сечения или мощности, причем этот сдвиг тем больше, чем больше расчетный период и чем меньше начальная нагрузка. В результате параметры электрической сети, выбранные по экономическим интервалам с учетом динамики роста нагрузки, получаются меньше параметров, выбранных по экономическим интервалам без учета такого роста.

Сдвоенная кабельная линия равноценного с одинарной линией сечения (рис. 3 и 4) как с учетом, так и без учета динамики роста нагрузки не имеет экономического интервала, следовательно, ее применение в электрических сетях нерационально по экономическим соображениям.

Таким образом, учет динамики роста нагрузки оказывает существенное влияние как на величину, так и на положение экономического интервала, а следовательно, и на величину выбираемых параметров электрической сети.

Широкое применение рассматриваемого метода при выборе сечений кабелей по экономическим критериям может привести к уменьшению их сечений и, следовательно, к снижению капитальных вложений при соответствии выбранных сечений кабелей другим критериям: термической устойчивости токам короткого замыкания, допустимой длительной токовой нагрузке по нагреву, допустимым потерям напряжения.

Рассматриваемые критерии существования экономических интервалов, их величина и положение могут быть использованы не только для определения зоны рационального применения линий и трансформаторов, но и для усовершенствования их конструкции.

Выводы. 1. Учет динамики роста нагрузки оказывает существенное влияние как на величину, так и на положение экономических интервалов мощности. По величине экономический интервал, рассчитанный с учетом роста нагрузки, превышает такой же интервал, полученный без учета динамики нагрузки; по положению он сдвинут в сторону увеличения передаваемой мощности (или тока).

2. Величина и положение экономического интервала с учетом роста нагрузки в отличие от интервала без такого учета зависят от значения начальной

нагрузки и от продолжительности расчетного периода.

3. Параметры электрической сети, выбранные по экономическим интервалам с учетом динамики нагрузки, получаются меньше параметров, выбранных по экономическим интервалам без этого учета.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Типовая методика определения экономической эффективности капитальных вложений.— «Экономическая газета», 1969, № 39, с. 11—13.
2. Электрические системы, т. 2. «Электрические сети», М., «Высшая школа», 1971, 440 с. Авт.: В. А. Беников, А. А. Глазунов, Л. А. Жуков, Л. А. Солдаткина.
3. Беников В. А., Астахов Ю. Н. Экономические интервалы при выборе оптимальных вариантов энергетических объектов и их применение при технико-экономических расчетах электропередач.— «Изв. АН СССР. Энергетика и автоматика», 1962, № 3, с. 12—19.
4. Козлов В. А. Городские распределительные электрические сети. М., «Энергия», 1971, 280 с.

[29.11.1972]



УДК 621.311.031.019.34

Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электроснабжения¹

Канд. техн. наук Ю. А. ФОКИН, инж. ЧАН ДИНЬ ЛОНГ

Московский энергетический институт

Системы электроснабжения промышленных предприятий и городов в настоящее время все более усложняются как с точки зрения схем соединений, так и их режимов работы. Использование традиционных методов оценки надежности (методов разложения на множители с анализом вероятностей состояний схем, применение формулы полной вероятности, упрощенная замена сложных схем последовательно-параллельными по надежности с выделением главных связей и т. д.) [Л. 1 и 2] не всегда приводит к приемлемым результатам ввиду большой размерности задач и сложности формализации алгоритмов применительно к расчетам на ЦВМ.

Методы структурного анализа с использованием минимальных путей и сечений [Л. 3—5], позволяющие достаточно формально заменить исходную сложную схему эквивалентной параллельно-последовательной (сечения) или последовательно-параллельной (пути), в некоторой степени свободны от указанных недостатков и могут быть применены для характеристики систем электроснабжения не только с точки зрения надежности, но и пропускной способности, т. е. по комплексу показателей.

В статье излагаются результаты исследования возможности применения методов структурного анализа не только для определения показателей надежности восстанавливаемых систем по более простой и наглядной модели (например, по сравнению с методами [Л. 6]), но и учета пропускных способностей схемы относительно узлов нагрузки — важнейшего фактора для силовых систем. Развиваются также некоторые положения [Л. 7] для оценки многоузловых схем по интегральным показателям. Замена исходной сложной схемы эквивалентной расчетной на основе структурного анализа не является

полностью адекватной в смысле протекающих процессов отказов и распределений мощностей. На эту особенность при использовании методов структурного анализа следует обращать особое внимание, чтобы она нашла отражение в алгоритмах для расчета эквивалентных структурных схем. Показатели надежности сложных схем в комплексе с пропускными способностями создают возможность разработки критериев оценки вариантов систем электроснабжения по комплексу натуральных показателей и количественной оценки значимости элементов в системе.

В статье не рассматриваются ограничения генерируемой мощности источников питания, в качестве которых для систем электроснабжения выступают, как правило, крупные электрические системы.

Замена сложной расчетной схемы по надежности эквивалентной структурной схемой путей и сечений. Рассмотрение для наглядности будем вести на примере конкретной схемы (рис. 1). Число минимальных путей от источника питания до любого узла нагрузки схемы сложной конфигурации (рис. 1,а) можно определить по матрице непосредственных путей [Л. 3] расчетной сети (рис. 1,б), представленной в виде частично ориентированного графа (рис. 1,в). Последнее обусловлено возможными направлениями потоков мощностей в элементах схемы. Обычно для уменьшения размерности задачи целесообразно разделение схемы на несколько подсхем. Так, например, для расчета показателей надежности схем (рис. 1,а) относительно узлов 9, 10 сначала определяют показатели сети 110 кВ (подсхемы I) относительно шин высокого напряжения подстанции 6, далее, заменяя подсхему I относительно узла 6 одним эквивалентным элементом, находят показатели надежности узлов в подсхеме II. Для подсхемы I (рис. 1,б и в) матрица непосредственных путей

¹ В порядке обсуждения.

$$P = \begin{matrix} & \begin{matrix} 1 & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 \end{matrix} \\ \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ 3 \\ 4 \\ 5 \\ 6 \end{matrix} & \begin{bmatrix} 0 & a_{12} & a_{13} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a_{23} & 0 & a_{25} & a_{26} \\ 0 & a_{32} & 0 & a_{34} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a_{43} & 0 & 0 & a_{46} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{56} \\ 0 & a_{62} & 0 & 0_{64} & a_{65} & 0 \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (1)$$

В [Л. 3] рассматривается метод определения минимальных путей по матрице непосредственных путей P с использованием беззнаковых определителей — квазиминоров. Квазиминорный метод определения путей достаточно нагляден и удобен при ручном счете, однако громоздкость расчетов сильно увеличивается при незначительном увеличении порядка матрицы непосредственных путей.

При расчете на ЦВМ число возможных путей от источников питания до узла нагрузки можно определить методом разветвлений путей, суть которого заключается в следующем. Вначале по матрице непосредственных путей определяется произвольный путь, соединяющий узел нагрузки с узлом источников питания. Потом, начиная с узла, непосредственно находящегося перед концом этого пути, в направлении к узлу источников питания определяются все возможные ответвления от этого пути, из которых образуются новые пути. Процесс продолжается до тех пор, пока не заканчивается рассмотрение всех ветвей узла источников питания. На рис. 2 представлена блок-схема программы определения на ЦВМ числа путей от узла источников питания K к любому узлу нагрузки G схемы сложной конфигурации. Исходной величиной для расчета является квадратная матрица непосредственных путей $P[N, N]$ (N — число вершин в графе расчетной сети). В программе, кроме матрицы непосредственных пу-

тей, используются также рабочая матрица $M[N, N]$ и $(N-1)$ фиксирующих матриц $M(i) [N, N]$. Этими фиксирующими матрицами обеспечивается минимальность искомого пути (т. е. обеспечивается условие, чтобы в искомом пути ни один из узлов не встречался дважды).

Так, например, от источников питания (рис. 1, а) до шин 110 кВ подстанции 6 (узел 6) имеются шесть путей: Π_1 (1-2-3-4-6); Π_2 (1-2-5-6); Π_3 (1-2-6); Π_4 (1-3-2-5-6); Π_5 (1-3-2-6) и Π_6 (1-3-4-6). Представляя пути между источником и узлом нагрузки в виде матрицы путей Π , можно определить минимальные сечения; размер матрицы $[k \times n]$, где k — число путей, n — число элементов расчетной схемы (узлов и ветвей):

	Узлы					Ветви								
	2	3	4	5	6	A	B	C	D	E	G	H	I	
Π_1	1	1	1	0	1	1	0	1	0	0	1	1	0	
Π_2	1	0	0	1	1	1	0	0	1	0	0	0	1	
Π_3	1	0	0	0	1	1	0	0	0	1	0	0	0	
Π_4	1	1	0	1	1	0	1	1	1	0	0	0	1	
Π_5	1	1	0	0	1	0	1	1	0	1	0	0	0	
Π_6	0	1	1	0	1	0	1	0	0	0	1	1	0	

Рассматривая различные сочетания (от 1 до n) векторов-столбцов матрицы путей Π , проводим расчет сечений в порядке возрастания числа входящих в них элементов сети (одноэлементные сечения, двухэлементные сечения и т. д.). Если для некоторого элемента M составляющие вектора-столбца $\Pi_{i, m=1}$ для всех $i=1, 2, 3, \dots, k$ (иначе говоря, если элемент M входит во все пути), то элемент M является одноэлементным сечением (например узел

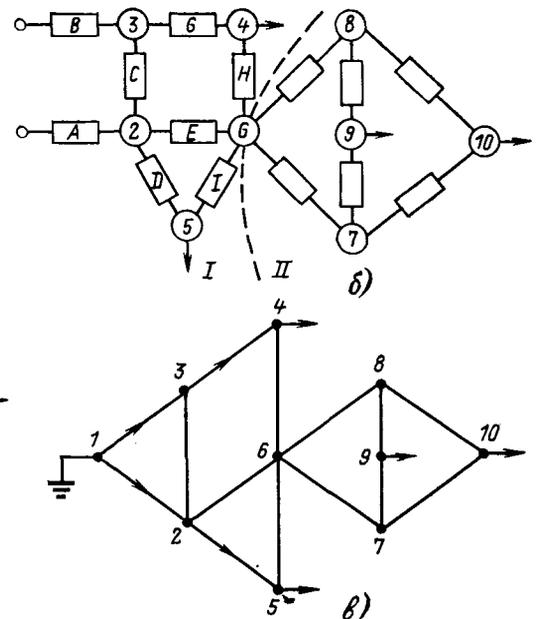
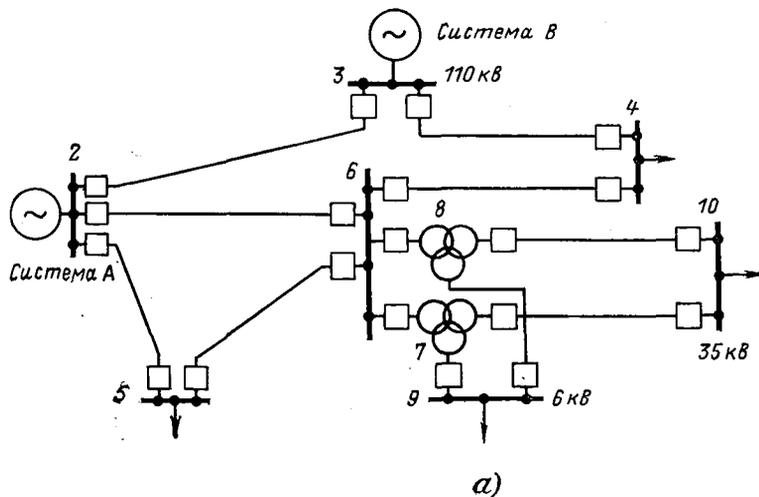


Рис. 1.

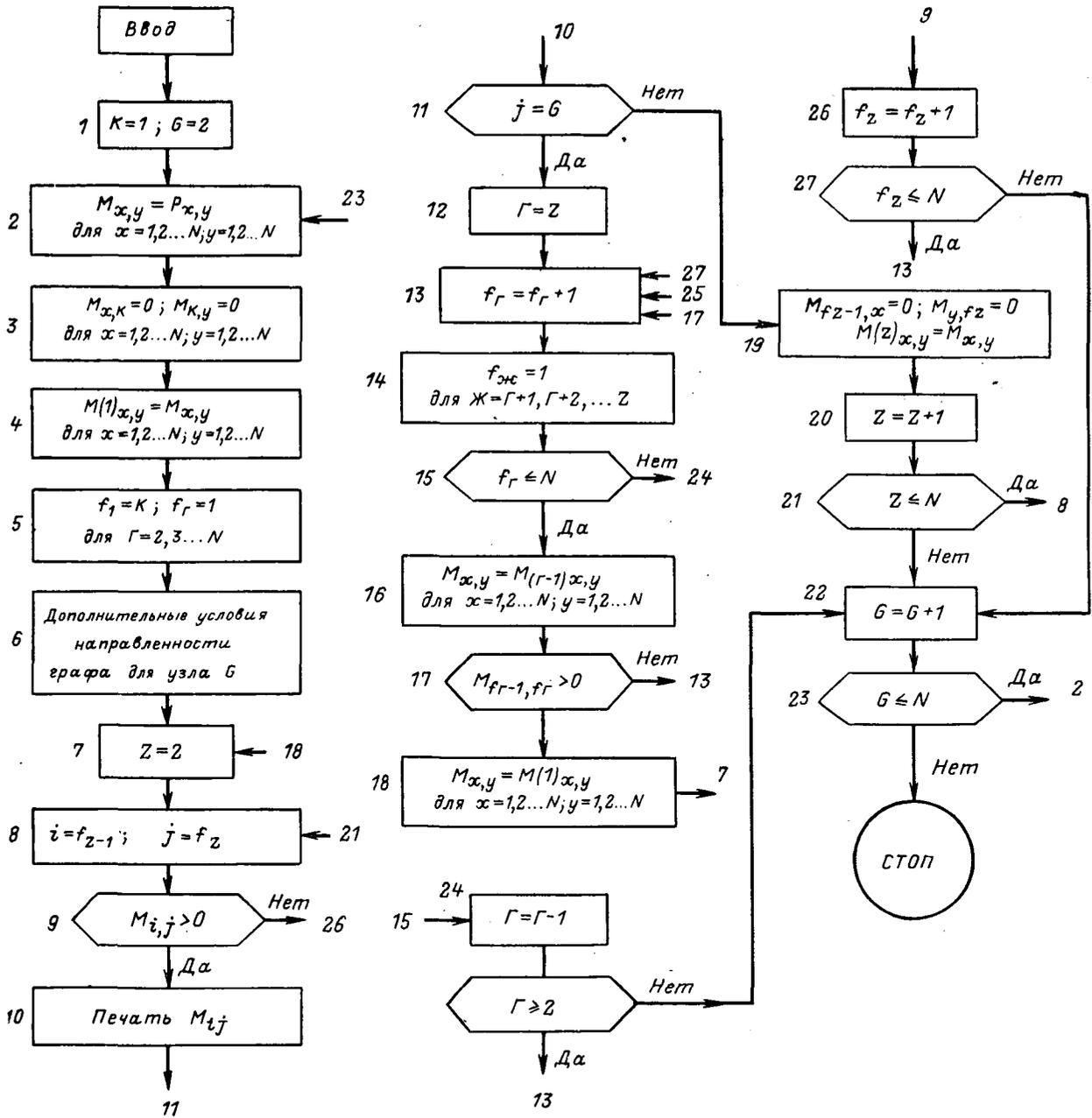


Рис. 2.

6). Если в векторах-столбцах имеется хотя бы одна составляющая, равная нулю, то в схеме не существует одноэлементных сечений и можно сразу перейти к отысканию двухэлементных. Для этого рассматриваются по два вектора-столбца относительно двух любых элементов матрицы путей M и N , и если логическая сумма $\bigvee_{i=1}^k P_{N,i} = 1$ ($i=1, 2, \dots, k$), то элементы M и N образуют двухэлементное сечение [например, в матрице (2) двухэлементными сечениями являются сочетания узлов 2 и 3, 2 и 4, ветвей A и B и т. д.]. Аналогично определяются трехэлементные сечения. Для исключения неминимальных сечений при анализе сочетаний с большим количеством элементов не рассматриваются те сочетания, которые уже образовали минимальные сечения в предыдущих комбинациях [например, при определении двухэлементных сечений по матри-

це (2) не рассматриваются те сочетания, в которых содержится узел 6, а при определении трехэлементных сечений — те сочетания, в которых содержится узел 6, узлы 2 и 3, узлы 2 и 4, ветви A и B и т. д.].

По изложенным правилам получается 26 сечений (минимальных) относительно узла 6 расчетной схемы (рис. 1,б), если пренебречь вероятностями отказов узлов соединений, то число минимальных сечений резко уменьшается (до 9): $AB, ACG, ACH, DEG, DEH, EGI, EHI, BCDE, BCEI$.

В результате определения минимальных путей и сечений исходная сложная расчетная схема заменяется эквивалентной схемой или последовательно-параллельной (в случае путей), или параллельно-последовательной (в случае сечений). Такая замена дает возможность использовать известные приемы расчета. Однако следует подчеркнуть, что пути

и сечения в общем случае являются зависимыми, так как в них могут входить одни и те же элементы. Эту зависимость необходимо учитывать, в частности, при определении вероятности надежной работы нескольких путей или вероятности отказа нескольких сечений в формуле для суммы вероятностей совместимых событий при условии, что каждый путь может пропустить всю мощность в узел нагрузки [Л. 7]. Так, например, при неучете вероятностей отказов узлов по матрице путей (2) вероятность надежной работы трех путей $\Pi_1\Pi_2\Pi_3$

$$P(\Pi_1\Pi_2\Pi_3) = P(\Pi_1)P(\Pi_2/\Pi_1)P(\Pi_3/\Pi_1\Pi_2),$$

где $P(\Pi_1) = P_{ApcpGRH}$; $P(\Pi_2/\Pi_1) = p_Dp_1$; $P(\Pi_3/\Pi_1\Pi_2) = p_E$; p_A, p_C, \dots, p_H — вероятность надежной работы элементов A, C, \dots, H . Следовательно, при определении условной вероятности надежной работы (или отказа) последующих путей (или сечений) не учитываются те элементы, которые уже входили в состав предыдущих путей (или сечений). В эквивалентной схеме места подключения элементов, уже входивших в предыдущие пути (или сечения), будут закорочены (или разорваны). Каждый элемент в вероятностях надежной работы нескольких путей или отказа нескольких сечений следует учитывать только один раз.

Этим приемом обеспечивается идентичность результатов, полученных при расчете сложных схем и эквивалентных структурных. Пренебрежение этим правилом, в частности, в определении вероятности безотказной работы по путям приводит к недопустимо большим погрешностям.

В [Л. 4] изложен табличный метод, в котором зависимость путей и сечений учитывается на уровне несовместимых событий. Однако из-за громоздкости реализация этого метода для расчета надежности сложных схем с большим количеством путей встречает значительные трудности.

Так, например, при числе путей $k=6$ число столбцов расчетной таблицы $\sum_{i=1}^6 C_6^i = 63$, а при $k=8 - 255$.

При представлении путей в виде матрицы (2) алгоритмы определения вероятности надежной работы относительно узлов нагрузки с использованием вышепредложенных приемов учета зависимости путей достаточно легко реализуются на ЦВМ.

Упрощенная модель совпадения отказов путей и ее использование для определения параметров потоков отказов и восстановлений сложных систем. Параметры потоков отказов и восстановление систем электроснабжения в настоящее время определяются с применением модели одного из марковских процессов — процесса гибели и размножения [Л. 1, 8 и 9]. Однако для сложной схемы с большим количеством элементов применение марковского процесса встречает значительные трудности вычислительного характера. В этих условиях может оказаться целесообразной разработка упрощенных математических моделей, позволяющих более просто и с достаточной для практических расчетов точностью оценить показатели надежности сложной схемы электрических сетей. В качестве одной из таких мо-

делей можно предложить модель совпадения отказов путей.

Рассмотрим сложную схему, состоящую из n элементов с теми же допущениями, которые часто принимаются при других методах: а) независимость отказов элементов схемы; б) времена безотказной работы и восстановлений элементов подчиняются экспоненциальному закону распределения; в) ординарность процесса отказов; г) для всех элементов схемы время безотказной работы значительно больше времени восстановления; д) каждый элемент может пропустить всю необходимую потребителю мощность. Узел нагрузки потеряет питание только тогда, когда за время восстановления какого-либо отказавшего элемента, выводящего из работы r_i путей, откажут остальные пути.

Рассмотрим, например, i -ю гипотезу об отказе системы. Сначала откажет i -й элемент, который выводит из строя r_i путей.

Этот отказ может привести к отказу системы только тогда, когда все остальные пути $(k - r_i)$ с вероятностью $Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)$ откажут во время восстановления поврежденного i -го элемента. Таких гипотез столько, сколько элементов, входящих в k путей. Обычно среднее время безотказной работы электрической системы относительно узла нагрузки бывает настолько велико, что за этот период почти все элементы системы успевают отказать по нескольку раз и процессы восстановления системы стационарны, а поток отказов системы пуассоновский. Среднее число отказов системы за период t , вызванных совпадениями отказов всех $(k - r_i)$ оставшихся в работе путей во время восстановления поврежденного i -го элемента,

$$n_i = Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right) \lambda_i t = \lambda^{(i)}(t), \quad (3)$$

где $\lambda_i t$ — среднее число отказов i -го элемента за время t ; $\lambda^{(i)}$ — эквивалентный параметр потока отказов системы при i -й гипотезе;

$$\lambda^{(i)} = \lambda_i Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right). \quad (4)$$

Из (4) видно, что каждый элемент влияет на общий поток отказов системы не только своими параметрами (λ_i), но и своим занимаемым положением в структуре схемы. Действительно, чем более значимое место занимает элемент в схеме, тем больше будет число путей r_i , выходящих из строя вследствие его повреждения, и тем выше будет вероятность отказов оставшейся в работе части схемы $Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)$ во время его восстановления.

Результирующий поток отказов системы, с учетом сказанного выше, как сумма n этих простейших потоков также будет простейшим с интенсивностью

$$\lambda_x = \sum_{i=1}^n \lambda^{(i)} = \sum_{i=1}^n \lambda_i Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right). \quad (5)$$

Функция надежности системы относительно узла

$$P(t) = \exp \left\{ - \sum_{i=1}^n \lambda_i Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right) t \right\}. \quad (6)$$

Среднее время безотказной работы

$$\bar{T} = \left[\sum_{i=1}^n \lambda_i Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right) \right]^{-1}. \quad (7)$$

Среднее время аварийного восстановления

$$\bar{T}_B = \frac{Q \left(\sum_{j=1}^k \Pi_j \right)}{\lambda_\Sigma} = \frac{Q \left(\sum_{j=1}^k \Pi_j \right)}{\sum_{i=1}^n \lambda_i Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)}. \quad (8)$$

Следует отметить, что для всех элементов электрических сетей вероятность отказов $q_i \ll 1$, поэтому

величины $Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)$ и $Q \left(\sum_{j=1}^k \Pi_j \right)$ в (4) — (8) не-

сколько проще определяются через минимальные сечения, полученные по одной и той же матрице путей, в особенности, если схема сложная и много-

связная; значение $Q \left(\sum_{j=1}^k \Pi_j \right)$ соответствует случаю, когда все k путей в рабочем состоянии, а зна-

чение $Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)$ получается из той же матрицы

исключением соответствующих r_i путей, в которых содержится i -й элемент.

Конкретные исследования применения описанной модели для оценки надежности часто встречающихся схем электроснабжения дают результаты достаточно близкие (погрешности не превышают 5%) к результатам, полученным другими методами, в частности, при моделировании процесса отказов и восстановлений марковским процессом (см. приложение I) и при использовании приближенного логико-вероятностного метода, базирующегося на теории совпадения импульсов независимых потоков [Л. 4] (см. приложение II). Однако рассматриваемая в статье модель совпадения отказов путей представляется, на наш взгляд, более простой и наглядной и обеспечивает практически те же результаты, что и более точные.

Рассматриваемая модель совпадения отказов путей позволяет также учесть влияния профилактических отключений на показатели надежности сложной схемы электрических сетей. При этом в системе, кроме потока восстановления послеаварийного отключения, существует и поток профилактических ремонтов и замен. Повторяя все рассуждения, которые были сделаны для потока восстановления с учетом дополнительных допущений относительно процессов профилактики и замен элементов электрических сетей, можно получить аналогичные выводы для потока профилактических ремонтов, где в соответствующих формулах вместо параметров \bar{T}_i и \bar{T}_{Bi} будут соответственно $\bar{T}_{прi}$ и $\tau_{прi}$ (средняя периодичность ремонтов и средняя

продолжительность одного ремонта). Результирующий поток отказов системы равен сумме двух потоков: потока случайных отказов и потока отказов, происходящих во время профилактики. Среднее время безотказной работы системы с учетом профилактических отключений

$$\bar{T} = \left[\sum_{i=1}^n \left(\lambda_i + \frac{1}{\bar{T}_{прi}} \right) Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right) \right]^{-1}. \quad (9)$$

Эквивалентное время простоя системы при этом

$$\bar{T}_B = \frac{Q \left(\sum_{j=1}^k \Pi_j \right) + \sum_{i=1}^n k_i \frac{\tau_{прi}}{\bar{T}_{прi}} Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)}{\sum_{i=1}^n \left(\lambda_i + \frac{1}{\bar{T}_{прi}} \right) Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)}, \quad (10)$$

где $k_i < 1$ — коэффициент, учитывающий уменьшение вероятности совпадения отказов вследствие того, что возможно лишь наложение случайных отказов на плановый ремонт, а не наоборот.

Расчет показателей надежности сложных схем с использованием упрощенной модели совпадений отказов путей достаточно легко реализуется на ЦВМ.

Пропускная способность схемы относительно узла нагрузки и расчеты недоотпуска электроэнергии. Для оценки надежности электроснабжения в случае, когда элементы схемы имеют ограниченные пропускные способности по сравнению с мощностью потребителя, важно знать не только вероятность наличия напряжения на шинах потребителя, но и пропускную способность схемы относительно узла при различных состояниях отказов ее элементов.

Перед проведением дальнейших расчетов предполагается, что схема рассчитана по всем возможным нормальным и послеаварийным режимам работы и дефициты мощности в электрических системах, которые возможны по многим причинам, не рассматриваются.

Максимальную пропускную способность сложной схемы относительно узла нагрузки можно определить через пропускные способности путей с учетом их зависимости:

$$S_{\Sigma ni} = S_{n1} + S_{n2/1} + S_{n3/1,2} + \dots + S_{nk/1,2,\dots,k-1}, \quad (11)$$

где S_{n1} — пропускная способность первого пути; $S_{n2/1}$ — пропускная способность второго пути, вычисленная при условии, что первый путь полностью загружен; $S_{n3/1,2}, \dots, S_{nk/1,2,\dots,k-1}$ — определяются аналогично.

В свою очередь, пропускная способность пути относительно конечного узла зависит от пропускных способностей его элементов и величины отбора мощности в транзитных узлах пути [Л. 7]. Следует отметить, что полученная по (11) величина максимальной пропускной способности представляет собой потенциальную возможность схемы относительно узла нагрузки. В реальных условиях распределение мощностей в элементах схемы зависит не только от их пропускных способностей, но и других условий, следовательно, фактическая пропускная

способность схемы относительно каждого узла будет несколько ниже расчетной. Заметим также, что в системах, где применяются специальные средства для принудительного перераспределения мощности, можно достигнуть фактической пропускной способности, достаточно близкой к расчетной величине, определенной по (11).

В сетях с избыточностью по надежности полные перерывы электроснабжения происходят относительно редко, чаще всего наблюдаются случаи различного дефицита мощности у потребителей из-за ограничения пропускной способности схемы при аварийном отключении одного или нескольких ее элементов. Пропускная способность схемы относительно узла нагрузки представляет дискретную величину, ряд значений которой определяется различными сочетаниями рабочих и отказов состояний ее элементов.

Ряд распределения вероятностей значений пропускной способности схемы обычно строится методом перебора и группировки всех возможных состояний системы (с учетом профилактических отключений). Однако для сложной схемы (даже с относительно небольшим числом узлов и ветвей) количество возможных состояний системы уже настолько велико, что и с применением ЦВМ затруднительно все их проанализировать. В практических расчетах вместо точного ряда распределения можно использовать приближенный, построенный в пренебрежении состояниями, в которых содержатся три и более поврежденных элемента, как маловероятными. Значительное сокращение объема расчета может быть получено также при использовании путей, так как при этом из всех возможных состояний рассматриваются только те, в которых обеспечивается транзитный путь между источниками питания и рассматриваемым узлом нагрузки [Л. 8]. Например, для мостиковой схемы рис. 3,а при использовании путей необходим анализ только 16 из 32 возможных состояний системы.

В многоузловой схеме значения пропускной способности схемы относительно каждого узла зависят не только от состояний ее элементов, но и от величин отбора мощности в других узлах. Поэтому для расчета недоотпуска электроэнергии необходимо разделить график нагрузки рассматриваемого узла на расчетные интервалы так, чтобы в каждом интервале значение потребляемой мощности и величина отбора мощности в других узлах схемы были примерно постоянными.

Ожидаемый недоотпуск электроэнергии для потребителя за расчетный интервал Δt_i

$$\Delta \mathcal{E}_i = \sum_{j=1}^{N_i} (S_{\text{нi}} - S_j^{(i)}) p_j^i \Delta t_i, \quad (12)$$

где N_i — число значений в ряде распределения i -го интервала, при которых пропускная способность схемы $S_j^{(i)}$ с вероятностью $p_j^{(i)}$ меньше потребляемой мощности нагрузки рассматриваемого узла $S_{\text{нi}}$ в данном расчетном i -м интервале; Δt_i — длительность i -го расчетного интервала.

Ожидаемый недоотпуск электроэнергии потребителю за весь рассматриваемый период T (напри-

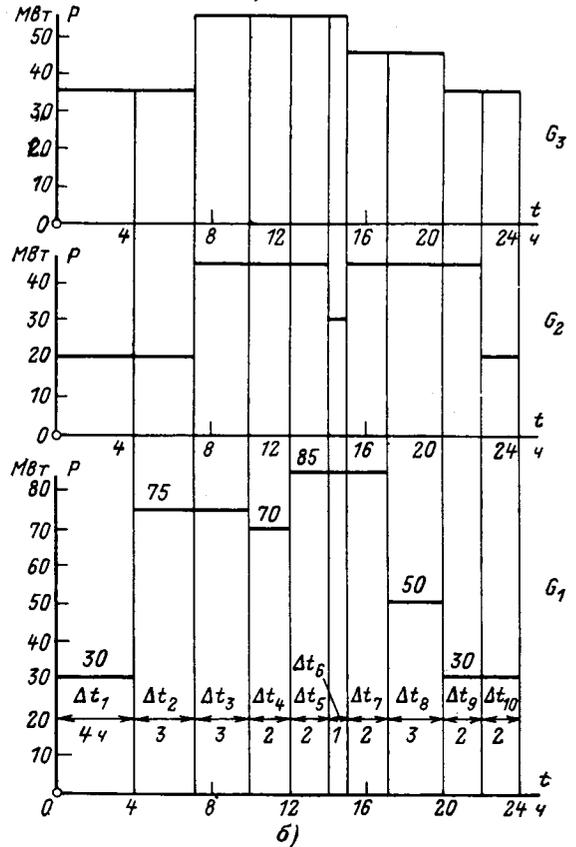
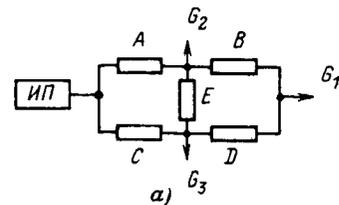


Рис. 3.

мер, сезон) в предположении, что интенсивность потока отказов примерно постоянна и суточный график нагрузки не меняется,

$$\Delta \mathcal{E}_\Sigma = \frac{T}{24} \sum_{i=1}^M \Delta \mathcal{E}_i = \frac{T}{24} \sum_{i=1}^M \sum_{j=1}^{N_i} (S_{\text{нi}} - S_j^{(i)}) P_j^{(i)} \Delta t_i, \quad (13)$$

где M — число расчетных интервалов на суточном графике.

В расчетах можно учесть изменение графиков нагрузки и интенсивности повреждения элементов схемы в отдельные периоды года. Недоотпуск электроэнергии для потребителя за год будет равен сумме недоотпусков электроэнергии за отдельные периоды.

В приводимом ниже примере (рис. 3,а) со следующими параметрами элементов схемы:

Элемент	A	B	C	D	E
Вероятность отказа q	0,05	0,03	0,02	0,04	0,01
Пропускная способность, $Mвт$	80	60	110	70	65

и суточными графиками, представленными на рис. 3,б, ожидаемый недоотпуск электроэнергии за период $T = 2000$ ч по этому методу равен 6 370 $Mвт \cdot ч$.

Если же учесть только вероятность полного перерыва, то недоотпуск за этот период составляет лишь 275 Мвт·ч, что значительно отличается от результата, полученного при учете ограничения пропускной способности схемы и отбора мощности в других ее узлах.

Дополнительный критерий оценки схем электроснабжения сложной конфигурации. При выборе вариантов электроснабжения возможны случаи, когда сравниваемые схемы по экономическим показателям (без ущерба от перерыва электроснабжения) примерно равноценны. В таких случаях, в особенности для многоузловой сети, возникает необходимость разработки дополнительных критериев, комплексно учитывающих основные технические показатели схемы, так как для многих типов потребителей в настоящее время нет обоснованных методик расчетов ущерба от недоотпуска электроэнергии.

В качестве одного из возможных критериев можно выбрать величину средневзвешенной по вероятности пропускной способности схемы относительно узла нагрузки:

$$H_i = \sum_{v=1}^N S_i^{(v)} P_i^{(v)}, \quad (14)$$

где N — число возможных состояний системы; $S_i^{(v)}$ — пропускная способность схемы относительно i -го узла в v -м состоянии системы; $P_i^{(v)}$ — вероятность пребывания системы в v -м состоянии.

Вероятность безотказной работы элементов электрических сетей несравнимо больше вероятности простоя, поэтому в (13) доминирует составляющая, отражающая состояние системы, когда все ее элементы работают. Поэтому критерий (13) можно приближенно определить более просто [Л. 7]:

$$H_i \approx S_{\Sigma ni} P(A_i), \quad (15)$$

где $S_{\Sigma ni}$ — пропускная способность схемы, когда все ее элементы в рабочем состоянии; $P(A_i)$ — вероятность наличия напряжения на шинах i -го потребителя.

Для схемы в целом с n узлами этот критерий приобретает вид:

$$H = \sum_{i=1}^n H_i \alpha_i, \quad (16)$$

где α_i — коэффициент, учитывающий значимость нагрузки i -го узла в общей суммарной потребляемой мощности схемы.

Этот критерий удобен тем, что для его приближенного определения нет необходимости в информации о потокораспределении в схеме. В более точных расчетах к составляющим этого критерия можно добавить составляющую, отражающую уровень напряжения U_i в узле (без учета действия каких-либо регулирующих устройств).

Тогда вышеуказанный критерий для каждого узла выражается в виде трехмерного вектора-показателя $\vec{H}_i \{P(A_i), S_{\Sigma ni}, U_i\}$, в практических же расчетах целесообразно оперировать его модулем. При сравнении вариантов следует отдать предпочтение тому,

для которого значение H наибольшее. Исследования показали, что этот критерий более чувствителен к изменению конфигурации и параметров сети относительно приведенных затрат. Он может применяться для сравнения вариантов в зоне экономической устойчивости решений.

Влияние отдельных элементов на общие показатели качества схемы. Влияние j -го элемента на i -й узел схемы оценивается изменением вектора $\vec{H}_i^{(j)}$ при отказе j -го элемента по сравнению с исходным режимом ($\vec{H}_i^{(0)}$), когда все элементы в рабочем состоянии. По сравнению с исходным режимом вектор изменяется на величину

$$\Psi_i^{(j)} = \frac{H_i^{(0)} - H_i^{(j)} \cos(\vec{H}_i^{(0)}, \vec{H}_i^{(j)})}{H_i^{(0)}} = 1 - \frac{1}{H_i^{(0)2}} (p_i^{(0)} p_i^{(j)} + s_i^{(0)} s_i^{(j)} + u_i^{(0)} u_i^{(j)}). \quad (17)$$

Влияние j -го элемента на всю систему можно характеризовать коэффициентом значимости

$$\beta_j = \sum_{i=1}^n \Psi_i^{(j)} \alpha_i, \quad (0 < \beta < 1). \quad (18)$$

Оценивая влияние показателя β схемы при отказовых состояниях отдельных элементов (или их групп) по отношению к исходному режиму, нетрудно количественно оценить степень значимости элементов в схеме и более объективно подойти к синтезу систем электроснабжения.

Выводы. 1. Предложена упрощенная модель совпадения отказов путей для определения параметров потоков отказов и восстановлений сложных схем электрических сетей, отличающаяся наглядностью и простотой применения.

2. В качестве одного из возможных дополнительных критериев оценки сложных схем электроснабжения с несколькими потребителями может быть использована величина средневзвешенной по вероятности пропускной способности схемы относительно ее узлов.

3. Оценку значимости отдельных элементов (или их групп) в сложных многоузловых системах электроснабжения целесообразно производить по изменению интегрального показателя качества схем. Это позволяет более обоснованно, с количественной оценкой подходить к синтезу систем электроснабжения.

Приложение I. Использование упрощенной модели совпадения отказов путей для оценки показателей надежности часто встречающихся схем электроснабжения. *Схема последовательного соединения n восстанавливаемых элементов.* В последовательной схеме все n элементов входят в один единственный путь, соединяющий источник питания и узел нагрузки, и повреждение любого элемента приводит к полной потере работоспособности всей схемы, т. е.

$$Q\left(\sum_{j=1}^{k-r_i} P_j\right) = 1 \text{ и согласно (4)}$$

$$\lambda^{(i)} = \lambda_i Q\left(\sum_{j=1}^{k-r_i} P_j\right) = \lambda_i.$$

Согласно (5) — (8)

$$\lambda_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n \lambda_i; \quad (\text{П-1})$$

$$\bar{T} = \left[\sum_{i=1}^n \lambda_i \right]^{-1}; \quad (\text{П-2})$$

$$\bar{T}_n = \frac{Q(\Pi)}{\lambda_{\Sigma}} \approx \frac{\sum_{i=1}^n \lambda_i \bar{T}_{ni}}{\sum_{i=1}^n \lambda_i}. \quad (\text{П-3})$$

Схема параллельного соединения n восстанавливаемых элементов. Рассматриваем n гипотез, в каждой из которых отказ системы является следствием совпадений отказов $(n-1)$ оставшихся в работе элементов (путей) при аварийном восстановлении какого-либо одного. В каждой $(i$ -й) гипотезе

$$Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right) = \prod_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n q_j = \prod_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \lambda_j \bar{T}_{nj};$$

$$\lambda^{(i)} = \lambda_i Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right) = \lambda_i \prod_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \lambda_j \bar{T}_{nj}.$$

следовательно:

$$\lambda_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n \lambda^{(i)} = \sum_{i=1}^n \lambda_i \prod_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \lambda_j \bar{T}_{nj}; \quad (\text{П-4})$$

$$\bar{T}_{\Sigma} = \frac{1}{\lambda_{\Sigma}} = \left[\sum_{i=1}^n \lambda_i \prod_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \lambda_j \bar{T}_{nj} \right]^{-1}; \quad (\text{П-5})$$

$$\bar{T}_n = \frac{Q \left(\sum_{j=1}^n \Pi_j \right)}{\lambda_{\Sigma}} = \frac{\prod_{i=1}^n \lambda_i \bar{T}_{ni}}{\sum_{i=1}^n \lambda_i \prod_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \lambda_j \bar{T}_{nj}} = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{\bar{T}_{ni}}} \quad (\text{П-6})$$

В частном случае, когда элементы однотипные и

$$\bar{T} = [n\lambda^n \bar{T}_{ni}^{n-1}]^{-1} = \frac{\mu^{n-1}}{n\lambda^n}; \quad (\text{П-5a})$$

$$\bar{T}_n = \frac{\bar{T}_{ni}}{n} = \frac{1}{n\mu}, \quad (\text{П-6a})$$

по сравнению с результатом, полученным с использованием марковского процесса [Л. 9], погрешность ε в определении величины среднего времени по (П-5a) при максимально возможных значениях интенсивности отказов $\lambda_i = 1,5$ /год и времени восстановления $\bar{T}_{ni} = 50$ ч и $n = 5$ не превышает 4,5%.

Мостиковая схема (рис. 3а). От источника питания до узла нагрузки имеются k путей ($k=4$): $\Pi_1(A-B)$, $\Pi_2(A-E-D)$, $\Pi_3(C-D)$ и $\Pi_4(C-E-B)$. Рассмотрим поочередно все возможные гипотезы об отказе системы относительно каждого элемента. При повреждении элемента A (гипотеза A) теряются пути Π_1 и Π_2 ($r_A=2$). Схема с оставшимися в работе путями Π_3 и Π_4 имеет три минимальных сечения: C, BD и ED , из которых одноэлементное сечение C является более «узким», и оно имеет доминирующее значение в определении вероятности отказа оставшейся в работе части схемы при восстановлении поврежденного элемента A , следовательно:

$$Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_A} \Pi_j \right) \approx q_C = \lambda_C \bar{T}_{BC};$$

$$\lambda^{(A)} = \lambda_A Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_A} \Pi_j \right) \approx \lambda_A \lambda_C \bar{T}_{BC}.$$

Аналогично

$$\lambda^{(B)} = \lambda_B \lambda_D \bar{T}_{BD};$$

$$\lambda^{(C)} = \lambda_C \lambda_A \bar{T}_{BA};$$

$$\lambda^{(D)} = \lambda_D \lambda_B \bar{T}_{BB}.$$

При повреждении элемента E схема с оставшимися в работе независимыми путями Π_1 и Π_3 имеет только двухэлементные сечения, вероятности отказов состояний которых, по сравнению с вероятностями отказов одноэлементных сечений в гипотезах, пренебрежимо малы, поэтому

$$Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_E} \Pi_j \right) \approx 0 \text{ и } \lambda^{(E)} \approx 0,$$

отсюда из (7) и (8) имеем:

$$\bar{T} = [\lambda_{\Sigma}]^{-1} \approx [\lambda_A \lambda_C (\bar{T}_{BA} + \bar{T}_{BC}) + \lambda_B \lambda_D (\bar{T}_{BB} + \bar{T}_{BD})]^{-1}; \quad (\text{П-7})$$

$$\bar{T}_n = \frac{Q \left(\sum_{j=1}^4 \Pi_j \right)}{\lambda_{\Sigma}} \approx \frac{\lambda_A \lambda_C \bar{T}_{BA} \bar{T}_{BC} + \lambda_B \lambda_D \bar{T}_{BB} \bar{T}_{BD}}{\lambda_A \lambda_C (\bar{T}_{BA} + \bar{T}_{BC}) + \lambda_B \lambda_D (\bar{T}_{BB} + \bar{T}_{BD})}. \quad (\text{П-8})$$

В частном случае, когда элементы мостика имеют одинаковые характеристики надежности $\left(\lambda; \mu = \frac{1}{\bar{T}_{Bi}} \right)$, получим:

$$\bar{T} \approx \frac{\mu}{4\lambda^2}; \quad (\text{П-7a})$$

$$\bar{T}_n \approx \frac{1}{2\mu}, \quad (\text{П-8a})$$

т. е. такие же результаты, которые получены методами [Л. 6 и 10] для случая, когда $\lambda \ll \mu$.

Приложение II. Пример. Для оценки точности упрощенной модели отказов путей сравним предлагаемые результаты [по (П-1) — (П-8)] также с приближенным логико-вероятностным методом, основанным на теории совпадения импульсов независимых потоков [Л. 4]. Сравнения производятся на базе примера § 40 монографии [Л. 4].

Как и в [Л. 4] ограничимся рассмотрением трех первых звеньев, как самых слабых, в общей схеме ненадежности системы (рис. 4).

Параметры элементов схемы следующие:

Параметры	Щ	А	Г
$\bar{T} = \frac{1}{\lambda}, \text{ ч}$	5 000	3 000	2 000
$\bar{T}_B, \text{ ч}$	50	30	20

Для первого звена (3I) параметр потока отказов [по (П-1)]:

$$\lambda_{3I} = 2\lambda_{\text{щ}} = 4 \cdot 10^{-4}, \frac{1}{\text{ч}};$$

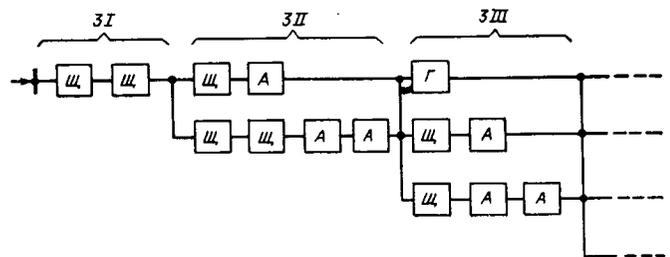


Рис. 4.

среднее время восстановления звена (П-3)

$$\bar{T}_{B3I} = \frac{2\lambda_m \bar{T}_{в.м}}{2\lambda_m} = 50, \text{ ч.}$$

Для второго звена (ЗII) параметры потока отказов и восстановлений его ветвей [по (П-1) и (П-3)]:

$$\lambda_{B1} = \lambda_m + \lambda_A = 5,333 \cdot 10^{-4} \text{ 1/ч;}$$

$$\bar{T}_{Bв1} = \frac{\lambda_m \bar{T}_{в.м} + \lambda_A \bar{T}_{BA}}{\lambda_m + \lambda_A} = 37,5 \text{ ч;}$$

$$\lambda_{B2} = 2\lambda_m + 2\lambda_A = 10,666 \cdot 10^{-4} \text{ 1/ч;}$$

$$\bar{T}_{Bв2} = \frac{2\lambda_m \bar{T}_{в.м} + 2\lambda_A \bar{T}_{BA}}{2\lambda_m + 2\lambda_A} = 37,5 \text{ ч.}$$

Параметры потока отказов и восстановлений второго звена [по (П-4) и (П-6)]:

$$\lambda_{3II} = \lambda_{B1} \lambda_{B2} (\bar{T}_{Bв2} + \bar{T}_{Bв1}) = 0,42 \cdot 10^{-4} \text{ 1/ч;}$$

$$\bar{T}_{B3II} = 1/(1/\bar{T}_{Bв1} + 1/\bar{T}_{Bв2}) = 37,5 \text{ ч.}$$

Для третьего звена (ЗIII) параметры потока отказов и восстановлений его ветвей:

$$\lambda_{B1} = \lambda_T = 5 \cdot 10^{-4} \text{ 1/ч;}$$

$$\bar{T}_{Bв1} = \bar{T}_{BT} = 20 \text{ ч;}$$

$$\lambda_{B2} = \lambda_m + \lambda_A = 5,333 \cdot 10^{-4} \text{ 1/ч;}$$

$$\bar{T}_{Bв2} = \frac{\lambda_m \bar{T}_{в.м} + \lambda_A \bar{T}_{BA}}{\lambda_m + \lambda_A} = 37,5 \text{ ч;}$$

$$\lambda_{B3} = \lambda_m + 2\lambda_A = 8,67 \cdot 10^{-4} \text{ 1/ч;}$$

$$\bar{T}_{Bв3} = \frac{\lambda_m \bar{T}_{в.м} + 2\lambda_A \bar{T}_{BA}}{\lambda_m + 2\lambda_A} = 34,5 \text{ ч.}$$

Параметры потока отказов и восстановлений третьего звена [по (П-4) и (П-6)]:

$$\lambda_{3III} = \lambda_{B1} \lambda_{B2} \lambda_{B3} (\bar{T}_{Bв2} \bar{T}_{Bв3} + \bar{T}_{Bв1} \bar{T}_{Bв3} + \bar{T}_{Bв1} \bar{T}_{Bв2}) = 6,3 \cdot 10^{-7} \text{ 1/ч;}$$

$$\bar{T}_{B3III} = 1/(1/\bar{T}_{Bв1} + 1/\bar{T}_{Bв2} + 1/\bar{T}_{Bв3}) = 9,45 \text{ ч.}$$

Надежность системы за время $t=3500$ ч и при учете только первого звена [по (6)]:

$$P(3500) = \exp\{-\lambda_3 t\} = 0,2466.$$

При учете первого и второго звеньев

$$P(3500) = \exp\{-(\lambda_{3I} + \lambda_{3II})t\} = 0,2122.$$

При учете трех первых звеньев

$$P(3500) = \exp\{-(\lambda_{3I} + \lambda_{3II} + \lambda_{3III})t\} = 0,2118.$$

Сопоставим эти результаты (см. таблицу) с полученными в [Л. 4].

Сравнимые методики	Надежность системы за $t=3500$ ч		
	при учете только первого звена	при учете первого и второго звеньев	при учете трех первых звеньев
Предложенная модель совпадения отказов путей	0,2466	0,2122	0,2118
Методика [Л. 4]	0,2466	0,2148	0,2144
Разница, %	0	1,2000	1,2000

Разница в результатах не превышает 1,5%, что вполне допустимо для практических расчетов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Барлоу Р., Прошан Ф. Математическая теория надежности. М., «Советское радио», 1969.
2. Гук Ю. Б. и др. Теория и расчет надежности систем электроснабжения. М., «Энергия», 1970.
3. Нечипоренко В. И. Структурный анализ и методы построения надежных систем. М., «Советское радио», 1968.
4. Рябинин И. А. Основы теории и расчета надежности судовых электроэнергетических систем. Л., «Судостроение», 1971.
5. Nelson A. C., Batts I. R., Beadles R. L. A Computer Program for Approximating System Reliability.—IEEE Transactions on Reliability, May, 1970.
6. Константинов Б. А., Лосев Э. А. Логико-аналитический метод расчета надежности восстанавливаемых систем электроснабжения.—«Электричество», 1971, № 12.
7. Фокин Ю. А., Чан Динь Лонг. Дополнительный критерий целесообразности выбора схем электроснабжения с учетом надежности и пропускной способности элементов.—«Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 5.
8. Гнеденко Б. В., Беляев Ю. К., Соловьев А. Д. Математические методы в теории надежности. М., «Наука», 1965.
9. Сандлер Д. Техника надежности систем. М., «Наука», 1966.
10. Козлов Б. П., Ушаков И. А. Справочник по расчету надежности. М., «Советское радио», 1966.

[24.10.1972]



УДК 621.3.019.34

О критериях надежности

Канд. техн. наук Э. П. СМЕРНОВ

Энергосетьпроект

Исходным материалом для данной статьи послужил анализ надежности релейной защиты и автоматики энергосистем. Однако, по мнению автора, ее выводы могут иметь и более широкое значение.

Целесообразно сразу отметить, что в статье рассмотрены критерии эксплуатационной надежности функционирования, но не аппаратной надежности.

Применение теории надежности в промышленности нередко сопряжено с затруднениями, разобщенностью и разногласиями в выборе мерил надежности. Одна из причин этого — недостаточное внимание в работах по общей теории надежности к сферам применимости критериев, а иногда и некорректное расширение этих сфер. Несколько лет назад эти затруднения вызвали дискуссии, в частности, специалистов по релейной защите электрических систем [Л. 1]. Положительный итог этих дис-

куссий — преодоление становившегося чуть ли не догматическим отождествления понятия надежности с вероятностью $P(t)$ безотказной работы изделия за время t . Сегодня во всех наиболее содержательных работах по надежности меры этого свойства выводятся из эффективности системы. В этой связи необходимо отметить роль работ И. А. Ушакова, введшего понятия эффективности функционирования (эффективность за вычетом затрат на обеспечение функционирования) и технического совершенства (эффективность функционирования в предложении абсолютной безотказности) [Л. 2 и др.].

Но появились новые затруднения.

Для обобщенной оценки надежности применяют [Л. 1, 3, 4, 5 и др.] величину

$$\mathcal{P} = \Phi/\Phi_0, \quad (1)$$

где Φ — реальный выходной эффект системы (мера эффективности функционирования); Φ_0 — ее выходной эффект, будь она абсолютно безотказной (мера технического совершенства).

В усилиях по внедрению \mathcal{P} по (1) есть и доля, принадлежащая автору. Но ряд обстоятельств побуждает выступить с замечаниями по применению (1). Эти обстоятельства рассмотрены ниже поочередно. Из замечаний вытекают и предложения.

Зависимость надежности от технического совершенства. Простота отношения (1) и прозрачность его физического смысла обманчивы. По (1) оценивают изменение за счет ненадежности выходного эффекта по сравнению с величиной, которая сама изменчива в пределах одной и той же задачи выбора варианта системы. При неизменных потерях по ненадежности \mathcal{P} для разных вариантов может быть разной. Поэтому измерение надежности этой величиной является искаженным. Для пояснения этого раскроем смысл (1). Введем упрощение, выразив эффект, наработанный требуемыми действиями, в виде $p \cdot \Phi_0$, где p — средняя за расчетное время вероятность работоспособного состояния в произвольный момент. Примем также еще одно упрощение — излишние действия из-за технического несовершенства отсутствуют. При этом

$$\Phi = p\Phi_0 - \Delta\Phi_{н.л}, \quad (2)$$

где $\Delta\Phi_{н.л}$ — ущерб, наносимый излишними действиями из-за ненадежности. Из (1) и (2) следует, что

$$\mathcal{P} = p - \frac{\Delta\Phi_{н.л}}{\Phi_0}. \quad (3)$$

Факторы ненадежности — число отказов и продолжительность ремонтов — влияют на входящие в (3) p и $\Delta\Phi_{н.л}$, а Φ_0 определяется исключительно техническим совершенством, являясь его мерой. Величины p и $\Delta\Phi_{н.л}$ обычно слабо зависят от Φ_0 . Учтя это, из (3) выводим утверждение, что согласно (1) надежность функционирования меньше при меньшем техническом совершенстве и неизменных безотказности и ремонтпригодности. Но это утверждение должно признаваться неверным, если последовательно придерживаться точки зрения оценки надежности по выходному эффекту, обеспечиваемому этим свойством. Указанная точка зрения равносильна оценке надежности через потери из-за ненадежности. С этих позиций с уменьшением технического совершенства надежность функционирования становится больше, а не меньше, так как при этом цена отказов действия и продолжительности ремонтов снижается.

Предлагаемый критерий надежности¹. Причина неудачи применения величины по (1) не в ее относительности. Относительность критериев свойство плодотворна. Она дает наглядность, сокращение числа параметров, увеличивает возможности в оценке исходных величин. Так, относительность «весов» составляющих целевой функции позволяет оцени-

¹ В статье под критерием свойства системы понимается величина, определяющая выбор решения по общей эффективности, когда все прочие свойства и показатели эффективности эквивалентны. Иначе, термин «критерий» используется в своем значении «мерило».

вать «веса» методами мер предпочтения, когда абсолютные их оценки «неуловимы» [Л. 6]. Именно благодаря относительности меры надежности она иногда сводима к одной вероятностной величине. Но важно для относительных критериев правильно выбрать базисную величину.

В противовес (1) предлагается другой критерий надежности и устанавливается соотношение между критериями эффективности функционирования, надежности и технического совершенства.

Целесообразно сначала рассмотреть потери выходного эффекта системы

$$\Delta\Phi = \Delta\Phi_0 + \Delta\Phi_{н.л}, \quad (4)$$

где $\Delta\Phi_0$ — потери выходного эффекта за счет технического несовершенства; $\Delta\Phi_{н.л}$ — изменение выходного эффекта за счет ненадежности.

И в $\Delta\Phi_0$, и в $\Delta\Phi_{н.л}$ входят недовыработанный эффект и ущерб из-за излишних действий. Кроме этого, в $\Delta\Phi_{н.л}$ в общем случае имеются члены с иным знаком, чем потери. Они отражают возможность «исправления» технического несовершенства отказами элементов.

Величину $\Delta\Phi$ по (4) можно считать неотнормированной мерой неэффективности функционирования, величины $\Delta\Phi_0$ и $\Delta\Phi_{н.л}$ — такого же рода мерами технического несовершенства и ненадежности. Поэтому от (4) можно перейти к соотношению между относительными мерами этих свойств.

Примем за базисную величину предельный выходной эффект, определенный в предположении абсолютных безотказности и технического совершенства, т. е.

$$\Phi_{п} = \Phi + \Delta\Phi = \Phi_0 + \Delta\Phi_0. \quad (5)$$

Эта величина в пределах одной и той же задачи выбора структуры системы или стратегии ее обслуживания одинакова для всех вариантов. Поэтому переход от $\Delta\Phi_0$ и $\Delta\Phi_{н.л}$, непосредственно измеряющих полноту свойств, к системе относительных мер с $\Phi_{п}$ в качестве базисной величины не вносит искажений в оценки полноты этих свойств и в соотношения между оценками. Отнесение же $\Delta\Phi_{н.л}$ к Φ_0 дает неестественное соотношение между мерами надежности функционирования и технического совершенства [см. (3)]. Перейти к относительным мерам и в то же время остаться на позиции измерения полноты свойств соответствующими потерями можно только, по-видимому, прибегнув к $\Phi_{п}$, как единой для всех мер базисной величине.

Исходя из сказанного, критерий неэффективности функционирования

$$L = \frac{\Delta\Phi}{\Phi_{п}}, \quad (6)$$

критерий технического несовершенства

$$L_0 = \frac{\Delta\Phi_0}{\Phi_{п}}, \quad (7)$$

критерий ненадежности функционирования

$$F = \frac{\Delta\Phi_{н.л}}{\Phi_{п}}. \quad (8)$$

Принимая значение критерия свойства равным единице при отсутствии потерь из-за неполноты этого свойства и решая вместе (4) — (8), запишем:

$$E = 1 - L = \frac{\Phi}{\Phi_{п}}, \quad (9)$$

критерий технического совершенства

$$E_0 = 1 - L_0 = \frac{\Phi_0}{\Phi_n}, \quad (10)$$

критерий надежности функционирования

$$R = 1 - F = \frac{\Phi + \Delta\Phi_0}{\Phi_n}. \quad (11)$$

Из (9) с учетом (7) и (11)

$$E = R - L_0. \quad (12)$$

Величины R по (11) и \mathcal{P} по (1) совпадают только при абсолютном техническом совершенстве ($\Delta\Phi_0 = 0$), но допущение об этом для многих систем слишком сильно. Так, для устройств противоаварийной автоматики энергообъединений в среднем, ориентировочно $\Delta\Phi_0 \approx \Delta\Phi_n$.

Для условий (2) и (3) из (7), (10) и (11) найдем:

$$R = 1 - qE_0 - \frac{\Delta\Phi_{н.н}}{\Phi_n}, \quad (13)$$

где $q = 1 - p$.

Согласно (13) с уменьшением технического совершенства системы критерий надежности R в противоположность \mathcal{P} увеличивается. Это отвечает подходу к оценке надежности по потерям из-за ее неполноты.

Размеры статьи не позволяют показать, как критерии по (6)–(11) входят в критерии принятия решения по общей эффективности, например, в критерий минимума приведенных затрат.

Необходимо оговорить, что предлагаемые критерии даны лишь для условий, в которых применяют величину по (1), без претензии на универсальность.

Случаи с $R < 0$ и $R > 1$. Представляется ненужным ограничение возможных значений выходных эффектов и критерия надежности при их общем виде интервалом $[0, 1]$.

Ненадежность и техническое несовершенство могут проявляться в излишних действиях, наносящих ущерб. Поэтому в Φ и Φ_0 наряду с членами, отражающими вырабатываемый эффект, должны в ряде случаев входить отрицательные составляющие, и в принципе возможно $\Phi < 0$, $\mathcal{P} < 0$ и $R < 0$.

Раз ненадежность оказалась причиной отрицательности эффекта функционирования системы, критерий надежности должен быть отрицательным. При $R < 0$, как представляется, можно говорить об «отрицательной надежности».

Возможно и $\Phi_0 < 0$, $E_0 < 0$. Эти случаи удобно рассмотреть с помощью вытекающего из (5) и (11) выражения:

$$R = 1 - \frac{\Phi_0 - \Phi}{\Phi_n} = 1 - (E_0 - E). \quad (14)$$

Если $\Phi_0 < \Phi < 0$, то $R > 1$. При этом $\Delta\Phi_n$ имеет иной знак, чем $\Delta\Phi_0$, так как выходы из строя элементов препятствуют, хотя бы частично, излишним действиям из-за технического несовершенства. Об-

разный тому пример — опасная игрушка, поломки которой могут расцениваться только положительно. Подверженность отказам дала выигрыш, переход от

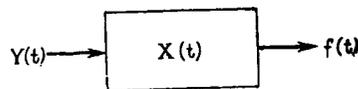


Схема процесса функционирования системы.

абсолютно безотказной системы к реальной не ухудшил, а улучшил эффективность и критерий R , превысив единицу, указывает на явление, которое, по нашему мнению, можно называть «сверхнадежностью». Величина \mathcal{P} при этом лежит в интервале $[0, 1]$, ложно свидетельствуя о снижении эффективности функционирования вследствие ненадежности. Если $\Phi < \Phi_0 < 0$, т. е. излишние действия из-за ненадежности увеличивают и без того вредный эффект, то, как и должно быть, $R < 1$ (14). Но $\mathcal{P} > 1$, ложно указывая на повышение эффекта из-за надежности.

Случаи с $\Phi < 0$ и $\Phi_0 < 0$ имеют не только теоретическое значение. Реальную опасность таких явлений, например, вскрыли исследования надежности и технического совершенства отдельных устройств релейной защиты. Легко представить подобные условия и в иных областях техники.

Зависимость надежности от процесса изменения требований функционирования. Эффективность промышленных, а не особых, систем всегда должна оцениваться за сравнительно большое планируемое время. Это требует учета при раскрытии Φ , Φ_0 и Φ_n смены режимов требований функционирования. Приходится однако встречать меры надежности и эффективности функционирования при представлении их в общем виде без учета отмеченного процесса, что правомерно только во вред ли реальному, в промышленных системах случае с неизменяющимся за расчетное время составом требований. Процесс функционирования системы в момент t можно охарактеризовать рисунком, где $X(t)$ — случайный процесс смены состояний системы, $Y(t)$ — случайный процесс смены режимов требований функционирования системы, $f(t)$ — мгновенная характеристика ее выходного эффекта.

Ограничим рассмотрение случаями, в которых каждый элемент системы в момент t находится в одном из определенных состояний. Тогда совокупность сочетающихся в момент t состояний элементов представляет собой состояние системы и все возможные состояния системы можно пронумеровать. Значением $X(t)$ при этом можно считать номер i состояния системы. Предположим также, что для каждой отдельной функции системы в момент t возможен один из двух режимов на входе — режим с требованием выполнения этой функции и без него. Совокупность сочетающихся в момент t входных режимов по отдельным функциям — режим требований функционирования системы. Значением $Y(t)$ можно считать номер k режима требований. В набор состояний может входить и состояние ремонта или профилактики. Заметим также, что под функцией системы в общем подразумевается не только определенное действие, но и недействие. Еще одно ограничение — предположение, что каждому сочетанию k и i однозначно соответствует значение выходной характеристики f_{ki} , не зависящее от времени.

Способ раскрытия величин по (6)–(11) и физический смысл $f(t)$ определяются характером требований функционирования и действий системы, принятым в модели. Рассмотрим две модели, противоположные по характеру действий, — с длительными и мгновенными действиями.

Выходные эффекты и потери ниже определяются за расчетный интервал времени $[0, t_p]$, как то обычно требуется в промышленных задачах. Представим выходной эффект и потери их математическими ожиданиями.

В модели с длительными действиями предполагается, что в момент времени система ничего не вырабатывает. Для этой модели понятие мгновенного выходного эффекта не имеет смысла, а выходной эффект за время $[0, t_p]$ является интегральной величиной. Мгновенной характеристикой $f(t)$ может быть в этом случае производная функции измерения выработанного к моменту t эффекта. Принимая, что φ_{ki} — среднее значение f_{ki} ; φ_{kii} — среднее значение выходной характеристики $f(t)$ идеализированной системы с предельным эффектом в режиме k ; φ_{k0} — среднее значение $f(t)$ данной системы в режиме k в предположении ее абсолютной безотказности; $\Delta\varphi_{l0} = \varphi_{li} - \varphi_{l0}$ — потери системы в режиме $l \in k$, будь система идеально безотказной по сравнению с системой с предельным выходным эффектом (при $k \neq l$, $\varphi_{kii} - \varphi_{k0} = 0$); $w_k(t)$ — вероятность входного режима k в момент t ; $p_i(t)$ — вероятность состояния i в момент t , запишем:

$$\left. \begin{aligned} \Phi &= \sum_{k \neq i} \varphi_{ki} \int_0^{t_p} w_k(t) p_i(t) dt; \\ \Delta\Phi_0 &= \sum_l \Delta\varphi_{l0} \int_0^{t_p} w_l(t) dt; \\ \Phi_{ii} &= \sum_k \varphi_{kii} \int_0^{t_p} w_k(t) dt. \end{aligned} \right\} (15)$$

Из (9), (7), (12) и (15)

$$E = \sum_{k \neq i} \left(\frac{\varphi_{ki}}{\varphi_{ii}} \right) w_k p_{ki}; \quad (16)$$

$$L_0 = \sum_l \left(\frac{\Delta\varphi_{l0}}{\varphi_{ii}} \right) w_l; \quad (17)$$

$$R = E + L_0. \quad (18)$$

В (16) и (17) w_k и w_l — средние на интервале $[0, t_p]$ вероятности $w_k(t)$ и $w_l(t)$; p_{ki} — средняя на интервале $[0, t_p]$ вероятность сочетания входного режима k с состоянием i ; φ_{ii} — среднее значение φ_{kii} по всем k .

Для расчетов надежности удобнее использовать не R , а критерий ненадежности

$$F = 1 - R = \sum_{k \neq i} \left(\frac{\Delta\varphi_{k0i}}{\varphi_{ii}} \right) w_k p_{ki}, \quad (19)$$

где

$$\Delta\varphi_{k0i} = \varphi_{k0} - \varphi_{ki} \text{ (при } k \neq l, \Delta\varphi_{k0i} = \varphi_{kii} - \varphi_{ki}).$$

В модели с мгновенными действиями и требования функционирования (возмущения) и действия системы считаются мгновенными событиями (за исключением требования недействия при отсутствии возмущений), а выходной эффект изменяется только скачком. При требуемом действии (срабатывании) этот скачок положителен, при нетребуемом — отрицателен.

Эта модель применяется в расчетах надежности релейной защиты и противоаварийной автоматики электрических систем.

Физический смысл величины $f(t)$ в модели с мгновенными действиями иной, чем в модели с длительными действиями. При дискретных действиях под $f(t)$ следует понимать мгновенное конечное приращение выходного эффекта в момент t .

Для этих условий вместо (16)–(19) получим:

$$E = \sum_{k \neq i} \left(\frac{\varphi_{ki}}{\varphi_{ii}} \right) \left(\frac{h_k}{H} \right) p_{ki}; \quad (20)$$

$$L_0 = \sum_l \left(\frac{\Delta\varphi_{l0}}{\varphi_{ii}} \right) \left(\frac{h_k}{H} \right), \quad (21)$$

где h_k — средний на интервале $[0, t_p]$ параметр потока возмущений вида k в управляемом системой объекте; $H = \sum_k h_k$; p_{ki} — средняя на интервале $[0, t_p]$ вероятность того, что возмущение вида k застанет систему в состоянии i , и

$$F = \sum_{k \neq i} \left(\frac{\Delta\varphi_{k0i}}{\varphi_{ii}} \right) \left(\frac{h_k}{H} \right) p_{ki}. \quad (22)$$

Выражения (15)–(22) отражают зависимость критериев E , E_0 и R от параметров процесса смены требований функционирования w_k и h_k . Эта зависимость иногда столь сильна, что практически именно она и определяет выбор решения.

Еще к сопоставлению величин R и \mathcal{P} . Величина R не только более адекватна свойству надежности функционирования, но и часто значительно удобнее для расчета, чем \mathcal{P} . Причина этого, главным образом, в большей доступности учета величины Φ_{ii} , входящей в $F = 1 - R$ по (8), чем величины Φ_0 , требуемой для определения \mathcal{P} или величины

$$1 - \mathcal{P} = \frac{\Delta\Phi_{ii}}{\Phi_0}. \quad (23)$$

Наиболее явно это проявляется при возможности излишних действий, когда Φ_0 содержит члены со знаком минус, что, например, присуще релейной защите. Величина Φ_{ii} , приписываемая идеализированному устройству с предельным выходным эффектом, не может включать в себя отрицательных членов. По указанной причине из (1) не получается столь наглядного и логичного критерия, как (22).

Чтобы проиллюстрировать сказанное, сравним критерий F по (22) и величину $1 - \mathcal{P}$ по (23) для конкретного случая — устройства релейной защиты. Для простоты предположим, что у этого устройства все отказы срабатывания одного вида, все излишние срабатывания также имеют единственный вид и техническое несовершенство проявляется только в излишних срабатываниях, а отказы срабатывания возможны только по ненадежности. Обозначив через h_r и h'_r параметры потоков требований срабатывания и требований несрабатывания, q и w — вероятности невыполнения из-за ненадежности функции при одном требовании срабатывания и требовании несрабатывания соответственно, h_{r0} — параметр потока излишних срабатываний, обуслов-

ленных техническим несовершенством, $Y_{o.c}$ и Y_{II} — средние значения ущербов из-за одного отказа срабатывания и одного излишнего срабатывания соответственно, по (22) запишем:

$$F = q + \left(\frac{h'_T}{h_T} \right) \left(\frac{Y_{II}}{Y_{o.c}} \right) \omega. \quad (24)$$

В (24) учтено, что входящее в (22) выражение $\Phi_{II}H$ можно для данного случая представить как $Y_{o.c}h_T$, поскольку предотвращаемый правильным срабатыванием защиты ущерб равен ущербу из-за ее отказа срабатывания и поскольку Φ_{II} имеет смысл усреднять не по всем возмущениям, а только по требованиям срабатывания (при требованиях несрабатывания изменений выходного эффекта идеализированного устройства не происходит).

По (23)

$$1 - \mathcal{P} = \frac{qh_T Y_{o.c} + \omega h'_T Y_{II}}{h_T Y_{o.c} - h_{II} Y_{II}}. \quad (25)$$

Выражение (24) не только более естественно, чем (25), но и не содержит величины h_{II} , оценка которой проблематична.

Заметим еще, что для узких частных условий из представленных выражений следуют часто применяемые показатели и критерии: из (11) — «функция надежности» $P(t)$, из (16) — (18) — коэффициенты технического использования и готовности, из (18) — «критерий эффективности стрельбы», из (17) или (21) — «критерий среднего риска» и «критерий идеального наблюдателя».

Выводы. 1. Применяемое как мера надежности отношение реального выходного эффекта системы



к ее выходному эффекту при абсолютной безотказности бессодержательно, если нельзя пренебречь потерями, вызванными техническим несовершенством системы.

2. Мерой надежности может служить отношение реального выходного эффекта системы, увеличенного на потери по техническому несовершенству, к предельному для данных условий ее выходному эффекту.

3. Ограничение диапазоном [0, 1] возможных значений выходных эффектов и мер надежности систем при общем виде этих величин обосновательно.

4. Меры надежности систем промышленного назначения в общем случае должны зависеть от параметров внешнего процесса смены требований функционирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дискуссия по статье Э. П. Смирнова. Зависимость надежности релейной защиты от условий эксплуатации и надежности защищаемого элемента.— «Электричество», 1967, № 8, с. 81.—93.
2. Ушаков И. А. Эффективность функционирования сложных систем. В кн.: О надежности сложных технических систем М., «Советское радио», 1966, с. 26—56.
3. Смирнов Э. П. Об одном критерии надежности и его связи с критерием эффективности.— «Стандарты и качество». Надежность и контроль качества, 1969, № 2, с. 43—53.
4. Васильев Б. В. Прогнозирование надежности и эффективности радиоэлектронных устройств. М., «Советское радио», 1970, 334 с.
5. Кузьмин Ф. И. Задачи и методы оптимизации показателей надежности. М., «Советское радио», 1972, 223 с.
6. Акоф Р., Сасиени М. Основы исследования операций. М., «Мир». 1971, 533 с.

[26.6.1972]

УДК 621.313.12.025:537.312.62

Генератор переменного тока мощностью 100 кВт со сверхпроводящим индуктором¹

А. С. ВЕСЕЛОВСКИЙ, В. Ф. ВОРОБЬЕВ, В. Е. КЕЙЛИН, Е. Ю. КЛИМЕНКО,
И. А. КОВАЛЕВ, А. И. МИРОНОВ, С. И. НОВИКОВ, Б. Н. САМОЙЛОВ,
А. М. РУБИНРАУТ, Н. А. ЧЕРНОПЛЕКОВ

Москва

Введение. Одним из перспективных направлений применения сверхпроводящих магнитных систем (СМС) является создание электрических машин со сверхпроводящими обмотками.

У совершенных электрических машин значение электромагнитной индукции в рабочей зоне не превышает 0,9 тл. Сверхпроводящие материалы на основе ниобий-титановых и ниобий-циркониевых сплавов позволяют обеспечить в рабочей зоне индукцию примерно 2—4 тл. В этом случае использование магнитопровода из электротехнической стали становится необязательным. Кроме того, применение сверхпроводящих обмоток возбуждения делает возможным значительное увеличение линейной нагрузки якоря, так как размагничивающее действие обмотки якоря в рабочей зоне становится незначительным.

Эти обстоятельства в принципе позволяют за счет использования сверхпроводящих обмоток существенно (в несколько раз) улучшить весогабаритные показатели электрических машин. Особенно отчетливо видны преимущества таких машин при больших мощностях (более 10 000 кВт), где вклад систем криогенного обеспечения в сложность и весогабаритные характеристики всей установки относительно невелик.

Целью настоящей работы было создание электрического генератора со сверхпроводящим индуктором мощностью 100 кВт для проверки работоспособности и эффективности основных конструктивных узлов². Кроме того, представляло интерес сопоставление экспериментальных данных с результатами расчетов.

Описание конструкции. Индуктор. В качестве индуктора использовалась стабилизированная СМС,

¹ Работа была проведена под научным руководством академика АН СССР А. П. Александрова и академика АН Армянской ССР А. Г. Иосифьяна.

² В работе принимали участие А. Т. Корнилов, В. Я. Левицкая, Л. П. Кондеева, А. В. Суховский, В. Н. Агуреев, Н. В. Разживин, В. А. Дроздов.

изготовленная и испытанная в 1967 г.³ Эта система, состоящая из двух симметричных соленоидов, имеет следующие характеристики: внутренний диаметр 200 мм; наружный диаметр 480 мм; длина каждого из соленоидов 180 мм; расстояние между соленоидами 180 мм; полное число витков 3412; индуктивность 1,35 гн; отношение магнитного поля в центре системы к току 0,0047 тл/а.

Для того чтобы разместить ротор, соленоиды были раздвинуты на 180 мм и опирались на силовую раму из нержавеющей стали.

Криостат. Внутренний диаметр криостата 520 мм, высота около 1300 мм. На рис. 1 представлен схематический разрез криостата. Гелиевый сосуд 1 выполнен из нержавеющей стали и подвешен к верхнему фланцу на трех горловинах — трубах из нержавеющей стали 50×1 мм. В двух трубах размещены токоподводы 3 и диагностические провода, третья горловина предназначена для заполнения криостата жидким гелием. На дне гелиевого сосуда закреплен сверхпроводящий индуктор 4. Наружный корпус 5 выполнен из алюминия. Криостат имеет горизонтальное отверстие для ротора, диаметр отверстия 150 мм. Для упрощения доступа к индуктору все наружные разъемные соединения выполнены на фланцах, а те внутренние швы, которые необходимо врезать при демонтаже, допускают многократное проведение операций сборки и разборки.

Для токовводов 4 использовалась оребренная медная трубка, намотанная в четыре захода на трубу из нержавеющей стали, внутри которой размещались диагностические провода. Наружный диаметр медной трубки 11 мм по ребрам, внутренний — 5 мм, отношение наружной оребренной поверхности к внутренней около 5. Испаряющийся гелий, проходя в зазоре между токовводами и горловиной, обеспечивал хорошее охлаждение токоввода. Гелиевый сосуд 1 окружен медным экраном 6.

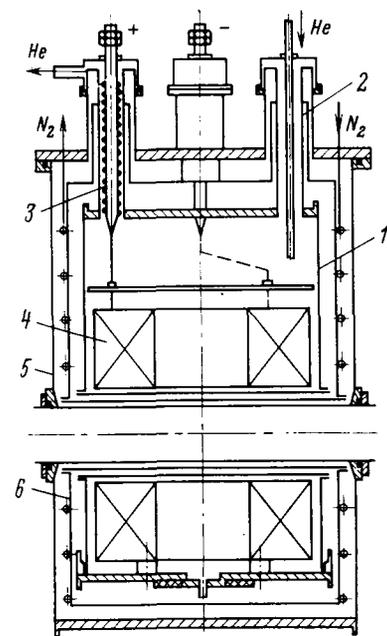


Рис. 1. Схематический разрез криостата.

Экран охлаждается жидким азотом, циркулирующим по трубке диаметром 6×1 мм, припаянной к его цилиндрической поверхности.

На дне гелиевого сосуда в вакуумной полости помещено небольшое количество активированного угля. После откачки теплоизоляции одного пространства криостат с помощью вентиля отсоединялся от вакуумного насоса. Криостат за-

³ Стабильная оптимизированная сверхпроводящая магнитная система. — «Супергенез», 1969, № 26. Авт.: В. Н. Агуреев, В. Е. Кейлин, Е. Ю. Клименко, Б. Н. Самойлов.

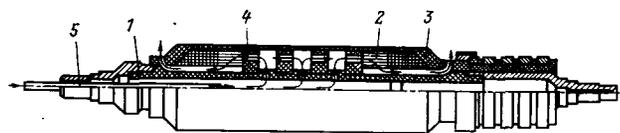


Рис. 2. Якорь генератора.

креплен на общей раме с приводом и подшипниковыми узлами.

Якорь. Устройство якоря. На рис. 2 представлен якорь описываемого генератора. По своей конструкции он отличается от якоря обычных электрических машин. Металлический вал в данном случае неприемлем, так как большое значение магнитной индукции и обусловленный этим высокий уровень концентрации энергии в якоре привел бы к его сильному разогреву. С целью снижения потерь на вихревые токи вал 1, на котором размещена обмотка якоря 2, выполнен из неметаллического материала — стеклотекстолита, соединенного со стальными немагнитными хвостовиками, которые установлены в подшипниковые узлы. Обмотка якоря 2 выполнена из меди. В обычных электрических машинах обмотка помещается в пазы железа якоря. Благодаря экранирующему действию железа медный проводник оказывается в малых полях рассеяния.

В описываемой конструкции проводники находятся в сильном магнитном поле, поэтому для уменьшения вихревых потерь в обмотке якоря последняя выполнена литцентратом прямоугольного сечения 3,8×4,2 мм. Обмотка якоря — трехфазная однослойная многовитковая.

Для крепления обмотки в валу сделаны продольные пазы 4, в которые вставлены распорки из стеклотекстолита. Для прохода охлаждающей среды в каждой распорке сделано по четыре отверстия диаметром 1,5 мм. В отличие от якорей обычных электрических машин изоляция обмотки относительно вала не нужна. Междофазовая изоляция в лобовых частях выполнена из гибкого микалита и стеклолакоткани. После намотки ротор пропитывался лаком и запекался при температуре 130 °С в течение четырех часов. Снаружи ротор имеет бандаж 3, выполненный из стеклотолы. Толщина бандажа 3 мм. Токосъемное устройство обмотки якоря имеет четыре латунных контактных кольца, установленных на текстолитовой втулке.

Система охлаждения обмотки якоря. При разработке неметаллического ротора оказалось необходимым существенно пересмотреть принцип охлаждения обмотки якоря. Обычное воздушное охлаждение в данном случае малоэффективно из-за низкой теплопроводности неметаллического вала. Обмотка якоря охлаждалась азотом, выходящим из криостата после охлаждения экрана. Холодный азот через трубку с вакуумной теплоизоляцией подавался в отверстие на оси вала 5 и через радиальные каналы в теле ротора поступал в продольные прорези. Выходил азот через отверстия на концах вала.

Результаты испытаний. Сверхпроводящая магнитная система. Предварительные испытания. СМС перед ее размещением в криостате генератора была испытана в разборном криостате.

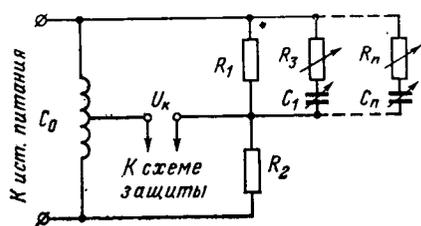


Рис. 3. Мостовая схема обнаружения нормальной зоны в обмотке СМС.

При токе 500 а индукция магнитного поля в центре составляла 2,35 тл, максимальное же значение индукции на обмотке — 2,47 тл. При этом не было зарегистрировано никаких признаков перехода в нормальное состояние.

В предварительных опытах, проделанных еще до раздвижки соленоидов, в центре была достигнута индукция 5,2 тл при токе 620 а, соответствовавшем началу возникновения нормальной участка.

Схема диагностики и защиты. Сверхпроводящая магнитная система была снабжена системой диагностики и защиты, которая обеспечивала обнаружение появления нормального сопротивления и предусматривала две ступени защиты. Первая ступень переводила источник питания в режим вывода тока при возникновении падения напряжения на нормальной фазе не более 2 мв. Вторая ступень отключала источник питания и выводила запасенную энергию на внешнюю активную нагрузку в случае кратковременного возникновения активного напряжения более 20 мв после срабатывания первой ступени защиты.

Для выделения сигнала появления нормальной фазы на фоне пульсаций источников и индуктивной составляющей напряжения, существующей при изменении тока в соленоиде, необходимо было применить схему компенсации. После опробования различных возможных схем компенсации (схема моста, схема с катушками взаимной индуктивности, помещенными в зазоре соленоида или намотанными параллельно обмотке соленоида) наиболее приемлемым и простым был признан метод компенсации с помощью мостовой схемы (рис. 3). Вихревые токи в экране криостата и в стабилизированной шине при изменениях магнитного поля приводят к частотной зависимости схемы компенсации. Эту частотную зависимость удалось уменьшить введением в соответствующие плечи мостовой схемы частотно-зависимых цепочек.

В процессе ввода тока в соленоид схема компенсации регистрирует шумы, связанные с неравномерностью проникновения магнитного поля в сверхпроводящий материал. Так как амплитуды шумов превышают принятые уставки системы защиты, воз-

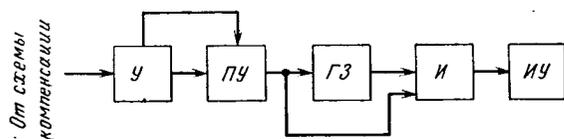


Рис. 4. Блок-схема системы защиты.

У — усилители постоянного напряжения; ПУ — пороговое устройство; ГЗ — генератор задержки; И — схема антисовпадения; ИУ — исполнительное устройство.

никала необходимость принятия специальных мер для исключения ложных срабатываний системы защиты. Необходимость относительно высокой чувствительности и несимметричность шумов исключают возможность применения только частотных фильтров даже при очень медленном введении тока.

Была принята схема с временной задержкой срабатывания защиты на время, равное максимальной длительности шумового сигнала.

Блок-схема системы защиты приведена на рис. 4. Сигнал, поступающий со схемы компенсации, усиливается усилителем постоянного тока (параметры усилителя: коэффициент усиления регулируется в пределах 100—10⁴, приведенный суммарный дрейф 30 мкв, полоса 0—300 гц), и в том случае, если усиленный сигнал превышает уровень уставки, срабатывает пороговое устройство, сигнал с которого запускает генератор задержки и одновременно поступает на схему антисовпадений. В случае исчезновения нормальной зоны генератор задержки возвращается в исходное состояние пороговым устройством, в случае же, если сигнал существует в течение времени более длительного, чем импульс генератора задержки, схема антисовпадений вызывает срабатывание исполнительного устройства, которое в первой ступени защиты уменьшает уставку тока силового регулятора, а во второй вызывает срабатывание размыкателя силовой цепи.

Схема была отлажена на экспериментальном соленоиде, и ее чувствительность к появлению нормальной фазы была доведена до 1 мв на фоне ложных сигналов с амплитудой 100 мв. Она одинаково надежно работала как при иницировании появления нормальной зоны с помощью нагревателя, так и при достижении критического тока.

Криостат. Теплоприток к криостату при отсутствии тока соответствовал 2,5 вт. При токе 400 а теплоприток составлял около 4,5 вт. Эти значения хорошо согласуются с расчетными. Во время работы генератора никакого влияния вибраций на герметичность теплоизоляционного пространства не было обнаружено. Уровень жидкого гелия в криостате надежно измерялся гидростатическим методом. Расход жидкого азота для охлаждения экрана составлял около 2 л/ч. Для охлаждения обмотки якоря расход азота необходимо было увеличить до 4—6 л/ч.

На первой стадии предварительного охлаждения в криостат заливали жидкий азот. После его удаления, откачки и промывки криостата газобразным гелием начинали охлаждение индуктора жидким гелием. Наблюдение за процессом предварительного охлаждения велось с помощью 12-точечного потенциометра, регистрировавшего изменение сопротивления обмоток различных секций по мере их охлаждения.

Рациональный режим охлаждения (подача жидкого гелия в самую нижнюю точку охлаждаемой системы, отсутствие перерывов в подаче жидкого гелия до появления на дне криостата жидкости в количестве, достаточном для охлаждения токовводов испаряющимся гелием во время смены дьюара) позволил охладить значительную массу металла (до 300 кг) за два с половиной часа с затратой всего 70—80 л жидкого гелия.

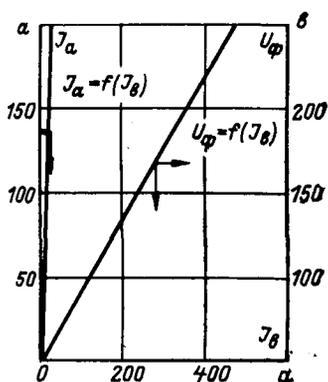


Рис. 5. Характеристики холостого хода и короткого замыкания генератора.

Механические испытания якоря. В описанном генераторе впервые в практике электромашиностроения был использован вал из стеклотекстолита. Этот материал обладает достаточно высокой ме-

ханической прочностью, однако его модуль упругости приблизительно на порядок меньше модуля упругости стали. Это снижает значение первой критической скорости вращения, расчетная величина которой 1 690 об/мин. Поэтому была предусмотрена установка дополнительных демпферных опор. Однако эта мера оказалась излишней. Механические испытания показали, что при критической скорости (практически совпавшей с расчетной⁴) вибрации находились в допустимых пределах. При скорости выше 1 700 об/мин вибрации резко уменьшались и вплоть до 3 000 об/мин оставались в пределах нормы.

Определение основных характеристик генератора. После опробования отдельных элементов генератор был собран на немагнитной опорной плите. Приводом генератора служил тарированный электродвигатель постоянного тока мощностью 100 квт при скорости вращения ротора 3 000 об/мин. Электродвигатель питался от системы мотор — генератор постоянного тока мощностью 70 квт с плавным регулированием выходного напряжения.

Испытуемый генератор работал на активно-индуктивную нагрузку. В качестве активной нагрузки использовались воздушные реостаты. Регулирование индуктивной нагрузки осуществлялось с помощью потенциал-регулятора мощностью 150 кв·а.

После испытаний сверхпроводящего индуктора генератор постепенно разгонялся до максимальной скорости вращения — 3 000 об/мин, при которой были сняты его характеристики холостого хода и короткого замыкания (рис. 5) и внешняя характеристика, т. е. зависимость напряжения обмотки якоря от тока возбуждения (рис. 6).

В отличие от обычных машин с ферромагнитным магнитопроводом генератор имеет прямую характеристику холостого хода. Для испытаний генератора в режиме короткого замыкания требовался малый ток возбуждения. Ток в обмотке якоря был доведен до 280 а. Генератор был испытан в режимах чисто активной и активно-индуктивной нагрузки при различных коэффициентах нагрузки. Активная мощность генератора во время испытаний была ограничена мощностью источника питания электропривода.

Внешние характеристики генератора для активной нагрузки и активно-реактивной нагрузки при

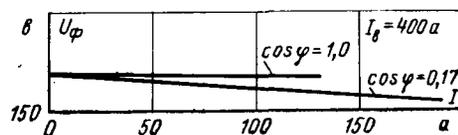


Рис. 6. Внешние характеристики генератора.

$\cos \varphi = 0,17$ представлены на рис. 6. Характеристики были сняты при токе возбуждения $I_b = 400$ а. Как видно из приведенных внешних характеристик, значение напряжения обмотки якоря меняется в узком диапазоне. Это свидетельствует о том, что генератор является малонагруженным. Генератор такого типа при $\cos \varphi = 0,8$ может быть использован без регулятора напряжения.

Испытание системы охлаждения обмотки якоря. Перед испытанием генератора в режиме нагрузки температура обмотки составляла 15°С. После включения генератора в обмотке якоря был установлен ток 50 а. После 15 мин работы без охлаждения ее сопротивление достигло величины, соответствующей средней температуре 170°С, после чего генератор был остановлен. После подачи азота из экрана криостата сопротивление обмотки якоря при токе в нем 200 а соответствовало средней температуре обмотки около —100°С. Плотность тока в обмотке якоря при этом достигла 6,2 а/мм². Суммарный расход жидкого азота на охлаждение экрана криостата и обмотки якоря достигал 4—6 л/ч.

Основные технические данные и векторные диаграммы генератора. На основе результатов проведенных опытов были определены основные параметры генератора:

Активная мощность, квт	90
Кажущаяся мощность, кв·а	105
Коэффициент мощности $\cos \varphi$	0,85
Напряжение, в	300
Ток генератора, а	200
Число полюсов 2 р	2
Скорость вращения, об/мин	3 000
Соединение фаз	Δ
Линейная нагрузка, а/см	1 100
Рабочая индукция, гс	18 000
Плотность тока в обмотке якоря, а/мм ²	6,2
К. п. д., %	98
Магнитный поток, мкс	$5,6 \cdot 10^8$
Первая критическая скорость, об/мин	1 700
Активное сопротивление обмотки якоря при $T = 15^\circ\text{C}$, ом	0,021
Индуктивное сопротивление обмотки якоря, ом	0,058
Диаметр расточки статора, мм	150
Диаметр расточки ротора, мм	140
Активная длина, мм	250
Число пазов якоря	12
Число витков обмотки якоря	20
Сверхпроводящая обмотка возбуждения	
Число витков обмотки возбуждения	3 412
Ток возбуждения, а	550
Внутренний диаметр катушки, мм	200
Наружный диаметр катушки, мм	480
Индуктивность обмотки, гн	1,9
Теплоприток к криостату, вт	2,5

На рис. 7 построены векторные диаграммы генератора для режимов активной и индуктивной нагрузки. Особенность испытанного генератора за-

⁴ Механический расчет якоря выполнили Э. Л. Позняк, Б. Б. Райхлина.

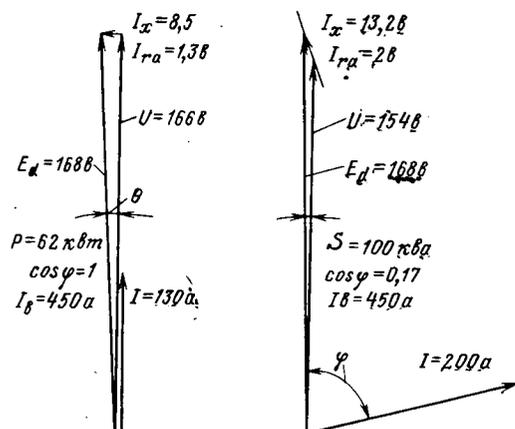


Рис. 7. Векторные диаграммы генератора.

ключается в том, что он обладает малым внутренним сопротивлением и, следовательно, малым значением угла θ между э. д. с. E и напряжением U . Эта особенность объясняется практически незамет-

ным влиянием магнитного поля, создаваемого якорем, на поле сверхпроводящего индуктора.

В результате работы испытана конструкция генератора со сверхпроводящей обмоткой возбуждения. Определены магнитные, тепловые и электрические характеристики генератора. Получены опытные значения основных параметров генератора. Сравнение опытных и расчетных значений позволило уточнить методику расчета генератора.

Проведенная работа подтвердила практическую возможность создания электрических машин со сверхпроводящей обмоткой возбуждения, по конструкции близких к описанной.

Недостаток конструкции генератора с неподвижной сверхпроводящей обмоткой возбуждения заключается в необходимости скользящего контакта для передачи тока с вращающегося якоря. Поэтому мощность машины подобной конструкции будет ограничена несколькими десятками мегаватт.

Машины с неподвижным сверхпроводящим индуктором можно использовать в качестве генераторов и электродвигателей переменного и постоянного тока.

[28.6.1972]



УДК 621.771:621.078

Об автоматическом регулировании натяжения полосы при тонколистовой прокатке на реверсивных станах

М. Л. ПРУДКОВ

Днепропетровск

Натяжение полосы при тонколистовой прокатке — один из основных технологических факторов, определяющих качество холоднокатаного листа. Возникающие по различным причинам изменения натяжения приводят к изменению давления металла на валки в зоне деформации и к соответствующему изменению показателей качества листа — продольной и поперечной разнотолщинности, формы поверхности и др. Стабилизация натяжения приводит к частичной стабилизации и показателей качества. Полностью стабилизировать показатели качества листа только стабилизацией натяжения не удается из-за нестабильности остальных и особенно неуправляемых технологических факторов процесса прокатки: толщины и механических свойств подката, условий смазки, охлаждения валков и др. Поэтому для повышения качества листа широко используется также регулирование натяжения, компенсирующее нестабильность других факторов.

Компенсирующее воздействие натяжением целесообразно в тех режимах, где оно эффективнее воздействий перемещением валков, скоростью прокатки либо другими управляемыми факторами [Л. 1].

Часто при тонколистовой реверсивной прокатке

(рис. 1) регулирующее воздействие натяжением эффективнее других воздействий в последних пропусках, т. е. при тонкой и «наклепаной» полосе. Если при этом оно используется для регулирования показателей качества листа, то в первых пропусках натяжение необходимо стабилизировать с некоторой, вполне определенной степенью точности. Это относится, безусловно, и к тем режимам прокатки, где регулирующее воздействие натяжением не используется для регулирования качества листа ни в одном из пропусков.

В статье в общем виде формулируются требования к точности стабилизации натяжения на основании требований к качеству листа и анализируются эффективность различных способов регулирования натяжения, подчиненных задаче автоматического регулирования одного из показателей качества (чаще всего толщины) прокатываемого на реверсивном стане листа. Если при этом учесть, что переднее и заднее натяжения полосы реверсивного стана являются функцией скоростей валков клетки и моталок и создаются соответственно за счет тягового усилия электропривода наматывающей моталки и тормозного усилия электропривода разматывающей моталки, то, очевидно, рассматриваемые вопросы относятся к аспекту синтеза оптимальных систем автоматического регулирования электроприводов моталок.

Стабилизация натяжения. Итак, обобщенный вектор качества листа $\vec{\Delta H}$ в n -мерном пространстве

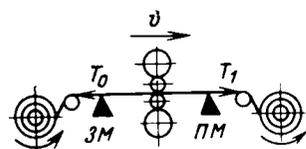


Рис. 1. Схема тонколистовой прокатки на реверсивном стане.

ПМ, ЗМ — передний и задний измерители толщины проката (для одного из пропусков); v — скорость прокатки; T_1 , T_0 — натяжения полосы (переднее и заднее).

показателей качества является функцией технологических факторов процесса прокатки и входных параметров полосы:

$$\vec{\Delta H} = f(H, T_0, T_1, v, S, \dots), \quad (1)$$

где H — толщина полосы на входе в валки клетки; T_0, T_1 — заднее и переднее натяжения; v — скорость прокатки; S — раствор между валками и т. д.

В основу требований к стабилизации натяжений положим допуски одного из основных показателей качества — продольной разнотолщинности готового проката Δh , предполагая натяжения стабилизируемыми во всех пропусках. На основе равенства (1) и теории чувствительности запишем следующее уравнение разнотолщинности для одного из пропусков реверсивной прокатки:

$$\Delta h = \left(\frac{\partial h}{\partial H}\right)_0 \Delta H + \left(\frac{\partial h}{\partial S}\right)_0 \Delta S + \left(\frac{\partial h}{\partial T_0}\right)_0 \Delta T_0 + \left(\frac{\partial h}{\partial T_1}\right)_0 \Delta T_1 + \left(\frac{\partial h}{\partial v}\right)_0 \Delta v + \Delta h_\Phi, \quad (2)$$

где $\Delta H, \Delta S, \Delta T_0, \Delta T_1, \Delta v$ — отклонения при прокатке входной толщины полосы и технологических факторов.

Частные производные

$$\left(\frac{\partial h}{\partial H}\right)_0 = K_{hH}; \quad \left(\frac{\partial h}{\partial S}\right)_0 = K_{hS}; \quad \left(\frac{\partial h}{\partial T_0}\right)_0 = K_{hT_0}; \\ \left(\frac{\partial h}{\partial T_1}\right)_0 = K_{hT_1}; \quad \left(\frac{\partial h}{\partial v}\right)_0 = K_{hv}$$

являются коэффициентами чувствительности толщины полосы на выходе из клетки к отклонениям соответственно входной толщины, раствора между валками, заднего, переднего натяжений и скорости прокатки при нулевых отклонениях факторов.

Величина Δh_Φ учитывает результирующее влияние на выходную толщину таких неуправляемых и произвольно меняющихся технологических факторов, как предел текучести металла, температура валков, коэффициент внешнего трения в зоне деформации и др.

Изменения (флуктуации) величин $\Delta T_0, \Delta T_1, \Delta v$ и Δh_Φ во времени носят случайный стационарный характер с нулевым математическим ожиданием. Величина ΔH подката является чаще всего суммой двух составляющих: нестационарной ΔH_n и стационарной ΔH_c . Первая из них медленно изменяется во времени и обусловлена главным образом изменением температуры полосы вследствие ее охлаждения при горячей прокатке. Вторая составляющая, относительно быстро изменяющаяся во времени, обусловлена главным образом колебаниями предела текучести металла по длине полосы и эксцентриситетом валков стана горячей прокатки.

Влияние составляющей ΔH_n устраняется системой регулирования толщины, которая, предполагая, воздействует на положение валков ΔS_p , т. е.

$$K_{hH} \Delta H_n(t) \approx -K_{hS} \Delta S_p(t). \quad (3)$$

Влияние составляющей ΔH_c полностью устранить не удастся из-за инерционности системы регулирования толщины, транспортного запаздывания при измерении толщины и других причин. Частичной же компенсацией влияния ΔH_c регулиро-

ванием раствора между валками будем пренебрегать, понимая, что это приведет к некоторому завышению требований к стабилизации интересующих нас факторов.

Существенное влияние на разнотолщинность листа (особенно у многовалковых станков) оказывает эксцентриситет валков, который вызывает колебания раствора между валками ΔS_Φ . Из-за неравенства фаз колебаний отдельных валков величину ΔS_Φ можно также считать случайной стационарной функцией с нулевым математическим ожиданием.

Учитывая вероятностный характер колебаний при прокатке технологических факторов, меру качества готового листа будем оценивать величиной среднего квадратического отклонения толщины его в продольном направлении и потребуем, чтобы эта величина не превышала допустимой разнотолщинности. Для этого, основываясь на теории вероятностей [Л. 2] и учитывая, что:

воздействия $\Delta H_c(t), \Delta T_0(t), \Delta T_1(t), \Delta v(t), \Delta S_\Phi(t)$ и $\Delta h_\Phi(t)$ слабо взаимно зависимы;

дисперсия отклонения $\Delta S_\Phi(t)$, а также при оснащении станков системами контроля и регулирования дисперсии $\Delta T_0(t), \Delta T_1(t), \Delta v(t)$ и $\Delta h_\Phi(t)$ не изменяются от пропуска к пропуску и, кроме того, дисперсии отклонений $\Delta T_0(t)$ и $\Delta T_1(t)$ равны между собой;

прокатка производится в n пропусков, для каждого из пропусков реверсивной прокатки на основе уравнения (2) с учетом равенства (3) запишем следующие уравнения:

для 1-го пропуска

$$D_{h1} = K_{hH1}^2 D_{Hc} + (K_{hT_01}^2 + K_{hT_11}^2) D_T + K_{hv1}^2 D_v + K_{hS1}^2 D_S + D_{\Delta h_\Phi};$$

для 2-го пропуска

$$D_{h2} = K_{hH2}^2 D_{h1} + (K_{hT_02}^2 + K_{hT_12}^2) D_T + K_{hv2}^2 D_v + K_{hS2}^2 D_S + D_{\Delta h_\Phi};$$

для q -го пропуска

$$D_{hq} = K_{hHq}^2 D_{hq-1} + (K_{hT_0q}^2 + K_{hT_1q}^2) D_T + K_{hvq}^2 D_v + K_{hSq}^2 D_S + D_{\Delta h_\Phi};$$

для n -го пропуска

$$D_{hn} = K_{hHn}^2 D_{hn-1} + (K_{hT_0n}^2 + K_{hT_1n}^2) D_T + K_{hvn}^2 D_v + K_{hSn}^2 D_S + D_{\Delta h_\Phi}.$$

Здесь

$$D_{hq} = M[\Delta h_q^2(t)]; \quad D_{Hc} = M[\Delta H_c^2(t)];$$

$$D_T = M[\Delta T^2(t)]; \quad D_v = M[\Delta v^2(t)]; \quad D_S = M[\Delta S_\Phi^2(t)];$$

$$D_{\Delta h_\Phi} = M[\Delta h_\Phi^2(t)]$$

— дисперсии соответственно отклонения Δh в q -м пропуске и факторов $\Delta H_c(t), \Delta T(t), \Delta v(t), \Delta S_\Phi(t)$ и $\Delta h_\Phi(t)$; M — символ математического ожидания.

В (4) пренебрегается, как было указано, частичным снижением по пропускам дисперсий D_{Hc}, D_{h1}, \dots

..., D_{h_n} за счет регулирования толщины. Изменением положения валков.

Чтобы среднее квадратическое отклонение толщины готовой полосы Δh_n не превосходило допустимой разнотолщинности Δh_n , т. е.

$$\overline{\Delta h_n} = \sqrt{D_{h_n}} \leq \Delta h_n, \quad (5)$$

необходимо обеспечить соблюдение неравенства (6), которое получено совместным решением уравнений (4) и неравенства (5):

$$\frac{\overline{\Delta T}}{T} \leq \frac{1}{T} \sqrt{\frac{\Delta h_n^2 - (AD_{H_c} + ED_v + FD_S + GD_{\Delta h_\Phi})}{B+C}}, \quad (6)$$

где $\overline{\Delta T} = \sqrt{D_T}$; T — текущее значение натяжения;

$$A = \prod_{p=1}^n K_{hHP}^2; \quad B = K_{hTn}^2 + \sum_{q=1}^{n-1} K_{hTq}^2 \prod_{p=q+1}^n K_{hHP}^2;$$

$$C = K_{hTn}^2 + \sum_{q=1}^{n-1} K_{hTq}^2 \prod_{p=q+1}^n K_{hHP}^2;$$

$$E = K_{hvn}^2 + \sum_{q=1}^{n-1} K_{hvq}^2 \prod_{p=q+1}^n K_{hHP}^2;$$

$$F = K_{hSn}^2 + \sum_{q=1}^{n-1} K_{hSq}^2 \prod_{p=q+1}^n K_{hHP}^2; \quad G = 1 + \sum_{q=1}^{n-1} \prod_{p=q+1}^n K_{hHP}^2.$$

Неравенство (6) определяет в общем виде допустимые отклонения натяжений при тонколистовой прокатке на реверсивном стане.

Подставляя в (6) значения коэффициентов чувствительности конкретных станов, легко построить для определенных значений D_{H_c} , D_S , Δh_n и $D_{\Delta h_\Phi}$ поле допусков $\overline{\Delta T}/T$ и $\overline{\Delta v}/v$, которое может быть положено в основу выбора или разработки соответствующей системы автоматической стабилизации натяжения и скорости прокатки.

В таблице приведены одна из конкретных схем тонколистовой реверсивной прокатки на 20-валковом стане 400 и расчетные значения коэффициентов чувствительности, вычисленные по методике [Л. 1].

На рис. 2 для указанной схемы прокатки и в соответствии с выражением (6) построено поле допусков для натяжений и скорости, ограниченное кривой 1 с нулевыми дисперсиями D_S и $D_{\Delta h_\Phi}$. Каждая точка поля ниже кривой 1 соответствует определенным дисперсиям D_S и $D_{\Delta h_\Phi}$.

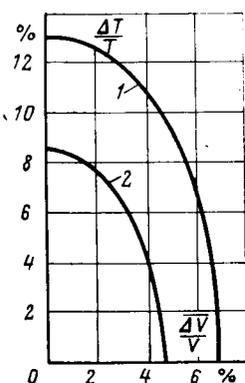


Рис. 2. Поле допустимых отклонений натяжения и скорости прокатки на 20-валковом стане 400 (см. таблицу). $D_{H_c} = 10^{-4} \text{ мм}^2$; $\Delta h_n = 5 \cdot 10^{-3} \text{ мм}$; $T = 10,2 \text{ кн}$; $v = 5 \text{ м/сек}$.

Рис. 2. Поле допустимых отклонений натяжения и скорости прокатки на 20-валковом стане 400 (см. таблицу). $D_{H_c} = 10^{-4} \text{ мм}^2$; $\Delta h_n = 5 \cdot 10^{-3} \text{ мм}$; $T = 10,2 \text{ кн}$; $v = 5 \text{ м/сек}$.

1 — предельная кривая допусков с D_S и $D_{\Delta h_\Phi} = 0$;
2 — кривая допусков с $D_S = 4 \cdot 10^{-6} \text{ мм}^2$ и $D_{\Delta h_\Phi} = 0,25 \cdot 10^{-6} \text{ мм}^2$.

Регулировка натяжения. Выбору воздействия на натяжение для регулирования толщины должны предшествовать оценки эффективности такого воздействия. В качестве одной из оценок сравнительной эффективности регулирования толщины в q -м пропуске, например задним натяжением и перемещением валков, может быть принято отношение:

$$\mathcal{E}_c = K_{hTq} \Delta T_{0mq} / K_{hSq} \Delta S_{mq},$$

где ΔT_{0mq} и ΔS_{mq} — максимально допустимые в q -м пропуске изменения заднего натяжения и перемещения валков.

Величина ΔT_{0mq} ограничивается сверху мощностью электропривода моталки, прочностью ее конструкции или прочностью полосы, а снизу — ухудшением формы поверхности полосы (появлением коробоватости, волнистости кромок и т. д.). Чаще всего ΔT_{0mq} не должно выходить за пределы, определяемые из выражения: $|\Delta T_{0mq}/T_q| \leq 0,3$, где T_q — требуемая схемой прокатки величина натяжения в q -м пропуске. Величина ΔS_{mq} может быть определена из равенства:

$$\Delta S_{mq} = (P_m - P_q) / c_k,$$

где P_q и P_m — давления металла на валки соответственно в q -м пропуске и максимально допустимое из условия прочности клетки (является характеристикой стана); c_k — коэффициент жесткости клетки, кн/мм .

Если учесть, что у рассматриваемого в таблице стана $P_m = 350 \text{ кн}$, легко убедиться в том, что у этого стана в большинстве пропусков по оценке \mathcal{E}_c регулирование толщины перемещением валков более эффективно, чем изменением заднего натяжения. Оценка \mathcal{E}_c , однако, не учитывает динамических характеристик сравниваемых способов регулирования толщины и может использоваться в основном для выявления целесообразного регулирующего воздействия при низкочастотных, но больших по амплитуде отклонениях толщины. Для учета быстродействия систем в [Л. 3] предложена оценка эффективности регулирования толщины по длине полосы, проходящей за время отработки (компенсации) детерминированного ступенчатого возмущения.

При вероятностном характере отклонений технологических факторов эффективность систем удобно оценивать по величине снижения среднего квадратического отклонения толщины на выходе из клетки. Эти оценки, которые условно назовем \mathcal{E}_d , могут быть положены в основу выбора рационального способа регулирования толщины при сравнительно низких по амплитуде, но высокочастотных отклонениях регулируемого параметра.

Для использования оценок эффективности \mathcal{E}_d систем регулирования толщины натяжением (САРТ-Н) проанализируем динамические показатели широко распространенных в промышленности косвенных и прямых систем регулирования натяжения полосы на моталках тонколистовых станов (САРН), которые в составе САРТ-Н подчинены регулятору толщины.

Косвенные способы предусматривают регулирование электромагнитного момента (тока) электропривода моталки, пропорционального без учета потерь моменту от натяжения при намотке, прямые

же способы — регулирование непосредственно натяжения полосы. В последнем случае датчиками главных обратных связей служат специальные измерители натяжения. Очевидно, статическая точность косвенных способов ниже, чем прямых, хотя первые и проще в исполнении.

При быстродействующем регулировании момента электропривода динамика косвенных САРН заднего натяжения может быть охарактеризована на основе следующих линеаризованных операторных уравнений в приращениях (пренебрегается влиянием переднего натяжения) [Л. 4]:

$$\Delta m(p) + R\Delta T_o(p) = p\Delta v_p(p) J/R; \quad (7a)$$

$$\Delta T_o(p)(p\tau_n + 1) = k_n[\Delta v_k(p)(1 + s_0) - \Delta v_p(p)\delta]. \quad (7б)$$

Уравнение (7a) описывает динамику электропривода моталки, а уравнение (7б) — динамику упруго-механической системы «моталка — прокатываемая полоса — валки клетки».

В (7a) и (7б) обозначено: Δm , Δv_p , Δv_k — приращения момента электропривода разматывающей моталки, окружных скоростей рулона и валков клетки; R , J — радиус и момент инерции разматывающей моталки с электроприводом; $\tau_n = L/\psi E v_k$; $k_n = Q/\psi v_k$; $\delta = H/h$; L — длина упруго-деформированной полосы на участке размотки; s_0 — опережение металла при прокатке без натяжения; ψ — коэффициент пропорциональности между опережением и удельным натяжением [Л. 1]; E , Q — модуль упругости и сечение разматываемой полосы; p — оператор.

Из (7a) и (7б) следует, что косвенные САРН при быстродействующем регулировании момента электропривода моталки и установившейся прокатке ($\Delta v_k = 0$) представляют собой звенья второго порядка с передаточной функцией:

$$W_n(p) = - \frac{R\Delta T_o(p)}{\Delta m(p)} = \frac{1}{(p/\omega_y)^2 + 2\xi_n p/\omega_y + 1}, \quad (8)$$

где $\omega_y = R\sqrt{\delta c/J}$ — частота собственных упругих колебаний системы «разматывающая моталка — упругодеформированная полоса»; $\xi_n = \psi E v_k / 2L\omega_y$ — относительный коэффициент демпфирования колебаний этой системы; $c = EQ/L$ — жесткость разматываемой полосы.

Отметим, что коэффициент демпфирования колебаний ξ_n увеличивается пропорционально скорости прокатки v_k и зависит в сильной степени от коэффициента пропорциональности между опережением металла и натяжением ψ (различным обжатиям при холодной прокатке стальных полос соответствуют значения $\psi E = 10 \div 100$).

Учитывая, что у моталок тонколистовых станов частота ω_y изменяется в пределах 10—100 1/сек, можно с хорошим приближением представить передаточную функцию косвенной САРН участка размотки в упрощенном виде:

$$W_n(p) \approx \frac{1}{p \frac{\psi J}{R^2 \delta Q} v_k + 1}. \quad (8a)$$

Таким образом, косвенные САРН квазиэквивалентны по динамическим свойствам аperiodическому звену, постоянная времени (инерционность) ко-

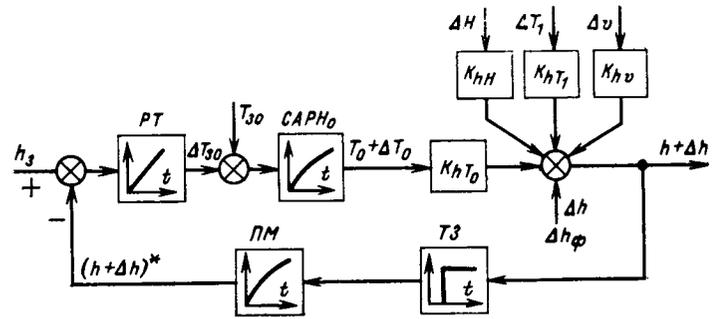


Рис. 3. Структурная схема системы автоматического регулирования толщины задним натяжением (САРН-Н).

РТ — регулятор толщины; САРН₀ — подчиненная система автоматического регулирования заднего натяжения; ТЗ — транспортное запаздывание при измерении толщины; T₃₀, \Delta T₃₀ — управляющие воздействия САРН₀.

торого пропорциональна скорости прокатки и зависит, кроме того, от упруго-механических параметров стана. В связи с широким диапазоном значений параметров ψ , J , R , Q , δ у различных станов и в различных режимах прокатки абсолютные значения постоянных времени систем различаются также весьма значительно: в одних случаях они определяются только инерционностью регулирования момента электропривода моталки и не превышают сотых долей секунды, в других — упруго-механическими свойствами стана и могут достигать нескольких секунд.

В отличие от косвенных прямые САРН, как показано в [Л. 4], выполнимы с практически не зависящими от скорости и упруго-механических свойств стана динамическими характеристиками (достигается это самонастройкой регуляторов при последовательной коррекции либо параллельной коррекцией систем). Их быстродействие может быть весьма высоким (при построении из быстродействующих элементов) и в основном выше, чем косвенных.

Предварительный анализ динамических показателей косвенных и прямых САРН позволяет обратиться к оценкам \mathcal{E}_d эффективности САРН-Н, выполняемых на базе САРН.

Рассмотрим структурную схему аналоговой САРН-Н реверсивного стана с подчиненной САРН заднего натяжения и получившим наибольшее распространение прямым измерением толщины проката (рис. 3). Поскольку измерители толщины устанавливаются на некотором расстоянии от валков, в состав САРН-Н входят и элементы с зависящим от скорости прокатки транспортным запаздыванием.

Для повышения точности систем со звеньями чистого запаздывания весьма эффективно, как показано в [Л. 3], применение интегрального регулятора. Там же показано, что динамические свойства таких систем квазиэквивалентны свойствам аstaticеских систем типа 1—2 (т. е. имеющих дополнительное аperiodическое звено в контуре регулирования) при коэффициенте демпфирования последних $\xi \geq \sqrt{2}/2$ и при равенстве времени чистого запаздывания постоянной времени аperiodического звена. В этих случаях звенья чистого запаздывания практически без погрешности могут быть представлены своим первым приближением — аperiodическим звеном.

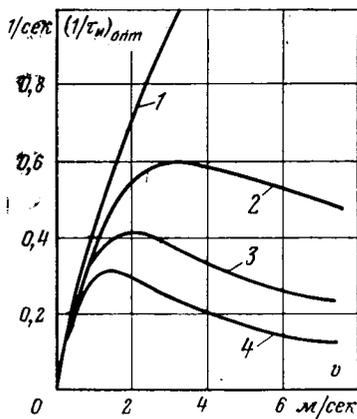


Рис. 4. Графики оптимального коэффициента усиления разомкнутого интегрального контура регулирования толщины натяжением в функции скорости прокатки

$(1/\tau_n)_{\text{опт}} = 1/2(\tau_{\text{сартн}} + L_M/v_K + \tau_M)$ при $L_M = 1$ м и $\tau_M = 0,2$ сек.
1, 2, 3, 4 — соответствуют $\tau_{\text{сартн}} = 0; 0,1v_K; 0,25v_K; 0,5v_K$ сек.

где τ_{ai} — постоянная времени i -го из n апериодических звеньев в контуре 1—2—...— n ; τ_a — постоянная времени апериодического звена в контуре 1—2.

В рассматриваемом контуре регулирования толщины

$$\sum \tau_{ai} = \tau_M + \tau_{\text{сартн}} + t_3,$$

где τ_M и $\tau_{\text{сартн}}$ — постоянные времена измерителя толщины и САРН; $t_3 = L_M/v_K$ — время транспортно-запаздывания; L_M — расстояние от валков до измерителя толщины.

Отметим, что для выполнения в контуре регулирования толщины условия (9а), соответствующего при знаке равенства оптимальному демпфированию $\xi_T = \sqrt{2}/2$ [Л. 5], необходима самонастройка регулятора

толщины, поскольку величина $\sum \tau_{ai}$ меняется с изменением скорости прокатки, а при косвенных САРН — и с изменением упруго-механических свойств стана.

На рис. 4 приведены графики оптимального коэффициента усиления разомкнутого контура регулирования толщины $(1/\tau_n)_{\text{опт}}$ в функции скорости прокатки для различных $\tau_{\text{сартн}}$ (применительно к упруго-механическим свойствам 20-валкового стана 400). Графики показывают, что оптимизация динамических характеристик систем

Как видно из рис. 3, в контуре регулирования толщины, помимо звена чистого (транспортного) запаздывания, имеются также апериодические звенья: САРН и измеритель толщины, так что контур соответствует системе 1—2—3—4.

Известно [Л. 5], что контуры 1—2—...— n и 1—2 квазиэквивалентны по динамическим свойствам, если

$$\tau_n \geq 2 \sum_{i=1}^n \tau_{ai}; \quad (9a)$$

$$\sum_{i=1}^n \tau_{ai} = \tau_a, \quad (9b)$$

где τ_n — равные по величине постоянные интегрирования конту-

регулирования толщины натяжением при использовании косвенных САРН требует существенного усложнения САРТ-Н.

Для оценки эффективности линейной системы регулирования толщины при вероятностном характере возмущений удобно, как указывалось, использование выражения:

$$\mathcal{E}_{д1} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |W_T(j\omega)|^2 G_T(\omega) d\omega, \quad (10)$$

которое соответствует относительному снижению среднего квадрата разнотолщинности проката благодаря регулированию толщины.

В (10)

$$W_T(j\omega) = \frac{j\omega\tau_n(j\omega\sum\tau_{ai} + 1)}{j\omega\tau_n(j\omega\sum\tau_{ai} + 1) + 1} \quad (11)$$

— частотная характеристика замкнутого линейризованного контура регулирования толщины по возмущающему воздействию, справедливая при выполнении условия (9а); $G_T(\omega)$ — нормированная спектральная плотность возмущений со стороны технологических факторов, часто имеющая вид:

$$G_T(\omega) = \frac{2\alpha}{\alpha^2 + \omega^2}, \quad (12)$$

где α — математическое ожидание частоты возмущений, которое зависит от скорости прокатки и достигает на реверсивных станах 0,2—0,3 1/сек.

Подставив в (10) выражения (11), (12) и вычислив интеграл, получим:

$$\mathcal{E}_{д1} = \frac{\frac{\tau_n}{\sum\tau_{ai}} (1 + \alpha\sum\tau_{ai}) + 1}{\frac{\tau_n}{\sum\tau_{ai}} (1 + \alpha\sum\tau_{ai}) + \frac{1}{\alpha\sum\tau_{ai}}}. \quad (10a)$$

По (10а) на рис. 5 построены обобщенные графики $\mathcal{E}_{д1} = f(\alpha\sum\tau_{ai})$ для различных отношений $\tau_n/\sum\tau_{ai}$. Из графиков следует, что эффективность систем регулирования толщины ухудшается с ростом произведения $\alpha\sum\tau_{ai}$ и отношения $\tau_n/\sum\tau_{ai}$. В этом еще одно подтверждение важности повышения быстродействия контура регулирования толщины, а следовательно, и использования прямых САРН.

Сравним эффективность $\mathcal{E}_{д}$ систем регулирования толщины натяжением и перемещением валков (САРТ-В).

Системы САРТ-В имеют структуру, подобную рис. 3. Вместо САРН контур регулирования толщины содержит подчиненную систему регулирования скорости привода перемещения валков (САРС), интегрирующим элементом является сам исполнительный механизм, вследствие чего регулятор толщины выполняется пропорциональным, а объект регулирования имеет передаточный коэффициент K_{hs} . При увеличении скорости прокатки для поддержания неизменными отношения $\tau_n/\sum\tau_{ai}$ и соответственно динамических свойств систем должен возрастать коэффициент усиления регулятора толщины. Это, как показано в [Л. 3], ведет к увеличению и, очевидно, достижению предела скорости перемещения валков в процессе обработки тех же отклонений толщины. При достижении предельной скорости перемещения валков САРТ-В выходит из линейной зоны.

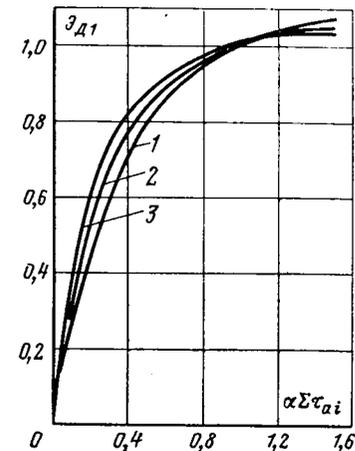


Рис. 5. Графики относительного снижения среднего квадрата отклонений толщины проката при вероятностном характере возмущений в САРТ. 1, 2, 3 — соответствуют отношениям $\tau_n/\sum\tau_{ai} = 2; 3; 4$.

Номер про- пуска	Толщина, мм		Натяжение, кН		Скорость прокатки, м/сек	Давление на валки, кН	Коэффициенты чувствительности				
	H	h	T ₀	T ₁			K _{hS} , мм/мм	K _{hH} , мм/мм	K _{hT₀} · 10 ⁻⁴ , мм/кН	K _{hT₁} · 10 ⁻⁴ , мм/кН	K _{hσ} , мм, м/с.к
1	0,35	0,21	15,8	18,5	5	220	0,4	0,56	20	2,3	0,010
2	0,21	0,14	18,5	13,6	7,5	344	0,233	0,83	13,4	10,2	0,0056
3	0,14	0,10	13,6	10,2	7,5	281	0,155	0,9	9,9	8,75	0,0035
4	0,10	0,08	10,2	8,15	5	230	0,107	0,915	6,8	6,3	0,0021

Примечание. Ширина ленты 300 мм; диаметр рабочих валков 20 мм; коэффициент жесткости клетки c_к = 700 кН/мм.

В линейной зоне, т. е. при низких скоростях прокатки, эффективность САРТ-В может быть оценена также на основе выражения (10а). При этом сравнительная эффективность САРТ-В и САРТ-Н зависит от величин Στ_{ai}, т. е. от быстродействия САРС и САРН. В последнее время широко внедряется быстродействующий гидропривод перемещения валков, существенно повышающий эффективность САРТ-В.

В нелинейной зоне оценки эффективности САРТ-В на основе вероятностных методов весьма сложны, поэтому воспользуемся оценкой [Л. 3] по длине полосы l_{отр}, прокатываемой за время отработки детерминированного ступенчатого отклонения толщины.

Если в линейной зоне САРТ-Н и САРТ-В [Л. 3]:

$$l_{отр}^N \approx v_k \sum \tau_{ai} \left(1 + \frac{\tau_n}{\Sigma \tau_{ai}} \right) \quad (13)$$

и не зависит от возмущения, то при выходе в нелинейную зону САРТ-В легко показать, что

$$l_{отр}^H \approx v_k \sum \tau_{ai} \left\{ 1 + \frac{\tau_n}{\Sigma \tau_{ai}} \left[K_{hS} \left(\frac{\Delta h}{K_{hS} \tau_n v_{в.м}} - 1 \right) + 1 \right] \right\} \quad (14)$$

и зависит от величины отклонения толщины Δh, а также от максимальной скорости его отработки механизмом перемещения валков v_{в.м}.

На рис. 6 по (13) и (14) построены обобщенные графики сравнительной эффективности l_{отр}^H/l_{отр}^N = f(v_{в.тр}/v_{в.м}) для различных K_{hS} в предположении равных значений у обеих систем величин Στ_{ai} и τ_n/Στ_{ai}. Величина v_{в.тр} = Δh/K_{hS}τ_n соответствует скорости перемещения валков, требуемой для отработки возмущения Δh в линейной системе.

Приложение. Оценим сравнительную эффективность регулирования толщины тончайшей ленты задним натяжением и перемещением валков в последнем пропуске на 20-валковом стане 400 (см. таблицу).

Используем оценку:

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_c &= K_{hT_0} \Delta T_{ом4} / K_{hS} \Delta S_{м4} = K_{hT_0} \cdot 0,3 T_{04} / K_{hS} (P_m - P_n) / c_k = \\ &= 6,8 \cdot 10^{-4} \cdot 0,3 \cdot 10,2 / 0,107 (350 - 230) / 700 = 0,113. \end{aligned}$$

Таким образом, по оценке Э_с в последнем пропуске регулирование толщины перемещением валков эффективнее регулирования задним натяжением почти в 9 раз.

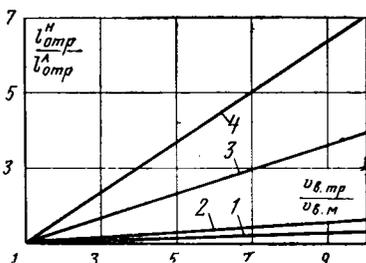


Рис. 6. Графики увеличения в нелинейной САРТ-В по отношению к линейной длине полосы, проходящей за время отработки ступенчатого отклонения толщины (τ_n/Στ_{ai} = 2).

1, 2, 3, 4 — соответствуют K_{hS} = 0,05; 0,1; 0,5; 1,0.

Оценим то же, но с помощью оценок Э_д. Поскольку стан оснащен гидроприводом перемещения валков и прямыми измерителями натяжения, можно считать равным быстродействию САРС и САРН, а следовательно, равными у обеих систем величины Στ_{ai} и τ_n/Στ_{ai}.

Так как v_{в.м} = 0,01 мм/сек и при максимальной скорости прокатки τ_n = 0,5 сек, то уже отработка отклонений толщины Δh > 0,5 · 10⁻³ мм в системе САРТ-В требует скорости перемещения валков, превышающей предельную. Вполне реальными для рассматриваемых условий прокатки тончайшей ленты являются отклонения толщины сверх допуска Δh ≈ 2 · 10⁻³ мм. При этом v_{в.тр}/v_{в.м} ≈ 4, а из графиков рис. 6 — l_{отр}^H/l_{отр}^N ≈ 1,2.

Учитывая, что в последнем пропуске отклонения толщины ленты Δh < 2,08 · 10⁻³ мм могут быть скомпенсированы допустимым изменением заднего натяжения, в указанных случаях регулирование толщины задним натяжением эффективнее по оценке Э_д регулирования перемещением валков на 20%.

Выводы. 1. При тонколистовой прокатке на реверсивном стане для получения кондиционного листа необходимы стабилизация или регулирование (с целью регулирования показателей качества) натяжения полосы участков «клеть—моталка». В первом случае требования к точности стабилизации могут быть определены на основе выражения (6).

2. При оценке эффективности регулирования показателей качества прокатываемой полосы натяжением или другими технологическими факторами следует учитывать не только статические, но и динамические характеристики соответствующих способов регулирования.

3. Использование в системах регулирования толщины (одного из основных показателей качества листа) прямого регулирования натяжения существенно улучшает динамические характеристики систем и их эффективность. Кроме того, это упрощает (сравнительно с косвенным регулированием натяжения) оптимизацию динамических свойств систем регулирования толщины.

При высокочастотных и низкоамплитудных возмущениях регулирование толщины натяжением часто эффективнее регулирования положением валков из-за ограниченности (по условиям первоначальной установки) предельной скорости перемещения валков.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дружинин Н. Н. Непрерывные станы как объект автоматизации. М., «Металлургия», 1967.
2. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М., «Наука», 1969.
3. Дралюк Б. Н., Синайский Г. В. Системы автоматического регулирования объектов с транспортным запаздыванием. М., «Энергия», 1969.
4. Прудков М. Л. Об инвариантных и автономных системах автоматического регулирования натяжений и скорости тонколистовой прокатки на реверсивном стане. — «Электричество», 1970, № 12.
5. Kessler C. Ein Beitrag zur Theorie mehrschleifiger Regelungen. — «Regelungstechnik», 1960, № 8.

К расчету вентильного электропривода при периодической и пульсирующей нагрузках

Ш. М. МАРГОЛИН, Л. А. МЕДНИКОВ

Москва

Класс промышленных электроприводов, работающих в квазистационарном режиме при периодической и пульсирующей нагрузках, весьма широк. К нему относятся главные электроприводы и электроприводы вспомогательных механизмов прокатных станков, электроприводы кристаллизаторов и тянущих клетей установок непрерывной разливки стали, кузнечно-прессовых машин, кантователей и ножниц для металла, станков-качалок, вибрационных и подъемно-качающихся столов и т. д. Для многих из перечисленных механизмов в настоящее время применяются схемы вентильного электропривода с подчиненным регулированием параметров.

Вызванные возмущениями со стороны нагрузки значительные пульсации скорости электропривода обычно недопустимы по условиям ведения технологического процесса. Например, колебания скорости движения слитка на установках непрерывной разливки стали приводят к ухудшению качества металла [Л. 1]. В тех случаях, когда требуется поддержание скорости вращения двигателя с высокой точностью, обычно используют двукратно-интегрирующую систему подчиненного регулирования, обладающую астатизмом при возмущении как по заданию, так и по нагрузке [Л. 2 и 3]. Однако, как показывает анализ, для механизмов с периодической и пульсирующей нагрузкой такой выбор не всегда оправдан и может вести к увеличению колебаний скорости в сравнении с однократно-интегрирующей системой.

В статье проведено сравнение пульсаций тока и скорости вентильного электропривода в системах подчиненного регулирования с астатизмом 1 и 2-го порядков, определены области оптимальных частот гармоник возмущающего момента для каждой из этих систем, даны рекомендации по настройке регуляторов скорости. Приведена методика расчета мощности двигателя, работающего с периодической или пульсирующей нагрузкой в системе подчиненного регулирования.

Структурная схема двухконтурной системы с регулятором скорости и подчиненным ему регулятором тока приведена на рис. 1. Влияние периодической и пульсирующей нагрузки на скорость двигателя определяется передаточной функцией системы для скорости по возмущению. Для одно- и двукрат-

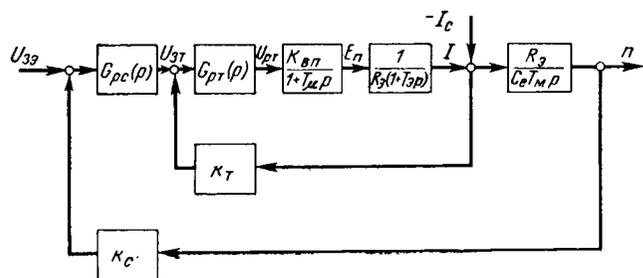


Рис. 1. Структурная схема вентильного электропривода с двухконтурной системой подчиненного регулирования.

но-интегрирующих систем эти передаточные функции соответственно равны:

$$G_{1n}(p) = \frac{\Delta n_1(p)}{I_c(p)} = \frac{2T_\tau}{T_m} \frac{(1 + T_\tau p) R_2}{(1 + 2T_\tau p + 2T_\tau^2 p^2) C_e}; \quad (1)$$

$$G_{2n}(p) = \frac{\Delta n_2(p)}{I_c(p)} = \frac{2T_\tau}{T_m} \frac{4T_\tau p (1 + T_\tau p) R_2}{(1 + 2T_\tau p) (1 + 2T_\tau p + 4T_\tau^2 p^2) C_e}. \quad (2)$$

(Обратной связью по э. д. с. двигателя пренебрегаем, так как контур регулирования тока обладает необходимым быстродействием, особенно при $T_m/T_\tau \geq 1,5-2$.)

Поскольку методика расчета пульсаций скорости и тока двигателя в разомкнутой системе известна [Л. 4], удобно определять их значения в замкнутой системе подчиненного регулирования в относительных единицах, используя в качестве базовых величин амплитудные значения гармоник скорости и тока двигателя, работающего в разомкнутой системе с соответствующей пульсирующей нагрузкой на валу. Так, для отклонения скорости можно записать:

$$\frac{\Delta n(p)}{\Delta n_x(p)} = \frac{G_n(p)}{G_x(p)}, \quad (3)$$

где передаточная функция двигателя по нагрузке при условии $T_\tau \ll T_m$

$$G_x(p) = \frac{\Delta n_x(p)}{I_c(p)} = \frac{R_2}{(1 + T_m p) C_e},$$

что почти всегда справедливо для промышленных электроприводов при питании от сети большой мощности. В этом случае изображения относительных отклонений скорости для одно- и двукратно-интегрирующих систем соответственно равны:

$$\frac{\Delta n_1(p)}{\Delta n_x(p)} = \frac{2T_\tau}{T_m} \frac{(1 + T_\tau p) (1 + T_m p)}{1 + 2T_\tau p + 2T_\tau^2 p^2}; \quad (4)$$

$$\frac{\Delta n_2(p)}{\Delta n_x(p)} = \frac{2T_\tau}{T_m} \frac{4T_\tau p (1 + T_\tau p) (1 + T_m p)}{(1 + 2T_\tau p) (1 + 2T_\tau p + 4T_\tau^2 p^2)}. \quad (5)$$

Модули этих отношений характеризуют соотношение между амплитудами пульсаций скорости в указанных замкнутых системах регулирования и амплитудой пульсаций скорости двигателя, питающегося от сети в разомкнутой системе

$$v_1 = \left| \frac{\Delta n_1(p)}{\Delta n_x(p)} \right| = \frac{2T_\tau}{T_m} \frac{\sqrt{(1 + T_\tau^2 \Omega^2) (1 + T_m^2 \Omega^2)}}{\sqrt{1 + 4T_\tau^4 \Omega^4}}; \quad (6)$$

$$v_2 = \left| \frac{\Delta n_2(p)}{\Delta n_x(p)} \right| = \frac{2T_\tau}{T_m} \frac{4T_\tau \Omega \sqrt{(1 + T_\tau^2 \Omega^2) (1 + T_m^2 \Omega^2)}}{\sqrt{1 + 64T_\tau^6 \Omega^6}}. \quad (7)$$

В соответствии с этими выражениями на рис. 2 построено семейство универсальных характеристик для определения в относительных единицах амплитудных значений гармоник скорости в функции

угловой частоты колебаний нагрузки для различных соотношений между электромеханической постоянной времени T_m и постоянной времени интегрирования контура тока T_T (для удобства принят логарифмический масштаб).

Для расчета гармоник тока якоря используем передаточные функции для тока по возмущению. Для одно- и двукратно-интегрирующих систем имеем соответственно:

$$G_{1I}(p) = \frac{I_1(p)}{I_c(p)} = \frac{1}{2T_T p (1 + T_T p) + 1}; \quad (8)$$

$$G_{2I}(p) = \frac{I_2(p)}{I_c(p)} = \frac{1 + 4T_T p}{(1 + 2T_T p)(1 + 2T_T p + 4T_T^2 p^2)}. \quad (9)$$

Отношение пульсаций тока в замкнутой и разомкнутой системе

$$\frac{I(p)}{I_x(p)} = \frac{G_I(p)}{G_{дI}(p)},$$

где $G_{дI}(p) = \frac{I_x(p)}{I_c(p)} = \frac{1}{1 + T_m p}$ — передаточная функция для тока двигателя по нагрузке.

Изображения токов в двух рассматриваемых системах регулирования в принятых относительных единицах равны:

$$\frac{I_1(p)}{I_x(p)} = \frac{G_{1I}(p)}{G_{дI}(p)} = \frac{1 + T_m p}{2T_T p (1 + T_T p) + 1}, \quad (10)$$

$$\frac{I_2(p)}{I_x(p)} = \frac{G_{2I}(p)}{G_{дI}(p)} = \frac{(1 + 4T_T p)(1 + T_m p)}{(1 + 2T_T p)(1 + 2T_T p + 4T_T^2 p^2)}. \quad (11)$$

Отношения между амплитудами токов в двух системах подчиненного регулирования и амплитудой тока двигателя, работающего с пульсирующей нагрузкой в разомкнутой системе, равны:

$$\alpha_1 = \left| \frac{I_1(p)}{I_x(p)} \right| = \frac{\sqrt{1 + T_m^2 \Omega^2}}{\sqrt{1 + 4T_T^2 \Omega^4}}; \quad (12)$$

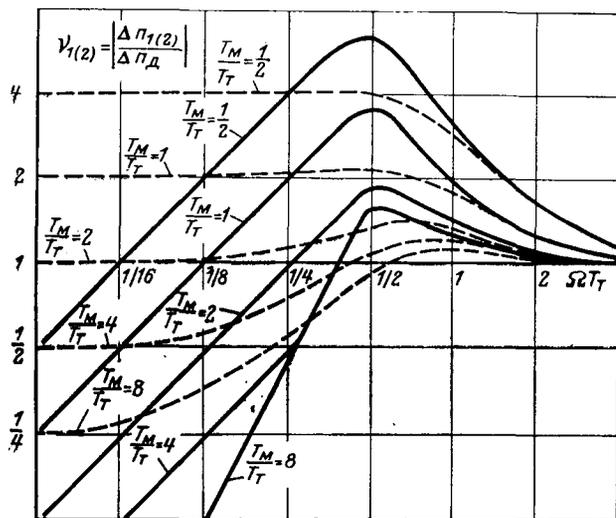


Рис. 2. Зависимости относительных значений пульсаций скорости от частоты возмущения и соотношения постоянных времени. — — — в двукратно-интегрирующей системе; - - - - в однократно-интегрирующей системе.

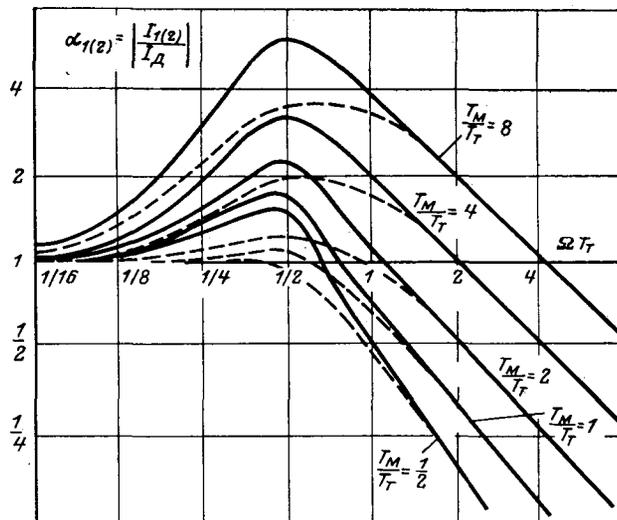


Рис. 3. Зависимости относительных значений пульсаций тока от частоты возмущения и соотношения постоянных времени. — — — в двукратно-интегрирующей системе; - - - - в однократно-интегрирующей системе.

$$\alpha_2 = \left| \frac{I_2(p)}{I_x(p)} \right| = \frac{\sqrt{1 + 16T_T^2 \Omega^2} \sqrt{1 + T_m^2 \Omega^2}}{\sqrt{1 + 64T_T^4 \Omega^6}}. \quad (13)$$

Семейство универсальных характеристик для нахождения относительных значений пульсаций тока в функции частоты возмущения для разных значений T_m/T_T приведено на рис. 3.

Проанализируем характеристики рис. 2 и 3.

При больших частотах, значительно превышающих частоту среза системы, отклонения скорости в замкнутой и разомкнутой системах равны, так как система обладает ограниченной полосой пропускания. При низких частотах ($\Omega \leq 1/16T_T$) токи в замкнутой и разомкнутой системах равны. При угловой частоте $\Omega = 1/2T_T$, равной частоте среза системы, колебания скорости и тока максимальны. Для двукратно-интегрирующей системы характеристики имеют резонансный характер. Особенно сильно увеличиваются колебания скорости в замкнутой системе при $T_m/T_T < 2$. Амплитуды тока резко возрастают при $T_m/T_T \geq 2$. Эффективное уменьшение тока начинается с ростом частоты в зоне $\Omega \geq 1/T_T$ для $T_m/T_T < 2$, при $\Omega \geq 2/T_T$ для $2 \leq T_m/T_T \leq 4$ и при $\Omega \geq 4/T_T$ для $T_m/T_T \geq 8$.

В расчете системы регулирования постоянную времени интегрирования контура тока T_T следует выбирать таким образом, чтобы диапазон частот нагрузки лежал вне резонансной области. Так как уменьшение величины T_T , определяющейся быстродействием вентиляного преобразователя и наличием фильтров, не представляется возможным, при расчете регулятора скорости можно, сохранив настройку контура тока по «Betrag — оптимуму», задать повышенным значением T_T таким образом, чтобы диапазон частот нагрузки при $T_m/T_T \geq 2$ лежал правее точки $\Omega = 1/T_T$. Тогда $T_T = 1/\Omega$ и постоянная времени интегрирования регулятора скорости должна быть принята равной:

$$T_{и} = 4T_T = 4/\Omega, \quad (14)$$

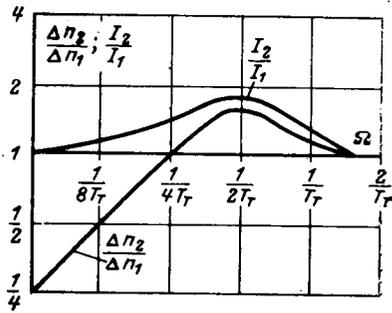


Рис. 4. Зависимости соотношений амплитуд гармоник скорости и тока в двукратно- и однократно-интегрирующих системах от частоты пульсации нагрузки.

а коэффициент усиления этого регулятора

$$k = \frac{T_m \Omega C_e R_{3T} k_T}{2 R_T k_c R_a} \quad (15)$$

Здесь k_T — коэффициент передачи обратной связи по току; k_c — коэффициент передачи обратной связи по скорости; R_a — эквивалентное сопротивление якорной цепи; R_{3T} — входное сопротивление регулятора тока по каналу задания; R_T — входное сопротивление регулятора тока по каналу обратной связи по току.

При $T_m/T_T < 2$ следует принимать $T_T = 2/\Omega$.

Для сопоставления двукратно-интегрирующей и однократно-интегрирующей систем регулирования найдем отношение амплитуд колебаний скорости и тока в этих системах:

$$\left| \frac{\Delta n_2(p)}{\Delta n_1(p)} \right| = \left| \frac{G_{2n}(p)}{G_{1n}(p)} \right| = \frac{4T_T \Omega \sqrt{1 + 4T_T^4 \Omega^4}}{\sqrt{1 + 64T_T^6 \Omega^6}}; \quad (16)$$

$$\left| \frac{I_2(p)}{I_1(p)} \right| = \left| \frac{G_{2I}(p)}{G_{1I}(p)} \right| = \frac{\sqrt{1 + 16T_T^2 \Omega^2} \sqrt{1 + 4T_T^4 \Omega^4}}{\sqrt{1 + 64T_T^6 \Omega^6}}. \quad (17)$$

Графически эти зависимости изображены на рис. 4 в функции Ω . Очевидно, что применение двукратно-интегрирующей системы целесообразно лишь при возмущениях с частотами $\Omega \leq 1/4 T_T$. Для всех частот нагрузки колебания тока в двукратно-интегрирующей системе больше, чем в однократно-интегрирующей.

Перейдем к расчету эквивалентного по нагреву момента двигателя при периодической нагрузке в системе подчиненного регулирования. При этом считаем, что в квазистационарном режиме регуляторы скорости и тока ненасыщены и система линейна, т. е. справедлив принцип наложения.

Если в разомкнутой системе при пульсирующем моменте на валу с постоянной составляющей M_{II} и амплитудой гармонической составляющей M_a эквивалентный момент равен:

$$M_{э.р} = \sqrt{M_{II}^2 + \frac{M_a^2}{2}}, \quad (18)$$

то в замкнутой системе в большинстве приводов он увеличивается и может быть найден по формуле:

$$M_{э.з} = \sqrt{M_{II}^2 + \frac{\alpha_{I(II)}^2 M_a^2}{2}}, \quad (19)$$

где

$$\alpha_{I(II)} = \left| \frac{I_1(z)(p)}{I_2(p)} \right|.$$

Для резонансной частоты нагрузки графики $\alpha_{I(II)} = f\left(\frac{T_m}{T_T}\right)$ построены на рис. 5.

Если график момента является периодической функцией времени с периодом T , то его можно разложить в ряд Фурье:

$$M_c = M_{II} + \sum_{k=1}^{\infty} \sqrt{M_{Ak}^2 + M_{Bk}^2} \sin\left(\frac{2k\pi}{T}t + \varphi_k\right), \quad (20)$$

где

$$M_{II} = \frac{1}{T} \int_0^T M_c(t) dt;$$

$$M_{Ak} = \frac{2}{T} \int_0^T M_c(t) \cos \frac{2k\pi}{T} t dt;$$

$$M_{Bk} = \frac{2}{T} \int_0^T M_c(t) \sin \frac{2k\pi}{T} t dt;$$

$$\varphi_k = \arctg \frac{M_{Ak}}{M_{Bk}}.$$

Амплитуда k -й гармоники момента на валу

$$M_{Bk} = \sqrt{M_{Ak}^2 + M_{Bk}^2}. \quad (21)$$

Максимальный момент двигателя в разомкнутой системе

$$M_{д \max} = M_{II} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{M_{Bk}}{\sqrt{1 + T_m^2 \Omega_k^2}}. \quad (22)$$

Амплитуда k -й гармоники момента двигателя

$$M_{ak} = \frac{M_{Bk}}{\sqrt{1 + T_m^2 \Omega_k^2}} \quad (23)$$

и эквивалентный момент двигателя в разомкнутой системе

$$M_{э.д} = \sqrt{M_{II}^2 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{M_{ak}^2}{2}}. \quad (24)$$

Если электродвигатель с периодическим моментом нагрузки имеет замкнутую систему регулирования, то эквивалентный момент

$$M_{э.з} = \sqrt{M_{II}^2 + \sum_{k=1}^{\infty} \alpha_k^2 \frac{M_{ak}^2}{2}}, \quad (25)$$

где α_k — коэффициент, определяемый по кривым рис. 3 и 5 для каждой гармоники момента.

Преобразуем это выражение:

$$M_{э.з} = M_{II} \sqrt{1 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi_k^2}{2} \alpha_k^2}, \quad (26)$$

где

$$\xi_k = \frac{M_{Bk}}{M_{II}}.$$

Переходя к относительным единицам, принятым в данной статье, получим:

$$\mu = \frac{M_{\text{э.з}}}{M_{\text{э.д}}} = \frac{\sqrt{1 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi_k^2}{2} \alpha_k^2}}{\sqrt{1 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi_k^2}{2}}} \quad (27)$$

Пример. Электропривод работает с циклической ударной нагрузкой (момент M_p , длительность периода T , время включения равно времени паузы). В этом случае

$$M_{\text{п}} = \frac{M_p}{2}; \quad M_{A_k} = 0; \quad M_{B_k} = -\frac{M_p}{k\pi} (1 - \cos k\pi).$$

Момент статический

$$M_0 = \frac{M_p}{2} - \frac{2M_p}{\pi} \left(\sin \frac{2\pi t}{T} + \frac{1}{3} \sin \frac{6\pi t}{T} + \dots \right) \quad (28)$$

Момент, развиваемый двигателем,

$$M_{\text{д}} = \frac{M_p}{2} \left[\frac{2M_p}{\pi} \frac{\sin \frac{2\pi}{T} t}{\sqrt{1 + T_m^2 \left(\frac{2\pi}{T}\right)^2}} + \frac{2M_p}{3\pi} \frac{\sin \frac{6\pi}{T} t}{\sqrt{1 + T_m^2 \left(\frac{6\pi}{T}\right)^2}} + \frac{2M_p}{5\pi} \frac{\sin \frac{10\pi}{T} t}{\sqrt{1 + T_m^2 \left(\frac{10\pi}{T}\right)^2}} + \dots \right] \quad (29)$$

Найдем коэффициенты ξ_k :

$$\xi_1 = \frac{2M_p}{\frac{M_p}{2} \pi \sqrt{1 + T_m^2 \left(\frac{2\pi}{T}\right)^2}} = \frac{4}{\pi \sqrt{1 + T_m^2 \left(\frac{2\pi}{T}\right)^2}}; \quad (30)$$

$$\xi_3 = \frac{4}{3\pi \sqrt{1 + T_m^2 \left(\frac{6\pi}{T}\right)^2}}; \quad (31)$$

$$\xi_5 = \frac{4}{5\pi \sqrt{1 + T_m^2 \left(\frac{10\pi}{T}\right)^2}} \quad (32)$$

Рассмотрим конкретный случай, когда частота 1-й гармоники равна резонансной ($\Omega_1 = \frac{1}{2T_{\text{т}}}$), а $T_m = 4T_{\text{т}}$. В этом случае период изменения нагрузки равен $T = 2\pi \cdot 2T_{\text{т}} = 4\pi T_{\text{т}}$ и $\Omega_3 = \frac{3}{2T_{\text{т}}}$; $\Omega_5 = \frac{5}{2T_{\text{т}}}$.

Из (30) — (32) находим: $\xi_1 = 0,57$; $\xi_3 = 0,067$ и $\xi_5 = 0,025$. По кривым рис. 3 и 5 определяем:

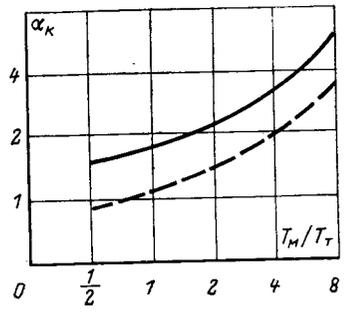
а) для $\Omega_1 = \frac{1}{2T_{\text{т}}}$ и $T_m = 4T_{\text{т}}$ — $\alpha_1 = 3,6$;

б) для $\Omega_3 = \frac{3}{2T_{\text{т}}}$ и $T_m = 4T_{\text{т}}$ — $\alpha_3 = 1,4$;

в) для $\Omega_5 = \frac{5}{2T_{\text{т}}}$ и $T_m = 4T_{\text{т}}$ — $\alpha_5 = 0,85$.

Рис. 5. Зависимости относительных значений пульсаций тока при резонансной частоте от соотношения $T_m/T_{\text{т}}$.

— в двукратно-интегрирующей системе;
- - - в однократно-интегрирующей системе.



Подставляя найденные значения ξ и α в (27), получаем отношение эквивалентных моментов в замкнутой и разомкнутой системах:

$$\frac{M_{\text{э.з}}}{M_{\text{э.д}}} = \frac{\sqrt{1 + \frac{\xi_1^2}{2} \alpha_1^2 + \frac{\xi_3^2}{2} \alpha_3^2 + \frac{\xi_5^2}{2} \alpha_5^2 + \dots}}{\sqrt{1 + \frac{\xi_1^2}{2} + \frac{\xi_3^2}{2} + \frac{\xi_5^2}{2} + \dots}} = 1,63.$$

Таким образом, эквивалентный момент двигателя в замкнутой системе при циклической ударной нагрузке с периодом $4\pi T_{\text{т}}$ существенно превышает эквивалентный момент в разомкнутой системе, что необходимо учитывать при выборе двигателя и преобразователя.

Выводы. 1. При разработке систем вентиляльного электропривода с подчиненным регулированием параметров для механизмов с пульсирующей или периодической нагрузкой необходимо выбирать структуру регулятора скорости в зависимости от угловой частоты колебаний нагрузки.

При $\Omega > \frac{1}{4T_{\text{т}}}$ следует применять пропорциональный регулятор скорости, а при $0 < \Omega < \frac{1}{4T_{\text{т}}}$ — пропорционально-интегральный.

2. Для уменьшения пульсаций скорости в двукратно-интегрирующей системе необходимо настраивать регулятор скорости не из условия симметричного оптимума, а исходя из требования минимизации $\Delta\omega$. При этом коэффициент усиления и постоянная времени интегрирования регулятора принимаются равными:

$$k = \frac{T_m \Omega C_e R_{\text{э.т}} k_{\text{т}}}{2R_{\text{т}} k_c R_{\text{э}}}, \quad T_{\text{и}} = \frac{4}{\Omega}.$$

3. При расчете мощности двигателя и преобразователя необходимо учитывать возможность увеличения пульсаций тока в замкнутой системе, особенно заметное в диапазоне угловых частот колебаний нагрузки $\frac{1}{4T_{\text{т}}} < \Omega < 2T_{\text{т}}$. Этот эффект может приводить к росту эквивалентного тока в 1,5 и более раз.

4. Результаты анализа могут быть использованы для построения адаптивных систем с самонастройкой структуры регулятора скорости.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Марголин Ш. М. Системы автоматизированного электропривода установок непрерывной разливки стали.— В кн.: Автоматизированный электропривод в народном хозяйстве. М., «Энергия», 1971. т. 3.
- Неймарк В. Е. и др. Синтез быстродействующих систем управления вентиляльным электроприводом.— «Электричество», 1967. № 4.
- Лебедев Е. Д. и др. Управление вентиляльными электроприводами постоянного тока. М., «Энергия», 1970.
- Марголин Ш. М., Медников Л. А. Расчет мощности электропривода с пульсирующей нагрузкой.— Сб. «Электротехническая промышленность». «Электропривод», 1971, № 5.

Анализ сельсинной трансформаторной схемы с квадратурной обмоткой

Канд. техн. наук Р. К. ПАМФИЛОВ

Московский авиационный технологический институт

В аналоговых следящих системах переменного тока применяют трансформаторные измерительные устройства, состоящие из датчика и приемника индукционного типа, и с целью уменьшения угловых погрешностей замыкают накоротко квадратурную обмотку датчика [Л. 1 и 2].

Для теории и практики построения трансформаторных схем важно рассмотреть влияние параметров замкнутой квадратурной обмотки датчика или приемника на условия принципиально безошибочного функционирования однокаскадных схем.

Однокаскадная трансформаторная измерительная схема с замкнутой квадратурной обмоткой и нагруженной (замкнутой) выходной обмоткой приемника при трех, соединенных в звезду, обмотках синхронизации ($n=3$) приведена на рис. 1. На схеме обозначено: I, II — датчик и приемник; a, b, c, t, k — обмотки элементов; U — напряжение питания; $\bar{U}_{\text{вых}}$ — выходное напряжение схемы; Θ_I, Θ_{II} — геометрические углы поворота роторов датчика и приемника.

Аналогичная схема с двумя обмотками синхронизации ($n=2$) отличается от приведенной на рис. 1

тем, что вместо трех обмоток a, b, c имеется две взаимно перпендикулярных обмотки aa и bb .

Полный граф, отражающий исходные уравнения трансформаторных схем, приведен на рис. 2, где обозначено:

I — токи или вершины графа (при $n=3$ токи контурные);

A, B, C, D, E, F — передачи ветвей графа, равные для $n=3$ *

$$\left. \begin{aligned} A_2 &= \frac{z^b - j(x^{ab} - x^{ac} + x^{bc})}{z^{bc} - j2x^{bc}}; & B_6 &= \frac{j(x_{II}^{bk} - x_{II}^{ck})}{z_{II}^k}; \\ E_6 &= -\frac{jx_{II}^{tk}}{z_{II}^k}; & A_3 &= \frac{j(x_1^{at} - x_1^{bt})}{z_1^t}; \\ C_1 &= -\frac{j(x_1^{at} - x_1^{bt})}{z^{ab} - j2x^{ab}}; & F_1 &= \frac{j(x_{II}^{ak} - x_{II}^{bk})}{z^{ab} - j2x^{ab}}; \\ A_4 &= \frac{j(x_1^{ak} - x_1^{tk})}{z_1^k}; & C_2 &= -\frac{j(x_1^{bt} - x_1^{ct})}{z^{bc} - j2x^{bc}}; \\ F_2 &= \frac{j(x_{II}^{bk} - x_{II}^{ck})}{z^{bc} - j2x^{bc}}; & A_5 &= \frac{j(x_{II}^{at} - x_{II}^{bt})}{z_{II}^t}; \\ C_4 &= -\frac{jx_1^{tk}}{z_1^k}; & F_5 &= -\frac{jx_{II}^{tk}}{z_{II}^t}; & A_6 &= \frac{j(x_{II}^{ak} - x_{II}^{bk})}{z_{II}^k}; \\ D_1 &= -\frac{j(x_1^{ak} - x_1^{bk})}{z^{ab} - j2x^{ab}}; & B_1 &= \frac{z^b - j(x^{ab} - x^{ac} + x^{bc})}{z^{ab} - j2x^{ab}}; \\ D_2 &= -\frac{j(x_1^{bk} - x_1^{ck})}{z^{bc} - j2x^{bc}}; & B_3 &= -\frac{j(x_1^{bt} - x_1^{ct})}{z_1^t}; \\ D_3 &= -\frac{jx_1^{tk}}{z_1^k}; & B_4 &= -\frac{j(x_1^{bk} - x_1^{ck})}{z_1^k}; \\ E_1 &= \frac{j(x_{II}^{at} - x_{II}^{bt})}{z^{ab} - j2x^{ab}}; & B_5 &= \frac{j(x_{II}^{at} - x_{II}^{bt})}{z_{II}^t}; \\ E_2 &= \frac{j(x_{II}^{bt} - x_{II}^{ct})}{z^{bc} - j2x^{bc}}; \end{aligned} \right\} (1)$$

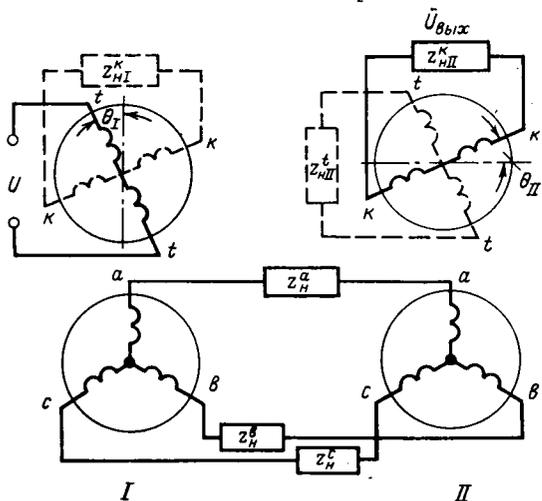


Рис. 1.

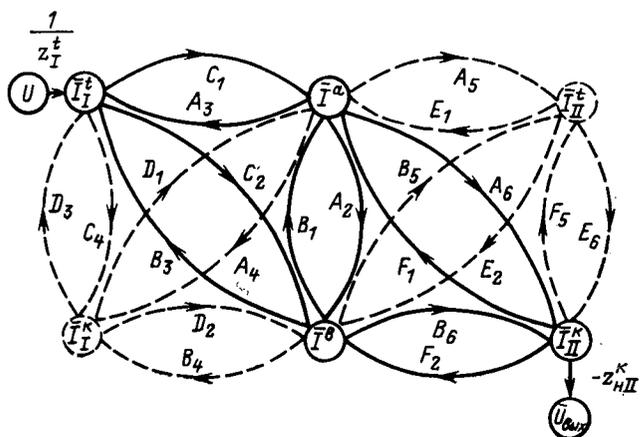


Рис. 2.

jx — сопротивления взаимной индукции двух обмоток; z^a, z^b, z^c — полные сопротивления цепей синхронизации ($z = z'_I + z'_{II} + z_H$); z' — сопротивление собственно обмотки; z_H — сопротивление нагрузки; z^t, z^k — сопротивления взаимно перпендикулярных обмоток t и k .

На рис. 2 пунктиром обозначены вершины и ветви при замкнутых квадратурных обмотках.

Коэффициент передачи графа T_U , связывающий \bar{U} с выходным напряжением $\bar{U}_{\text{вых}}$,

$$T_U = \frac{\bar{U}_{\text{вых}}}{\bar{U}} = \frac{\Delta_{\text{вых}}}{\Delta} \quad (2)$$

найден по правилу некасающихся контуров метода графов [Л. 3].

* Передачи ветвей графа для $n=2$ можно получить, положив равными нулю все сопротивления обмотки c .

Необходимые для исследования условия принципиально безошибочного функционирования алгебраические дополнения $\Delta_{\text{ВЫХ}}$ представим суммой:

$$\Delta_{\text{ВЫХ}} = z\Delta' + \Delta'', \quad (3)$$

где z — сопротивление квадратурной обмотки k датчика I или обмотки t приемника II; Δ' и Δ'' — члены, не зависящие от z .

Для схемы датчика при $n=3$ с квадратурной обмоткой $k(I)$:

$$\left. \begin{aligned} \Delta' &= z^a (a''_1 + a'''_1 - a_4) + z^b (a'_1 + a'''_1 - a_3) + \\ &+ z^c (a'_1 + a''_1 - a_2) - jx^{ab} (2a'''_1 + a_2 - a_3 - a_4) - \\ &- jx^{ac} (2a''_1 - a_2 + a_3 - a_4) - \\ &- jx^{bc} (2a'_1 - a_2 - a_3 + a_4); \\ \Delta'' &= - (b_1 - b_2 + b_3) (b_4 - b_5 + b_6) - \\ &- jx_1^{tk} [z^a (b''_7 + b'''_7 - b_{10}) + z^b (b'_7 + b'''_7 - b_9) + \\ &+ z^c (b'_1 + b''_1 - b_8) - jx^{ab} (2b'''_7 + b_8 - b_9 - \\ &- b_{10}) - jx^{ac} (2b''_7 - b_8 - b_9 - b_{10}) - \\ &- jx^{bc} (2b'_7 - b_8 - b_9 + b_{10})]. \end{aligned} \right\} (4)$$

Здесь

$$\left. \begin{aligned} a'_1 &= x_1^{at} x_{II}^{ak}, \quad a''_1 = x_1^{bt} x_{II}^{bk}, \quad a'''_1 = x_1^{ct} x_{II}^{ck}; \\ a_2 &= x_1^{at} x_{II}^{bk} + x_1^{bt} x_{II}^{ak}, \quad a_3 = x_1^{at} x_{II}^{ck} + x_1^{ct} x_{II}^{ak}; \\ a_4 &= x_1^{bt} x_{II}^{ck} + x_1^{ct} x_{II}^{bk}; \\ b_1 &= x_1^{at} x_1^{bk} - x_1^{ak} x_1^{bt}, \quad b_2 = x_1^{at} x_1^{ck} - x_1^{ak} x_1^{ct}; \\ b_3 &= x_1^{bt} x_1^{ck} - x_1^{bk} x_1^{ct}, \quad b_4 = x_1^{ak} x_{II}^{bk} - x_1^{bk} x_{II}^{ak}; \\ b_5 &= x_1^{ak} x_{II}^{ck} - x_1^{ck} x_{II}^{ak}, \quad b_6 = x_1^{bk} x_{II}^{ck} - x_1^{ck} x_{II}^{bk}; \\ b'_7 &= x_1^{ak} x_{II}^{ak}, \quad b''_7 = x_1^{tk} x_{II}^{bk}, \quad b'''_7 = x_1^{ck} x_{II}^{ck}; \\ b_8 &= x_1^{ak} x_{II}^{bk} + x_1^{bk} x_{II}^{ak}, \quad b_9 = x_1^{ak} x_{II}^{ck} + x_1^{ck} x_{II}^{ak}; \\ b_{10} &= x_1^{bk} x_{II}^{ck} + x_1^{ck} x_{II}^{bk}. \end{aligned} \right\} (5)$$

Для схемы датчика при $n=2$ с замкнутой квадратурной обмоткой $k(I)$ [Л. 4]:

$$\Delta' = z^b x_1^{at} x_{II}^{ak} + z^a x_1^{bt} x_{II}^{bk} - jx^{ab} (x_1^{at} x_{II}^{bk} + x_1^{bt} x_{II}^{ak}); \quad (6)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta'' &= - (x_1^{ak} x_{II}^{bk} - x_1^{bk} x_{II}^{ak}) (x_1^{at} x_{II}^{bk} - x_1^{bt} x_{II}^{ak}) - \\ &- jx_1^{tk} [z^b x_1^{ak} x_{II}^{ak} + z^a x_1^{bk} x_{II}^{bk} - jx^{ab} (x_1^{ak} x_{II}^{bk} + \\ &+ x_1^{bk} x_{II}^{ak})]. \end{aligned} \right\} (7)$$

Для установления требований к функциям само- и взаимоиндукции, при выполнении которых принципиально возможно безошибочное функционирование (передача угла), необходимо найти условия существования уравнения

$$\Delta_{II}^k = 0 \quad (8)$$

для всех идеальных согласованных положений роторов

$$P_{II}\theta_{II} = P_I\theta_I + \Delta\theta, \quad (9)$$

где $P_I\theta_I$, $P_{II}\theta_{II}$ — электрические углы поворота роторов датчика и приемника; P_I , P_{II} — число перио-

дов функции взаимоиндукции первичных и вторичных обмоток за один оборот ротора (коэффициент редукции и в частном случае число пар полюсов обмоток p); $\Delta\theta = \text{const}$ — постоянная угловая ошибка, которую можно учесть при наладке схемы.

Индукционные элементы (вращающиеся трансформаторы и сельсины), применяемые в трансформаторных схемах, обычно имеют нормальное исполнение (конструкцию). Их обмотки имеют оси симметрии и смещены взаимно на одинаковые углы, определяемые числом обмоток и числом полюсов. Благодаря этому функции взаимоиндукции первичных и вторичных обмоток элементов обладают симметрией IV рода [Л. 5], а масштабы сопротивлений одинаковы.

Первый случай: $0 < z^{k_I} < \infty$.

Если элементы нормального исполнения имеют синусоидальные функции взаимоиндукции первичных и вторичных обмоток (идеальный случай), то умноженные на z^{k_I} члены Δ' в (4) и (6) равны нулю в идеальных согласованных положениях роторов, если сопротивления цепей синхронизации одинаковы:

$$\left. \begin{aligned} z^a = z^b = z^c = z \quad (\text{для } n=3) \\ \text{или} \\ z^a = z^b = z \quad (\text{для } n=2), \end{aligned} \right\} (10)$$

а для сопротивлений взаимоиндукции обмоток синхронизации выполняется равенство:

$$\left. \begin{aligned} x^{ab} = x^{ac} = x^{bc} = -X_m \quad (\text{для } n=3) \\ \text{или} \\ x^{ab} = 0 \quad (\text{для } n=2). \end{aligned} \right\} (11)$$

В идеальном случае, когда сопротивления само- и взаимоиндукции обмоток синхронизации не зависят от углового положения ротора, условия (10) и (11) выполняются для всех, а не только для идеальных согласованных положений роторов сельсинов [Л. 6].

Если условия (10) и (11) выполняются, то необходимо равенство нулю входящих в Δ' функций, записанных в общем виде:

$$\left. \begin{aligned} \text{для } n=3 \\ \varphi_{1(s)} &= x_{II}^{ak} (x_1^{bt} + x_1^{ct}) + x_{II}^{bk} (x_1^{at} + x_1^{ct}) + \\ &+ x_{II}^{ck} (x_1^{at} + x_1^{bt}); \\ \varphi_{2(s)} &= x_1^{at} x_{II}^{ak} + x_1^{bt} x_{II}^{bk} + x_1^{ct} x_{II}^{ck}, \\ \text{для } n=2 \\ \varphi_{1(2)} &= x_1^{at} x_{II}^{ak} + x_1^{bt} x_{II}^{bk}. \end{aligned} \right\} (12)$$

$$\varphi_{1(2)} = x_1^{at} x_{II}^{ak} + x_1^{bt} x_{II}^{bk}. \quad (13)$$

Примем, что одноименные сопротивления взаимоиндукции датчика и приемника подобны, т. е. имеют идентичные функции f и различаются только числами периодов ($P_I \neq P_{II}$) и масштабами ($X_{mI} \neq X_{mII}$) **:

$$\left. \begin{aligned} x_1^{at} &= X_{mI} f^{at} (P_I \theta_I); \quad x_{II}^{at} = X_{mII} f^{at} (P_{II} \theta_{II}); \\ x_1^{bt} &= X_{mI} f^{bt} (P_I \theta_I); \quad x_{II}^{bt} = X_{mII} f^{bt} (P_{II} \theta_{II}) \text{ и т. д.} \end{aligned} \right\} (13')$$

** Предполагается, что функции взаимоиндукции f не имеют общих горизонтальных участков, где производные по углу θ равны нулю [Л. 6].

и для идеальных согласованных положений роторов:

$$\left. \begin{aligned} f_1^{at}(P_I \theta_I) &= f_{II}^{at}(P_{II} \theta_{II}) = f^{at}; \\ f_1^{bt}(P_I \theta_I) &= f_{II}^{bt}(P_{II} \theta_{II}) = f^{bt} \text{ и т. д.} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Для $n=2$ в силу симметрии и взаимного сдвига обмоток имеем:

$$\left. \begin{aligned} f^{ac} &= f^{bk} = f(\theta'); \\ f^{ak} &= -f^{bt} = f\left(\theta' - \frac{\pi}{2p}\right). \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Тогда согласно (14) и (15) в идеальных согласованных положениях роторов (при $\Delta\theta=0$) и $\varphi_{1(2)}=0$. Для $n=3$ $\varphi_{1(3)}=0$ и $\varphi_{2(3)}=0$ во всех идеальных согласованных положениях роторов, если функции взаимной индукции синусоидальны и смещены взаимно на $2\pi/3p$:

$$\left. \begin{aligned} f^{at} &= \cos p\theta; & f^{bt} &= \cos p\left(\theta - \frac{2\pi}{3p}\right); \\ f^{ct} &= \cos p\left(\theta + \frac{2\pi}{3p}\right); & f^{ak} &= -\sin p\theta; \\ f^{bk} &= -\sin p\left(\theta - \frac{2\pi}{3p}\right); & f^{ck} &= -\sin p\left(\theta + \frac{2\pi}{3p}\right). \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Для $n=3$ так же, как и для $n=2$ не требуется равенства масштабов сопротивлений взаимной индукции датчика и приемника.

Если функции взаимной индукции несинусоидальны, то $\varphi_{1(3)}$ и $\varphi_{2(3)}$ будут периодическими функциями угла поворота идеально согласованных роторов, что вызовет угловые ошибки в работе схемы. В качестве примера на рис. 3 графо-аналитическим методом построены функции $\varphi_{1(3)}$ и $\varphi_{2(3)}$ для идеально согласованных роторов при выполнении условий (10) и (11), линейных (треугольных) функций взаимной индукции и одинаковых числах полюсов $p_I = p_{II} = p$.

Условия (10), (11) и (14) совместно с (15) и (16) являются достаточными для безошибочной

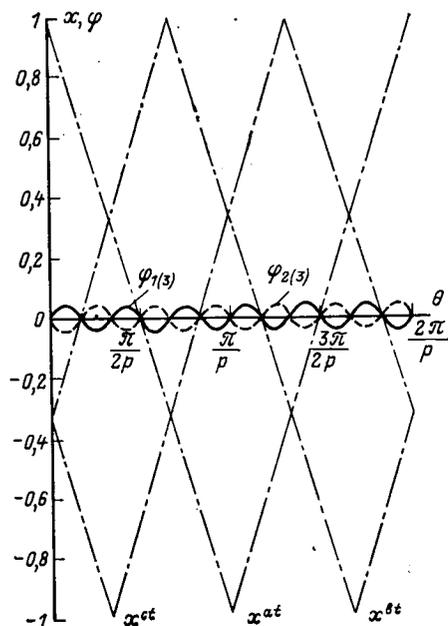


Рис. 3.

работы схемы с разомкнутой квадратурной обмоткой датчика ($z_I^k = \infty$).

Члены, входящие в Δ'' в соответствии с (5) и (7), умноженные на x_I^{fk} , зависят от угловых положений роторов даже при синусоидальных функциях взаимной индукции и выполнении условий (10) и (11). Напряжение ошибок, обусловленное этими функциями, может отсутствовать, если для всех углов θ_I сопротивление взаимной индукции между обмоткой возбуждения и квадратурной обмоткой равно нулю:

$$x_I^{fk} = 0. \quad (17)$$

Условие (17) является необходимым для безошибочной работы схемы с замкнутой квадратурной обмоткой датчика при $0 < z_I^k < \infty$.

В сельсинах и вращающихся трансформаторах принимают конструктивные меры (скос, полузакрытие и выбор числа пазов) с тем, чтобы сопротивление само- и взаимной индукции обмоток одной системы как можно меньше зависели от угла поворота ротора. С известным допущением можно считать, что в указанных современных устройствах условие (17) выполняется.

Условия, при которых в Δ'' равны нулю члены, не зависящие от x_I^{fk} , будут:

для $n=2$

$$x_I^{ak} x_{II}^{bk} - x_I^{bk} x_{II}^{ak} = 0; \quad (18)$$

для $n=3$, кроме (18), также

$$b_5 = 0; \quad b_6 = 0. \quad (19)$$

Записав функции сопротивлений взаимной индукции в виде (13'), можно установить, что уравнения (18) и (19) имеют место в идеальных согласованных положениях роторов, если одноименные функции взаимной индукции обмоток k с обмотками синхронизации одинаковы у датчика и приемника [см. (14)]:

для $n=2$

$$f_I^{ak} = f_{II}^{ak} = f^{ak}; \quad f_I^{bk} = f_{II}^{bk} = f^{bk}; \quad (20)$$

для $n=3$ также

$$f_I^{ck} = f_{II}^{ck} = f^{ck}. \quad (21)$$

Масштабы сопротивлений датчика и приемника могут быть различными.

Условия (14) — (16) строже условий (20) и (21). Поэтому при выполнении условий безошибочной работы (14) — (16) для схемы с разомкнутой квадратурной обмоткой условия (20) и (21) для схемы с замкнутой квадратурной обмоткой (когда $0 < z_I^k < \infty$) также выполняются.

Для схемы с замкнутой квадратурной обмоткой ($0 < z_I^k < \infty$) условия (10), (11), (14) и (17) совместно с (16) являются условиями принципиально безошибочного функционирования при $n=3$, а совместно с (15) — при $n=2$.

Второй случай: $z_I^k \rightarrow 0$.

Полагая в (3) $z_I^k = 0$ и рассматривая только Δ'' в соответствии с (4) и (7), можно установить, что

в данном случае для безошибочной работы необходимо выполнить равенства (17), (20) и (21) и не требуется выполнения для цепей синхронизации равенств (10) и (11), а для функций взаимоиנדукции даже симметрии IV рода, тогда как при $0 < z_1^k < < \infty$ для $n=3$ необходима была синусоидальность этих функций (16).

Следовательно, при $z_1^k = 0$ условия безошибочной работы (17), (20) и (21) аналогичны для $n=3$ и для $n=2$ и значительно проще, чем условия (10), (11), (15)—(17) при $0 < z_1^k < \infty$.

В реальных устройствах даже при идеальной технологии изготовления функции взаимоиנדукции, имея симметрию IV рода, будут несинусоидальными. Поэтому при $x_1^{ik} = 0$ уменьшение сопротивления квадратурной обмотки датчика для $n=3$ приведет к уменьшению ошибки от высших гармоник взаимоиנדукции. При этом для $n=3$ и $n=2$ будут уменьшаться также ошибки, вызванные неравенством сопротивлений цепей синхронизации.

Постоянную составляющую индуктивного сопротивления квадратурной обмотки X можно компенсировать, включив в ее цепь емкостное сопротивление X_c , равное

$$X_c = X. \quad (22)$$

Экспериментальные исследования показали, что даже приближенное выполнение равенства (22) заметно уменьшает угловую ошибку от неравенства индуктивных сопротивлений цепей синхронизации [Л. 2].

Выражения $\Delta_{\text{вых}}$ для трансформаторных схем с замкнутой квадратурной обмоткой $t(\Pi)$ приемника Π можно получить из соответствующих выражений для схем датчика с замкнутой квадратурной обмоткой $k(I)$ заменой индексов, относящихся к квадратурным обмоткам [Л. 6]. Следовательно,



влияния квадратурных обмоток датчика или приемника на условия безошибочной работы аналогичны.

Выводы. 1. Условия, необходимые для принципиально безошибочного функционирования трансформаторных схем, различны в схемах с замкнутой и разомкнутой квадратурными обмотками. При этом влияние, оказываемое на эти условия квадратурной обмоткой k датчика, аналогично влиянию квадратурной обмотки t приемника. Условия безошибочной работы не меняются при замыкании выходной обмотки и, следовательно, идентичны для нагруженных и ненагруженных схем.

2. Если квадратурная обмотка замкнута и ее сопротивление не равно нулю, то кроме условий безошибочной работы для схемы с разомкнутой квадратурной обмоткой необходимо также условие отсутствия взаимоиנדукции между квадратурной и перпендикулярной ей обмотками. В реальных устройствах благодаря известным техническим мерам последнее условие практически выполняется.

3. При уменьшении сопротивления квадратурной обмотки условия безошибочного функционирования упрощаются и сближаются для элементов с тремя и двумя обмотками синхронизации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ахметжанов А. А. Системы передачи угла повышенной точности. М., «Энергия», 1966.
2. Памфилов Р. К. Влияние квадратурной обмотки датчика на ошибки сельсинной трансформаторной схемы.— «Электричество», 1968, № 6.
3. Абрахамс Д., Каверли Д. Анализ электрических цепей методом графов. М., «Мир», 1967.
4. Памфилов Р. К. Решение обобщенных статических уравнений сельсинной трансформаторной схемы.— «Автоматика и телемеханика», 1969, № 5.
5. Бронштейн Н. И., Семендяев К. А. Справочник по математике. М., «Наука», 1964.
6. Памфилов Р. К. О выборе типа сельсинов для трансформаторной дистанционной передачи угла.— «Автоматика и телемеханика», 1962, № 6, т. XXIII.

[30.11.1971]

УДК 621.314:62-52.001.5

Анализ влияния вентиляльных преобразователей на питающую сеть при различных способах управления

Г. Г. МАГАЗИННИК, А. Г. ФАКЕЕВ, В. А. ТИХОМИРОВ, И. В. ДУДЧЕНКО

Горький

С ростом количества и относительной мощности управляемых вентиляльных преобразователей острее проявляются их основные недостатки: низкий коэффициент сдвига сетевого тока при регулировании и искажение напряжения питающей сети вследствие несинусоидальности потребляемого тока.

Увеличение коэффициента сдвига достигается несимметричным сеточным управлением, согласно встречным включением преобразователей (частный случай — так называемая несимметричная мостовая схема), комбинированной (естественной и искусственной) коммутацией [Л. 1—4]. Уменьшение искажения при наличии мощных преобразователей, связанных с сетью через трансформаторы, осуществляется эквивалентным увеличением числа фаз.

Преобразователи небольшой и средней мощности обычно выполняются по бестрансформаторной трехфазной мостовой схеме.

Эквивалентное увеличение числа фаз в этом случае невозможно, а согласно-встречное включение и комбинированная коммутация, улучшая коэффициент мощности отдельного преобразователя, могут привести к увеличению искажения напряжения питающей сети за счет появления четных гармоник тока.

В статье показано, что в тех случаях, когда количество преобразователей значительно, необходим анализ среднего спектра сетевого тока, создаваемого всеми параллельно работающими преобразователями.

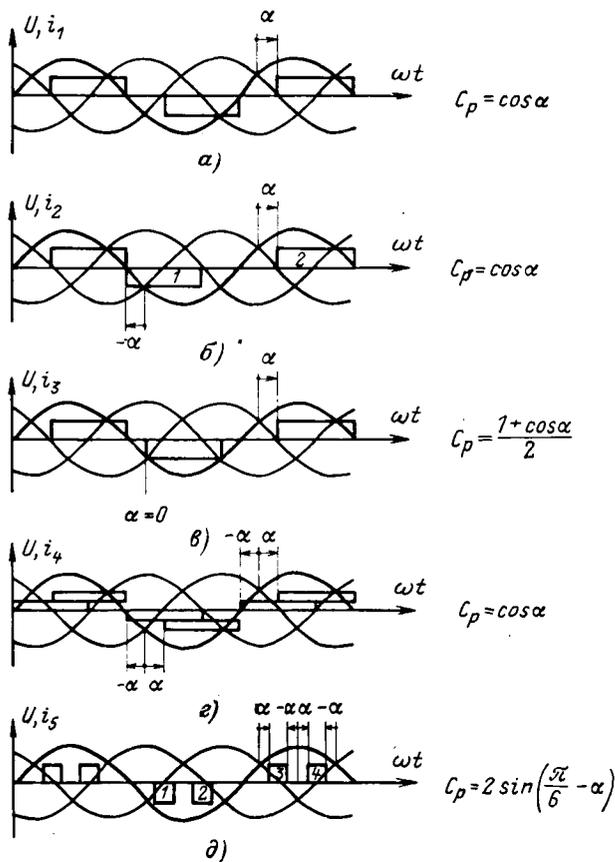


Рис. 1. Диаграммы фазного напряжения и тока при различных законах управления преобразователем.

a — симметричное управление трехфазным мостовым преобразователем; *b* — комбинированная коммутация (токи 1 и 2 при регулировании сдвигаются в разные стороны на одинаковый угол); *в* — согласно-встречное включение; *г* — последовательное или параллельное включение двух трехфазных мостовых преобразователей с комбинированной коммутацией; *д* — двукратное включение вентиля (токи 1—4 при регулировании «сжимаются» относительно своей оси симметрии).

Это позволяет найти оптимальное сочетание силовых схем и законов управления, дающее максимальный коэффициент мощности сети при малом уровне высших гармоник.

Сравнительный анализ средних спектров выполнен вероятностным методом для наиболее распространенных законов управления преобразователями (рис. 1).

В целях упрощения углы коммутации не учитываются (что вполне допустимо при сравнительном анализе), токовая нагрузка каждого преобразователя принимается равной единице, а количество преобразователей N — достаточно большим.

В соответствии с рис. 1 и принятыми допущениями спектр сетевого тока единичного преобразователя для каждого из рассматриваемых законов управления определяется из выражений:

$$i_1(\omega t) = \sum_{n=2k-1}^{\infty} \frac{4}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} \sin n(\omega t - \alpha);$$

$$i_2(\omega t) = \sum_{n=2k-1}^{\infty} \frac{4}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} \cos n \alpha \sin n \omega t -$$

$$- \sum_{n=2k}^{\infty} \frac{4}{\pi n} \sin n \frac{\pi}{6} \sin n \alpha \sin n \omega t;$$

$$i_3(\omega t) = \sum_{n=2k-1}^{\infty} \frac{2}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} [\sin n(\omega t - \alpha) + \sin n \omega t] + \sum_{n=2k}^{\infty} \frac{2}{\pi n} \sin n \frac{\pi}{6} [\cos n(\omega t - \alpha) - \cos n \omega t];$$

$$i_4(\omega t) = \sum_{n=2k-1}^{\infty} \frac{4}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} \cos n \alpha \sin n \omega t;$$

$$i_5(\omega t) = \sum_{n=2k-1}^{\infty} \frac{8(-1)^{\frac{n-1}{2}}}{\pi n} \sin n \left(\frac{\pi}{6} - \alpha \right) \cos n \frac{\pi}{6} \sin n \omega t,$$

где α — угол отпирания вентиля преобразователя; ω — угловая частота сети; n — номер гармоники; $k=1, 2, 3, \dots$

Анализ выражений (1) показывает, что с точки зрения минимума потерь непосредственно в самом преобразователе наиболее благоприятные спектры токов дают законы управления по рис. 1, *г* и *д*, так как в этих случаях, как и при симметричном управлении (рис. 1, *a*), в спектре отсутствуют четные гармоники, а амплитуды первых гармоник значительно меньше благодаря отсутствию реактивной составляющей тока.

При параллельной работе группы преобразователей ток питающей сети будет иметь спектр, отличный от указанного выше. Поскольку каждый преобразователь регулируется независимо от остальных, естественно считать, что угол регулирования α и, следовательно, спектр есть величина случайная с некоторой функцией распределения. Поэтому для оценки рассмотренных законов управления следует сравнивать средние спектры тока, создаваемого группой преобразователей.

Для сравнительной оценки законов регулирования будем считать, что степень регулирования C_p (т. е. отношение выпрямленного напряжения при любом α к напряжению при $\alpha=0$) распределена равномерно в промежутке $[0, 1]$. Тогда при симметричном управлении (рис. 1, *a*) средний спектр определяется как математическое ожидание M первого выражения в (1):

$$\bar{i}_1 = M[i_1(\omega t)] = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \sin \omega t - \frac{\sqrt{3}}{2} \cos \omega t + \sum_{n=2k+1}^{\infty} \frac{4}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}} n-1}{n^2-1} \sin n \omega t.$$

Аналогично определяются средние спектры и для остальных законов управления:

$$\bar{i}_2 = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \sin \omega t + \sum_{n=2k+1}^{\infty} \frac{4}{\pi n'} \cos n \frac{\pi}{6} \times$$

$$\times \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}} n-1}{n^2-1} \sin n\omega t - \sum_{n=2k}^{\infty} \frac{4}{\pi} \sin n \frac{\pi}{6} \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}}}{n^2-1} \times \sin n\omega t; \quad (3)$$

$$\bar{i}_3 = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \sin \omega t - \frac{\sqrt{3}}{4} \cos \omega t + \sum_{n=2k+1}^{\infty} \frac{2}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} \sin n\omega t - \sum_{n=2k}^{\infty} \frac{2}{\pi} \sin n \frac{\pi}{6} \times \times \frac{n}{n^2-1} \cos n\omega t; \quad (4)$$

$$\bar{i}_4 = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \sin \omega t + \sum_{n=2k+1}^{\infty} \frac{4}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} \times \times \frac{(-1)^{\frac{n-1}{2}} n-1}{n^2-1} \sin n\omega t; \quad (5)$$

$$\bar{i}_5 = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \sin \omega t + \sum_{n=2k+1}^{\infty} \frac{8}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} \times \times \left[\frac{1 - \cos(n+1) \frac{\pi}{6}}{n+1} + \frac{1 - \cos(n-1) \frac{\pi}{6}}{n-1} \right] \sin n\omega t, \quad (6)$$

где \bar{i}_{1-5} — значения средних спектров токов питающей сети.

Для сравнения амплитуды первых 14 гармоник, отнесенные к $\sqrt{3}/\pi$, приведены в таблице.

Закон регулирования	Номер гармоники									
	1	2	4	5	7	8	10	11	13	14
I	1,86	0	0	0,067	0,048	0	0	0,018	0,011	0
II	1	0,667	0,133	0,067	0,048	0,032	0,020	0,018	0,011	0,010
III	1,269	0,667	0,267	0,200	0,143	0,127	0,101	0,091	0,077	0,072
IV	1	0	0	0,067	0,048	0	0	0,018	0,011	0
V	1	0	0	0,567	0,298	0	0	0,018	0,011	0

Сопоставление средних спектров по приведенной таблице позволяет заключить, что большой коэффициент мощности единичного преобразователя не может служить критерием при оценке влияния на сеть N параллельно включенных преобразователей и выборе закона управления.

Так, при согласованном включении коэффициент мощности выше, чем при симметричном управлении, но в среднем спектре \bar{i}_3 так же, как и в единичном, имеются значительные амплитуды четных гармоник. Это может свести на нет (при определенных условиях) полученное за счет повышения коэффициента мощности преимущество.

В единичном спектре $i_5(\omega t)$ амплитуды гармоник меньше по сравнению с $i_1(\omega t)$, однако в среднем спектре \bar{i}_5 резко возрастают амплитуды высших гармоник. Следовательно, для рассматриваемого случая этот закон не является оптимальным.

Из средних спектров наилучший \bar{i}_4 , в котором 1-я гармоника значительно меньше, чем в \bar{i}_1 , благодаря компенсации реактивной составляющей тока, а амплитуды высших гармоник \bar{i}_4 и \bar{i}_1 совпада-

ют. Действительно, после несложных преобразований получим:

$$i_1(\omega t) = \sum_{n=2k-1}^{\infty} \frac{4}{\pi n} \cos n \frac{\pi}{6} [\sin n\omega t \cos n\alpha - \cos n\omega t \sin n\alpha].$$

При равномерном распределении C_p второе слагаемое в среднем спектре для гармоник $n=2k+1$ равно нулю, так как

$$M[\sin n\alpha] = 0, \quad (7)$$

что приводит к совпадению амплитуд высших гармоник. При любом распределении, отличном от равномерного, равенство (7) не выполняется и амплитуды высших гармоник в спектре \bar{i}_4 будут меньше, чем в \bar{i}_1 .

Пусть плотность распределения величины C_p есть некоторая функция $\varphi(C_p)$. Тогда α имеет плотность распределения $f(\alpha) = \varphi(\cos \alpha) \sin \alpha$, и математическое ожидание определяется выражением:

$$M[\sin n\alpha] = \int_0^{\pi/2} \sin n\alpha \cdot \varphi(\cos \alpha) \sin \alpha d\alpha = = \frac{1}{2} \int_0^{\pi/2} [\cos 2k\alpha - \cos (2k+2)\alpha] \cdot \varphi(\cos \alpha) d\alpha.$$

Равенство (7) выполняется только тогда, когда $\int_0^{\pi/2} \cos 2k\alpha \cdot \varphi(\cos \alpha) d\alpha = \int_0^{\pi/2} \cos 2(k+1)\alpha \cdot \varphi(\cos \alpha) d\alpha.$

Последнее означает, что в разложении функции $\varphi(\cos \alpha)$ на промежутке $[0, \pi/2]$ по косинусам кратных дуг все коэффициенты Фурье, исключая свободный член, должны совпадать. Это возможно только в том случае, когда $\varphi(C_p) = \text{const}$, т. е. только при равномерном распределении.

Таким образом, при любом распределении наилучший средний спектр тока питающей сети дают двухмостовые параллельно или последовательно включенные преобразователи с комбинированной коммутацией. Однако для преобразователей малой и средней мощности такое усложнение силовой схемы экономически неоправдано.

Спектр \bar{i}_4 можно получить и с одномостовыми преобразователями, управляемыми по закону $\alpha_1 = -\alpha_2$ (рис. 1,б), если в половине из них обеспечить искусственную коммутацию в анодной группе вентилей, а в другой половине — в катодной.

При согласованном включении средний спектр тока также можно значительно улучшить, если в одной половине полууправляемых мостовых преобразователей неуправляемые вентили сгавить в катодной группе, а в другой половине — в анодной:

$$\bar{i}_6 = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \sin \omega t - \frac{\sqrt{3}}{4} \cos \omega t + \sum_{n=2k+1}^{\infty} \cos n \frac{\pi}{6} \sin n\omega t. \quad (8)$$

В полученном среднем спектре отсутствуют четные гармоники, а амплитуда 1-й гармоники тока

меньше, чем при симметричном управлении, так как меньше реактивная составляющая тока.

Все приведенные выше расчеты сделаны в предположении, что распределение C_p (или угла α) является непрерывным, так как число преобразователей бесконечно. В реальных условиях всегда число преобразователей N конечно, и поэтому необходима оценка доверительной вероятности полученных средних спектров тока.

Если \bar{i}_N — среднеарифметический ток от N преобразователей, а \bar{i} — рассчитанный выше среднеарифметический ток при $N = \infty$, то доверительной вероятностью называют величину

$$\delta = p \{ |\bar{i} - \bar{i}_N| \leq \varepsilon \},$$

т. е. вероятность того, что $|\bar{i} - \bar{i}_N|$ не превосходит величины ε (ε — точность расчета).

При оценке доверительной вероятности можно воспользоваться критерием согласия А. Н. Колмогорова [Л. 5], который в нашем случае имеет вид:

$$\delta = p \{ |\bar{i} - \bar{i}_N| \leq \varepsilon \} \approx k(\varepsilon \sqrt{N}), \quad (9)$$

где

$$k(z) = \sum_{q=-\infty}^{\infty} (-1)^q f^{-2q^2 z^2}$$

— известная функция А. Н. Колмогорова.

В технических расчетах естественно принять доверительную вероятность не менее 0,7, и тогда с погрешностью не более 0,5% функцию $k(z)$ можно заменить первыми тремя членами в разложении $k(z)$:

$$k(z) \approx 1 - e^{-2z^2},$$

тогда

$$\delta = 1 - 2e^{-2(\varepsilon \sqrt{N})^2}. \quad (10)$$

Из (10) можно найти минимальное количество преобразователей N , гарантирующее с доверительной вероятностью δ заданную точность расчетов ε :

$$N = \frac{1}{3\varepsilon^2} \ln \frac{2}{1-\delta}.$$



Температурное поле в обмотках трансформатора

Канд. техн. наук, доц. А. Т. ТУНИК, канд. техн. наук И. Н. ЗАХАРОВ

Ленинград

При анализе теплового режима трансформатора интересуются прежде всего максимальной температурой в обмотках. Измерение температуры внутри обмотки представляется достаточно сложной задачей. Гораздо проще с помощью датчиков определить температуру на внешней и внутренней поверхностях в средней по высоте части обмотки, а затем вычислить максимальную температуру внутри. Если известны условия теплообмена между поверхностью цилиндра и средой охлаждения, максимальную температуру внутри обмотки можно определить без измерения температуры на поверхности.

Расчет доверительной вероятности средних спектров позволяет заключить, что при десяти и более параллельно работающих преобразователях можно с достаточной для инженерной практики точностью производить сравнительную оценку средних спектров тока по формулам (2)—(6) и (8).

Выводы. 1. Наиболее эффективным средством уменьшения влияния преобразователей на сеть является применение комбинированной (естественной и искусственной) коммутации, причем в половине преобразователей искусственную коммутацию надо выполнять в анодной группе вентилях, а в другой половине — в катодной. При этом одновременно с компенсацией реактивной мощности достигается уменьшение высших гармоник.

2. Применение согласно-встречного включения (в частности, несимметричных мостовых схем) обеспечивает положительный эффект лишь в том случае, если в половине от общего числа преобразователей управляется катодная группа, а в другой половине — анодная, что дает возможность подавить четные гармоники.

3. Высокий коэффициент мощности отдельного преобразователя не может быть критерием при оценке влияния преобразователей на питающую сеть.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Розанов Ю. А. Полупроводниково-емкостная система несимметричного управления. — «Вестник Харьковского политехнического института», 1970, № 45(93), с. 67—70.
2. Жемеров Г. Г., Левитан И. И. Коэффициент мощности каскадно управляемых выпрямителей. — «Электричество», 1971, № 10, с. 27—30.
3. Лабунов В. А., Обухов С. Г., Яров В. М. Регулирование действующего и среднего значения напряжения преобразователя с высоким значением коэффициента мощности. — В кн.: Электротехническая промышленность, «Преобразовательная техника», 1971, № 18, с. 24—26.
4. Шевчук С. Н., Магазирик Г. Г., Дудченко И. В. Тиристорный преобразователь с комбинированной коммутацией для систем вентиляльного электропривода. — В кн.: Электротехническая промышленность, «Электропривод», 1970, № 4.
5. Гнеденко Б. В. Курс теории вероятностей. М., Физматгиз, 1961, 406 с.

[6.12.1972]

УДК 621.314.21.017.71.001.24

При решении задач о распределении температурного поля в обмотке трансформатора наряду с отводом тепла через боковые поверхности необходимо учитывать теплоотвод через торцы обмотки. Об этом свидетельствуют результаты эксперимента.

На рис. 1 представлено распределение температуры в среднем по высоте сечения обмотки при различных плотностях тока. Данные обмотки приведены в табл. 1 (обмотка I). Как видно из рисунка, влияние торцов на тепловой режим обмотки существенно. При плотности тока 2,5 а/мм² разность температур максимально нагретых частей обмотки составляет примерно 20 °С.

Ниже приведены решения дифференциального уравнения теплопроводности с граничными условиями первого и третьего рода для полого цилиндра конечных размеров с внутренними источниками тепла, зависящими от температуры. Дано сравнение температурных кривых, полученных расчетным путем и экспериментально для различных обмоток.

Рассмотрим полуо цилиндрическую обмотку конечных размеров (рис. 2), ограниченную поверхностями:

$$r=r_1; r=r_2 \ (r_2>r_1); z=0 \ \text{и} \ z=l.$$

Внутри обмотки действуют распределенные источники тепла, производительность которых q_V ($\text{Вт}/\text{м}^3$) зависит от температуры. Требуется найти распределение температуры в стенке обмотки в стационарном состоянии.

Дифференциальное уравнение теплопроводности для рассматриваемого случая имеет вид:

$$\lambda_r \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \lambda_r \frac{1}{r} \frac{\partial t}{\partial r} + \lambda_z \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} + q_V(t) = 0. \quad (1)$$

Выразим $q_V(t)$ через плотность тока и сопротивление обмотки:

$$q_V(t) = \frac{(jP)^2}{V} R_t, \quad (2)$$

где j — плотность тока в обмотке, $\text{а}/\text{мм}^2$; P — площадь сечения проводов, мм^2 ; V — объем обмотки, м^3 ; R_t — сопротивление проводов при температуре t , ом .

Для практических расчетов R_t применяется формула:

$$R_t = R_{20} [1 + \alpha(t - 20)], \quad (3)$$

где R_{20} — сопротивление проводов при температуре 20°C ; α — температурный коэффициент, $1/^\circ\text{C}$; t — температура провода, $^\circ\text{C}$.

С учетом (3) можно записать (2) в виде:

$$\left. \begin{aligned} q_V(t) &= A + Bt, \\ A &= \frac{(jP)^2}{V} [R_{20} (1 - 20\alpha)], \quad B = \frac{(jP)^2}{V} \alpha R_{20}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Граничные условия первого рода. Известна температура на поверхности цилиндра:

$$t = t_{\text{н}} \ \text{при} \ r=r_1; r=r_2; z=0; z=l. \quad (5)$$

Введем новую переменную:

$$\vartheta = t - t_{\text{н}} \quad (6)$$

и запишем (1):

$$\lambda_r \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial r^2} + \lambda_r \frac{1}{r} \frac{\partial \vartheta}{\partial r} + \lambda_z \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} + B\vartheta + Bt_{\text{н}} + A = 0$$

или, обозначив

$$\frac{B}{\lambda_r} t_{\text{н}} + \frac{A}{\lambda_r} = C, \quad k = \frac{\lambda_z}{\lambda_r},$$

получим:

$$\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \vartheta}{\partial r} + k \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} + \frac{B}{\lambda_r} \vartheta + C = 0. \quad (7)$$

Граничные условия:

$$\vartheta = 0 \ \text{при} \ r=r_1; r=r_2; z=0; z=l.$$

Для решения уравнения (7) применим конечное интегральное синус-преобразование Фурье [Л. 1]

$$\bar{\vartheta} = \int_0^l \vartheta \sin \frac{n\pi z}{l} dz \quad (8)$$

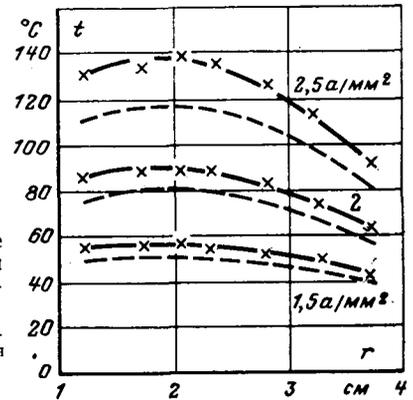


Рис. 1. Распределение температуры в средней части обмотки 1.
— торцы теплоизолированы; - - - тепловая изоляция торцов отсутствует.

с формулой обращения

$$\vartheta = \frac{2}{l} \sum_{n=1}^{\infty} \bar{\vartheta} \sin \frac{n\pi z}{l}, \quad (9)$$

где n — целые числа.

Умножим уравнение (7) на ядро интегрального преобразования $\sin \frac{n\pi z}{l}$ и проинтегрируем его почленно в пределах от 0 до l :

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2}{\partial r^2} \int_0^l \vartheta \sin \frac{n\pi z}{l} dz + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \int_0^l \vartheta \sin \frac{n\pi z}{l} dz + \\ + k \int_0^l \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \sin \frac{n\pi z}{l} dz + \frac{B}{\lambda_r} \int_0^l \vartheta \sin \frac{n\pi z}{l} dz + \\ + C \int_0^l \sin \frac{n\pi z}{l} dz = 0. \end{aligned} \quad (10)$$

Интегрируем по частям третий член уравнения (10):

$$\begin{aligned} k \int_0^l \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \sin \frac{n\pi z}{l} dz = k \left[\frac{\partial \vartheta}{\partial z} \sin \frac{n\pi z}{l} \right]_0^l - \\ - k \frac{n\pi}{l} \int_0^l \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \cos \frac{n\pi z}{l} dz. \end{aligned} \quad (11)$$

Из-за множителя $\sin \frac{n\pi z}{l}$ первый член правой части (11) на верхнем ($z=l$) и нижнем ($z=0$) пределах обращается в нуль, а второй член после повторного интегрирования по частям равен:

$$k \frac{n\pi}{l} \left[\vartheta \cos \frac{n\pi z}{l} \right]_0^l - k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} \int_0^l \vartheta \sin \frac{n\pi z}{l} dz. \quad (12)$$

Так как $\vartheta=0$, при $z=0$ и $z=l$ первый член выражения (12) обращается в нуль. В результате с учетом (8) получаем:

$$k \int_0^l \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \sin \frac{n\pi z}{l} dz = -k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} \bar{\vartheta}. \quad (13)$$

Интегрируем пятый член уравнения (10):

$$C \int_0^l \sin \frac{n\pi z}{l} dz = -C \frac{l}{n\pi} \cos \frac{n\pi z}{l} \Big|_0^l =$$

$$= -C \frac{l}{n\pi} [(-1)^n - 1]. \quad (14)$$

Подставляя (8), (13) и (14) в (10), получим вспомогательное дифференциальное уравнение относительно преобразованной функции:

$$\frac{\partial^2 \bar{\Phi}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \bar{\Phi}}{\partial r} - \left(k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} - \frac{B}{\lambda_r} \right) \bar{\Phi} - \frac{Cl}{n\pi} [(-1)^n - 1] = 0. \quad (15)$$

Граничные условия:

$$\bar{\Phi} = 0 \text{ при } r = r_1, \text{ и } r = r_2. \quad (16)$$

Запишем уравнение (15) в виде:

$$\frac{\partial^2 \bar{\Phi}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \bar{\Phi}}{\partial r} - \left(k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} - \frac{B}{\lambda_r} \right) \times$$

$$\times \left\{ \bar{\Phi} + \frac{Cl}{n\pi} \frac{[(-1)^n - 1]}{k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} - \frac{B}{\lambda_r}} \right\} = 0 \quad (17)$$

и введем новую переменную

$$\bar{\Phi} = \bar{\Phi} + \frac{Cl}{n\pi} \frac{[(-1)^n - 1]}{k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} - \frac{B}{\lambda_r}}. \quad (18)$$

В результате подстановки $\bar{\Phi}$ в (17) и дифференцирования получим модифицированное уравнение Бесселя:

$$r^2 \frac{\partial^2 \bar{\Phi}}{\partial r^2} + r \frac{\partial \bar{\Phi}}{\partial r} - \varepsilon^2 r^2 \bar{\Phi} = 0, \quad (19)$$

где

$$\varepsilon^2 = k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} - \frac{B}{\lambda_r}.$$

Решение уравнения (19) имеет вид:

$$\bar{\Phi} = C_1 I_0(\varepsilon r) + C_2 K_0(\varepsilon r), \quad (20)$$

где I_0 и K_0 — модифицированные функции Бесселя первого и второго рода.

Определим постоянные интегрирования C_1 и C_2 . Подставив (20) в (18) и обозначив

$$\frac{Cl}{n\pi} \times \frac{[(-1)^n - 1]}{k \frac{n^2 \pi^2}{l^2} - \frac{B}{\lambda_r}} = D, \quad (21)$$

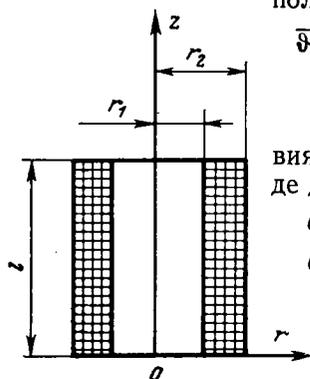
получим:

$$\bar{\Phi} = C_1 I_0(\varepsilon r) + C_2 K_0(\varepsilon r) - D. \quad (22)$$

Используя граничные условия (16), представим (22) в виде двух уравнений:

$$\left. \begin{aligned} C_1 I_0(\varepsilon r_1) + C_2 K_0(\varepsilon r_1) &= D, \\ C_1 I_0(\varepsilon r_2) + C_2 K_0(\varepsilon r_2) &= D. \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

Рис. 2. Полая цилиндрическая обмотка конечных размеров.



Решая (23), находим:

$$C_1 = \frac{D}{F} [K_0(\varepsilon r_2) - K_0(\varepsilon r_1)], \quad (24)$$

$$C_2 = -\frac{D}{F} [I_0(\varepsilon r_2) - I_0(\varepsilon r_1)], \quad (25)$$

где

$$F = K_0(\varepsilon r_2) I_0(\varepsilon r_1) - K_0(\varepsilon r_1) I_0(\varepsilon r_2).$$

Учитывая значения C_1 и C_2 , запишем выражение для преобразованной функции (22):

$$\bar{\Phi} = D \left\{ \frac{[K_0(\varepsilon r_2) - K_0(\varepsilon r_1)] I_0(\varepsilon r) + [I_0(\varepsilon r_1) - I_0(\varepsilon r_2)] K_0(\varepsilon r)}{F} - 1 \right\}. \quad (26)$$

Решение уравнения (1) с граничными условиями (5) находим, используя (6), (9) и (26):

$$t = t_n + 2 \frac{(jP)^2}{V \lambda_r} R_{20} [1 + \alpha (t_n - 20)] \times$$

$$\times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{[(-1)^n - 1]}{n\pi \varepsilon^2} \sin \frac{n\pi z}{l} \times$$

$$\times \left\{ \frac{[K_0(\varepsilon r_2) - K_0(\varepsilon r_1)] I_0(\varepsilon r) + [I_0(\varepsilon r_1) - I_0(\varepsilon r_2)] K_0(\varepsilon r)}{K_0(\varepsilon r_2) I_0(\varepsilon r_1) - K_0(\varepsilon r_1) I_0(\varepsilon r_2)} - 1 \right\}. \quad (27)$$

Решение (27) позволяет рассчитывать распределение температуры внутри обмотки при известной температуре ее поверхности. Полученный в решении ряд является абсолютно сходящимся. Причем, как показали многочисленные расчеты, члены ряда быстро убывают и для практических расчетов можно с достаточной точностью учитывать только первый член ряда. Для этого случая решение уравнения принимает вид:

$$t = t_n + \frac{4(jP)^2}{\pi \varepsilon^2 V \lambda_r} R_{20} [1 + \alpha (t_n - 20)] \sin \frac{\pi z}{l} \times$$

$$\times \left\{ \frac{[K_0(\varepsilon r_2) - K_0(\varepsilon r_1)] I_0(\varepsilon r) + [I_0(\varepsilon r_1) - I_0(\varepsilon r_2)] K_0(\varepsilon r)}{K_0(\varepsilon r_1) I_0(\varepsilon r_2) - K_0(\varepsilon r_2) I_0(\varepsilon r_1)} + 1 \right\}. \quad (28)$$

Граничные условия третьего рода. Известны условия теплообмена между поверхностью цилиндра и средой. Изменим положение начала координат (рис. 2), переместив его вверх по оси z на расстояние, равное половине высоты цилиндра. Ось r разделит цилиндр на две части, высоту каждой из них условно обозначим l . В этом случае граничные условия:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial t}{\partial r} - h(t - t_c) &= 0 \text{ при } r = r_1, \\ \frac{\partial t}{\partial r} + h(t - t_c) &= 0 \text{ при } r = r_2, \\ \frac{\partial t}{\partial z} + h(t - t_c) &= 0 \text{ при } z = l, \\ \frac{\partial t}{\partial z} &= 0 \text{ при } z = 0, \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

где $h = \frac{\alpha}{\lambda}$; α — коэффициент теплоотдачи, $\lambda_r = \lambda_2 = \lambda$; t_c — температура среды.

Введем новую переменную:

$$\vartheta = t - t_c \quad (30)$$

и, обозначив

$$\frac{B}{\lambda_r} t_c + \frac{A}{\lambda_r} = C',$$

запишем уравнение (1) в виде:

$$\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \vartheta}{\partial r} + k \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} + \frac{B}{\lambda_r} \vartheta + C' = 0. \quad (31)$$

Граничные условия:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial r} - h \vartheta = 0 \text{ при } r = r_1, \quad (32a)$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial r} + h \vartheta = 0 \text{ при } r = r_2, \quad (32b)$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial z} + h \vartheta = 0 \text{ при } z = l, \quad (32в)$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial z} = 0 \text{ при } z = 0. \quad (32г)$$

Для решения (31) применим конечное интегральное косинус-преобразование Фурье [Л. 1]:

$$\bar{\vartheta} = \int_0^l \vartheta \cos p z dz, \quad (33)$$

где p — положительный корень трансцендентного уравнения

$$p \operatorname{tg} p l = h. \quad (34)$$

Формула обращения для интегрального преобразования, определяемого выражениями (33) и (34), записывается в виде

$$\vartheta = 2 \sum_p \bar{\vartheta} \frac{p^2 + h^2}{l(p^2 + h^2) + h} \cos p z, \quad (35)$$

где суммирование происходит по всем положительным корням уравнения (34).

Умножим уравнение (31) на ядро интегрального преобразования ($\cos p z$) и проинтегрируем его почленно в пределах от 0 до l :

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2}{\partial r^2} \int_0^l \vartheta \cos p z dz + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \int_0^l \vartheta \cos p z dz + \\ + k \int_0^l \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \cos p z dz + \\ + \frac{B}{\lambda_r} \int_0^l \vartheta \cos p z dz + C' \int_0^l \cos p z dz = 0. \end{aligned} \quad (36)$$

Интегрируем по частям третий член уравнения (36):

$$\begin{aligned} k \int_0^l \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \cos p z dz = k \left[\frac{\partial \vartheta}{\partial z} \cos p z + p \vartheta \sin p z \right]_0^l - \\ - k p^2 \int_0^l \vartheta \cos p z dz. \end{aligned} \quad (37)$$

Часть выражения (37) в скобках при $z=0$ обращается в нуль в силу (32г). При $z=l$:

$$\begin{aligned} k \cos p l \left[\frac{\partial \vartheta}{\partial z} + p \operatorname{tg} p l \vartheta \right]_{z=l} = \\ = k \cos p l \left[\frac{\partial \vartheta}{\partial z} + h \vartheta \right]_{z=l}, \end{aligned}$$

она также равна нулю на основании (32в).

Следовательно, получаем:

$$k \int_0^l \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \cos p z dz = -k p^2 \bar{\vartheta}. \quad (38)$$

Интегрируем пятый член уравнения (36):

$$C' \int_0^l \cos p z dz = \frac{C'}{p} \sin p l. \quad (39)$$

Подставляя (33), (38) и (39) в (36), получим вспомогательное дифференциальное уравнение относительно преобразованной функции:

$$\frac{\partial^2 \bar{\vartheta}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial r} - \left(k p^2 - \frac{B}{\lambda_r} \right) \bar{\vartheta} + \frac{C'}{p} \sin p l = 0.$$

Граничные условия:

$$\frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial r} - h \bar{\vartheta} = 0 \text{ при } r = r_1,$$

$$\frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial r} + h \bar{\vartheta} = 0 \text{ при } r = r_2.$$

Обозначив

$$k p^2 - \frac{B}{\lambda_r} = \varepsilon^2$$

и введя новую переменную

$$\bar{\bar{\vartheta}} = \bar{\vartheta} - \frac{C' \sin p l}{p \left(k p^2 - \frac{B}{\lambda_r} \right)}, \quad (40)$$

перейдем к модифицированному уравнению Бесселя:

$$r^2 \frac{\partial^2 \bar{\bar{\vartheta}}}{\partial r^2} + r \frac{\partial \bar{\bar{\vartheta}}}{\partial r} - r^2 \varepsilon^2 \bar{\bar{\vartheta}} = 0. \quad (41)$$

Решение уравнения (41):

$$\bar{\bar{\vartheta}} = C'_1 I_0(\varepsilon r) + C'_2 K_0(\varepsilon r), \quad (42)$$

где I_0 и K_0 — модифицированные функции Бесселя первого и второго рода.

Поступая аналогично тому, как это делалось при решении предыдущей задачи, определим постоянные интегрирования:

$$C'_1 = \frac{h \bar{\vartheta}}{\varepsilon} \frac{K_1(\varepsilon r_1) + K_1(\varepsilon r_2)}{F'}, \quad (43)$$

$$C'_2 = \frac{h \bar{\vartheta}}{\varepsilon} \frac{I_1(\varepsilon r_1) + I_1(\varepsilon r_2)}{F'}, \quad (44)$$

где

$$F' = K_1(\varepsilon r_2) I_1(\varepsilon r_1) - K_1(\varepsilon r_1) I_1(\varepsilon r_2).$$

Выражение для преобразованной функции с учетом (40) — (43):

$$\begin{aligned} \bar{\vartheta} = \frac{C' \sin p l}{p \varepsilon^2} \times \\ \times \frac{1}{1 - \frac{h}{\varepsilon} \frac{[K_1(\varepsilon r_1) + K_1(\varepsilon r_2)] I_0(\varepsilon r) + [I_1(\varepsilon r_1) + I_1(\varepsilon r_2)] K_0(\varepsilon r)}{F'}}. \end{aligned} \quad (45)$$

Таблица 1

Номер обмотки	Марка провода	Диаметр провода, мм	Число слоев обмотки	Изоляция между слоями обмотки	Толщина изоляции, мм	r_1 , мм	r , мм	Высота обмотки l , мм	Способ охлаждения	Примечание
1	ПЭВ-2	0,8	24	Один слой кабельной бумаги	0,08	12	37	82,5	Естественная конвекция воздуха Жидкостный-испарительный	Обмотка пропитана эпоксидным компаундом
2	ПЭЛ-1	0,44	24	Один слой бумаги	0,09	11,3	24,8	43		
3	ПЭЛ-1	0,9	24	Один слой кабельной бумаги	0,08	11,75	37,2	92,5		

Решение уравнения (1) с граничными условиями (29) находим, используя (30), (35) и (45):

$$t = t_c + 2 \frac{(jP)^2}{V\lambda_r} R_{20} [1 + a(t_{\text{н}} - 20)] \times \sum_p \frac{p^2 + h^2}{l(p^2 + h^2) + h} \frac{1}{\epsilon^2 p} \times \frac{\sin pl \cos pz}{1 - \frac{h}{\epsilon} \frac{[K_1(\epsilon r_1) - K_1(\epsilon r_2)] I_0(\epsilon r) + [I_1(\epsilon r_1) - I_1(\epsilon r_2)] K_0(\epsilon r)}{K_1(\epsilon r_2) I_1(\epsilon r_1) - K_1(\epsilon r_1) I_1(\epsilon r_2)}} \quad (46)$$

Результаты эксперимента. Целью эксперимента являлось измерение с помощью термпар распределения температуры в обмотках и сопоставление результатов измерения и расчета. Так как температура поверхности обмоток была известна, для расчета температуры использовалось выражение (28). Расчеты произведены при двух допущениях: 1) коэффициенты теплопроводности в направлении осей приняты равными $\lambda_r = \lambda_z = \lambda$, 2) не учитывается влияние температуры на распределение источников тепла.

При этих допущениях температуру стенок обмоток можно оценить с помощью выражения:

$$t = t_{\text{н}} + \frac{4l^2 q_V}{\pi^2 \lambda} \times \left\{ \frac{[K_0(\epsilon r_2) - K_0(\epsilon r_1)] I_0(\epsilon r) + [I_0(\epsilon r_1) - I_0(\epsilon r_2)] K_0(\epsilon r)}{K_0(\epsilon r_1) I_0(\epsilon r_2) - K_0(\epsilon r_2) I_0(\epsilon r_1)} + 1 \right\} \sin \frac{\pi z l}{l} \quad (47)$$

где $\epsilon = \pi/l$.

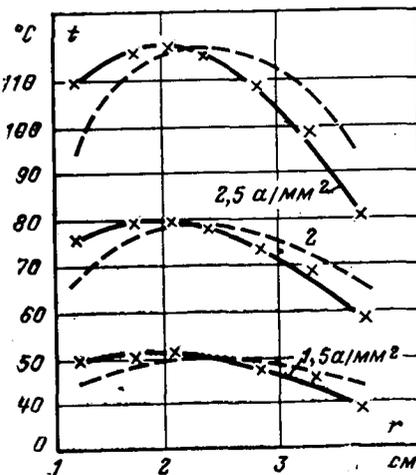


Рис. 3. Распределение температуры в средней части обмотки трансформатора с воздушным охлаждением. — экспериментальные; - - - расчетные.

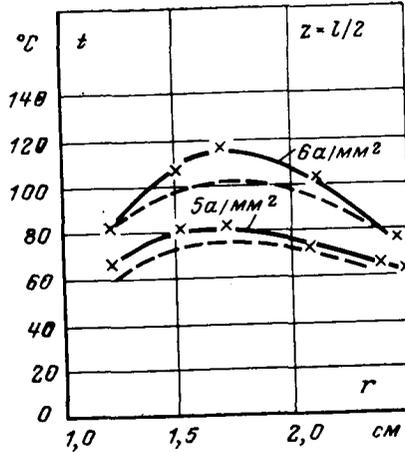


Рис. 4. Распределение температуры в средней части обмотки высотой 13 мм, охлаждаемой жидким диэлектриком. — экспериментальные; - - - расчетные.

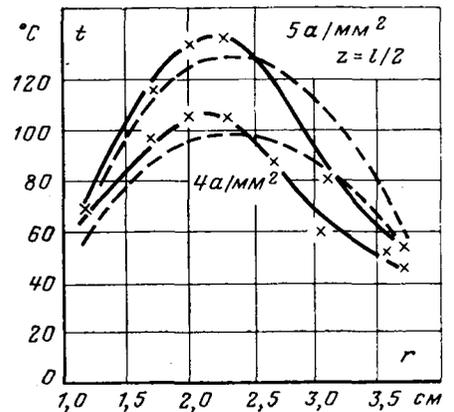


Рис. 5. Распределение температуры в средней части обмотки высотой 92,5 мм, охлаждаемой жидким диэлектриком. — экспериментальные; - - - расчетные.

Таблица 2

Номер обмотки	Плотность тока в обмотке j , а/мм ²	Коэффициент теплопроводности λ , вт/(м·град)	t_{max} эксперимент, °С	t_{max} расчет, °С	Погрешность в определении t_{max} , %
1	1,5	0,306	51,4	50,8	1
	2	0,307	79,7	78,9	1
	2,5	0,308	117,6	116,2	1
2	5	0,33	81,8	75,4	7,9
	6	0,33	116,9	102,2	12,6
	7	0,33	150,7	123,2	18,2
3	4	0,4	105	98,1	6,6
	5	0,415	138	128,1	7,2

Исследовались полые цилиндрические обмотки. Данные обмоток приведены в табл. 1, здесь же указан способ их охлаждения.

На рис. 3—5 приведено распределение температуры по толщине стенки для среднего сечения ($z=l/2$), соответственно первой, второй, третьей обмоткам. Сплошными линиями обозначены кривые, полученные экспериментально, а пунктирные кривые являются результатом расчета с помощью выражения (47).

Данные табл. 2 позволяют сравнить величины максимальных температур для всех трех обмоток и оценить погрешности расчета.

Полученные результаты показывают, что при относительно небольших плотностях тока до 2,5 а/мм² можно для определения максимальной температуры применять выражение (47), а при

плотностях тока свыше $2,5 \text{ а/мм}^2$ необходимо учитывать неравномерность распределения источников тепла и при расчетах пользоваться решением (28) или даже (27).

В процессе выполнения расчетов установлено, что t_{max} определяется с наименьшей погрешностью, если температура поверхности в выражениях (28) и (47) равна полусумме температур внешней и внутренней поверхностей обмотки в сечении $z=l/2$.

Значения эквивалентных коэффициентов теплопроводности первой и третьей обмоток определены



экспериментально. Для второй обмотки коэффициент теплопроводности рассчитан по методике [Л. 2]; он оказался несколько выше.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Снеддон И. Преобразование Фурье. Издательство инostr. лит., 1955.
2. Любчик М. А. Расчет эквивалентного коэффициента теплопроводности обмоток электрических устройств. — «Изв. вузов. Электромеханика», 1948, № 2.

[6.12.1972]

УДК 621.314.21.015.33.001.24

Частоты собственных колебаний обмоток трансформаторов

Канд. техн. наук А. К. ЛОХАНИН

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Определение собственных частот электрических колебаний обмоток трансформаторов часто является одним из основных этапов при расчете колебательных процессов [Л. 1 и 2]. В ряде случаев с помощью приближенного расчета собственных частот можно оценить характер и величину перенапряжений в обмотках. В связи с этим анализу собственных частот обмоток посвящено большое число работ [Л. 1]. Принимая различные упрощающие предположения, авторы [Л. 1] приходили к различным оценкам собственных частот, справедливым для частных случаев. В [Л. 3 и 4] изложена методика расчета колебательных процессов в обмотках, которая позволяет провести более полный анализ собственных частот и оценку тех или иных упрощающих предположений. Поскольку в [Л. 3 и 4] этому вопросу уделено лишь несколько строк, целью данной работы явилось проведение такого анализа в достаточно широком диапазоне изменений параметров обмоток трансформаторов.

Основные предположения, принятые в [Л. 3 и 4]: однородная обмотка, влияние соседних обмоток отсутствует, экспоненциальная зависимость магнитных связей катушек в обмотке от расстояния между ними.

Условия электрического равновесия в обмотке с вводом на конце (длина обмотки принята равной единице) описываются системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{\partial i}{\partial x} &= C \frac{\partial u}{\partial t} - K \frac{\partial^2 u}{\partial x^2 \partial t}; \\ -\frac{\partial u}{\partial x} &= \int_0^1 M(x, s) \frac{\partial i}{\partial t} ds, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где i и u — ток и напряжение в обмотке; x и s — текущие координаты; C , K — емкости обмотки на землю и продольная емкость;

$$M(x, s) = M_0 e^{-\lambda|x-s|}$$

— функция, определяющая характер магнитной связи в обмотке; λ — постоянная экспоненты.

Для обмотки с вводом в середину второе уравнение системы (1) видоизменяется:

$$-\frac{\partial u}{\partial x} = M_0 \int_0^1 [e^{-\lambda|x-s|} + e^{-\lambda(x+s)}] \frac{\partial i}{\partial t} ds. \quad (1a)$$

Определение собственных частот обмотки связано с совместным решением характеристического уравнения

$$v^4 - (2\lambda K M_0 p^2 + \lambda^2) v^2 + 2M_0 C \lambda p^2 = 0 \quad (2)$$

и определителя системы (1), составленного с учетом граничных условий. Согласно уравнению (4) каждому значению $p = j\omega$ соответствуют два значения v_1 и v_2 . Так как уравнение (2) биквадратное, то $v_3 = -v_1$ и $v_4 = -v_2$, причем первая пара корней имеет мнимые значения, вторая — действительные.

При этом

$$v_2^2 = \frac{\gamma^2 (\lambda^2 + v_1^2)}{\gamma^2 + v_1^2}, \quad (3)$$

$$p^2 = \frac{v_1^2 v_2^2}{2\lambda C M_0}; \quad \gamma^2 = \frac{C}{K}.$$

Решение системы (1) имеет в операторной форме следующий вид:

$$U(x, p) = A_1 \sin v_1 x + A_2 \cos v_1 x + A_3 \text{sh } v_2 x + A_4 \text{ch } v_2 x, \quad (4)$$

$$I(x, p) = K p \left[-\frac{A_1 (\gamma^2 + v_1^2)}{v_1} \cos v_1 x + \frac{A_2 (\gamma^2 + v_1^2)}{v_1} \sin v_1 x + \frac{A_3 (\gamma^2 - v_2^2)}{v_2} \text{ch } v_2 x + \frac{A_4 (\gamma^2 - v_2^2)}{v_2} \text{sh } v_2 x \right]. \quad (5)$$

Здесь v_1 и v_2 — значения модулей соответствующих корней характеристического уравнения (2); A_i — постоянные интегрирования.

Для обмотки с вводом на конце и заземленной нейтралью (случай I) определитель системы Δ

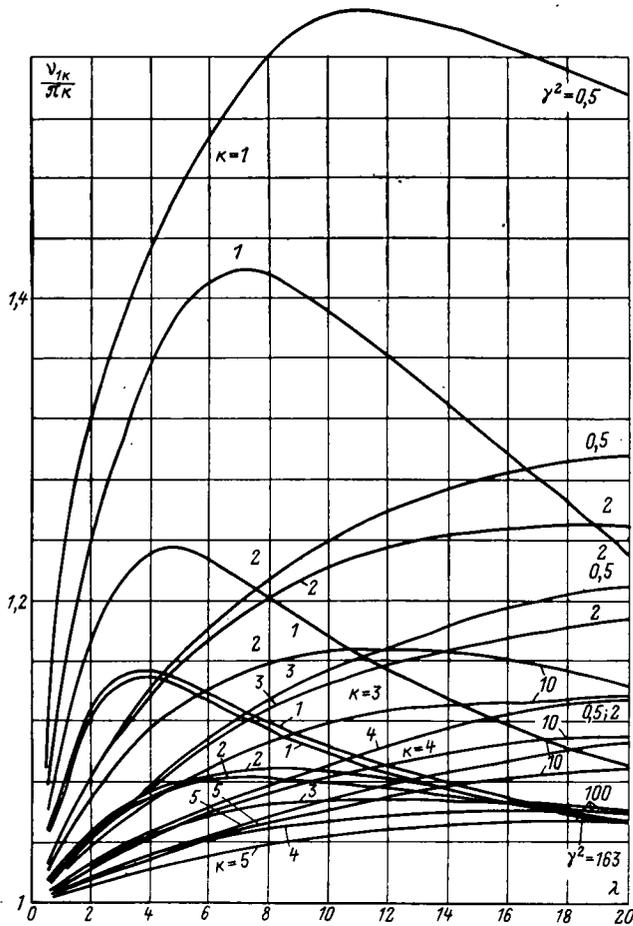


Рис. 1. Зависимость пространственных частот v_{1k} от γ и λ для случая ввода на конце и заземленной нейтрали.

имеет следующий вид:

$$\Delta_I = \begin{vmatrix} \sin v_1 & \cos v_1 & \text{sh } v_2 & \text{ch } v_2 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ \lambda v_1 & v_1^2 & \lambda v_2 & -v_2^2 \\ v_1 (\lambda \cos v_1 - v_1 \sin v_1) & v_1 (\lambda \sin v_1 + v_1 \cos v_1) & v_2 (\lambda \text{ch } v_2 + v_2 \text{sh } v_2) & v_2 (\lambda \text{sh } v_2 + v_2 \text{ch } v_2) \end{vmatrix} \quad (6)$$

Для обмотки с вводом на конце и изолированной нейтралью (случай II) определитель Δ_{II} такой же, как и Δ_I , но со следующими коэффициентами во второй строке:

$$-\frac{1}{v_1}; 0; \frac{1}{v_2}; 0. \quad (7)$$

При вводе в середину высоты обмотки и заземленной нейтрали определитель Δ_{III} также аналогичен Δ_I , но со следующими коэффициентами в последней строке:

$$0; v_1^2; 0; -v_2^2. \quad (8)$$

При неограниченном росте v_1 значения определителей Δ_I и Δ_{II} стремятся к величине $v_1^4 \sin v_1 \text{sh } \gamma$, а $\Delta_{III} - k \frac{v_1^4}{\gamma} \sin v_1 \text{ch } \gamma$. Корни Δ_I и Δ_{III} (собственные частоты обмотки) стремятся к величине πk , где k — номер корня; корни Δ_{II} стремятся к величине $\pi(k-1)$. Практически уже при $k > 5$ значение v_{1k}

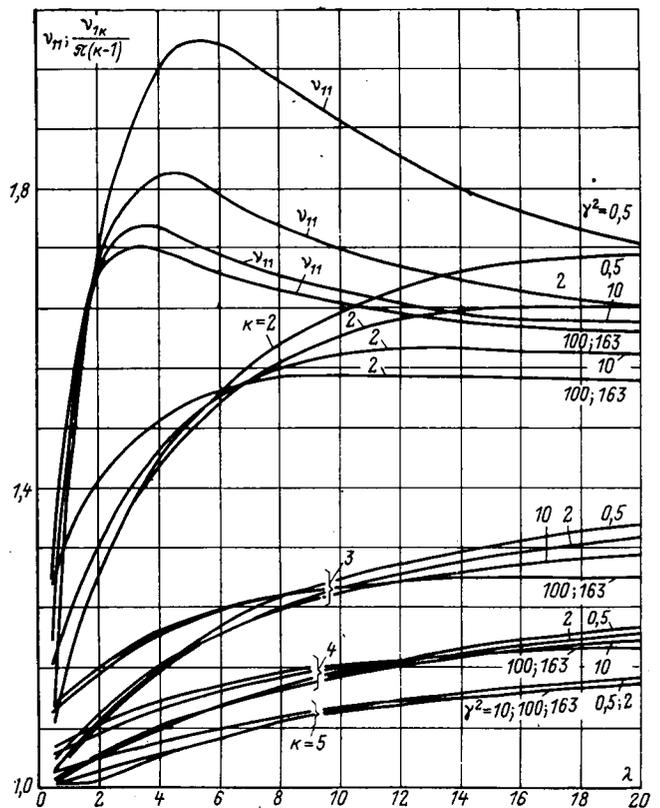


Рис. 2. Зависимость пространственных частот v_{1k} от γ и λ для случая ввода на конце и изолированной нейтрали.

при изолированной нейтрали обмотки равно значению $v_{1,k-1}$ при заземленной нейтрали.

На рис. 1, 2 и 3 приведены значения $v_{1k} = f(\gamma, \lambda)$, рассчитанные с помощью ЦВМ, для указанных случаев. Собственные частоты при $k \geq 5$ для заземленной нейтрали и $k \geq 6$ для изолированной практически не зависят от величины γ .

При достаточно больших k (практически $k \geq 10$) значение v_{1k} можно определить по формуле, полученной из Δ при отбрасывании членов второго порядка малости. Так, для случая заземленной нейтрали согласно [Л. 2]

$$v_{1k} = \pi k + \frac{2\lambda}{\pi k}. \quad (9)$$

В [Л. 2] приведены результаты аналогичного расчета для случаев заземленной и изолированной нейтрали при $\lambda = 4,4$ и $8,8$, а расчет амплитуд колебаний сделан лишь приближенно. На рис. 4 приведены результаты соответствующего расчета, проведенного автором.

Решение системы (1) относительно напряжения во времени и пространстве при воздействии прямоугольной волны имеет вид:

$$u(x, t) = U_{KC} + \sum_{k=1}^{\infty} (S_{1k} \sin v_{1k} x + S_{2k} \cos v_{1k} x + S_{3k} \text{sh } v_{2k} x + S_{4k} \text{ch } v_{2k} x) \cos \omega_k t, \quad (10)$$

где U_{KC} — квазиустановившееся распределение напряжения; S_{ik} — амплитуды колебаний составляющих

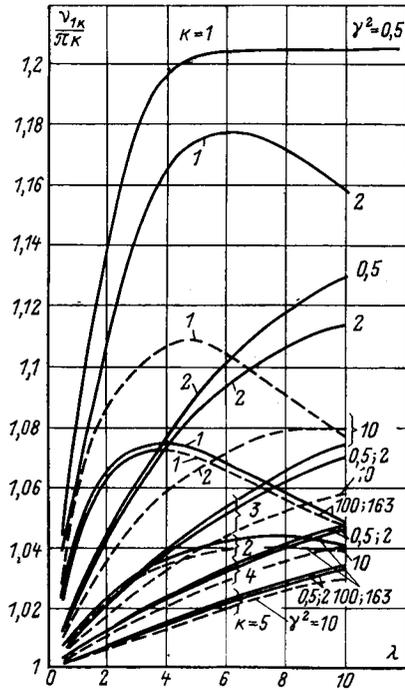


Рис. 3. Зависимость пространственных частот ν_{1k} от γ и λ для случая ввода в середину и заземленной нейтрали.

собственных частот (номера k),

$$S_{ik} = \frac{2A_{ik}}{\omega_k \Delta'(\omega_k)}$$

Первые два слагаемых, стоящих под знаком Σ в выражении (10), можно рассматривать как бегущие волны, вторые два — как стоячие. Скорость распространения бегущей волны (номера k):

$$V_k = \frac{\omega_k}{\nu_{1k}} = V_\infty \frac{\nu_2}{\gamma}, \quad (11)$$

где

$$V_\infty = \frac{1}{\sqrt{2M_0 K \lambda}} \quad (12)$$

— скорость при $\nu_1 \rightarrow \infty$.

Обычно уже для гармоник порядка $k \geq 4$ $V_k \approx V_\infty$ [Л. 2]. В случае $\lambda = \gamma$ все бегущие волны распространяются с одной скоростью:

$$V_k = V_\infty,$$

ибо в этом случае $\nu_2 \equiv \gamma$ и имеет место наиболее ярко выраженный волновой характер распространения воздействия.

Учитывая, что индуктивность обмотки определяется выражением:

$$L = \int_0^1 \int_0^1 M(x, s) dx ds = \frac{2M_0}{\lambda^2} (\lambda^2 - 1 + e^{-\lambda}), \quad (13)$$

можно написать:

$$V_\infty = \frac{\gamma}{\lambda \sqrt{LC \frac{\lambda}{\lambda - 1 + e^{-\lambda}}}} \quad (14)$$

В случае $\lambda = \gamma$ получаем:

$$V_\infty = \frac{1}{\sqrt{LC \frac{\lambda}{\lambda - 1 + e^{-\lambda}}}} \quad (15)$$

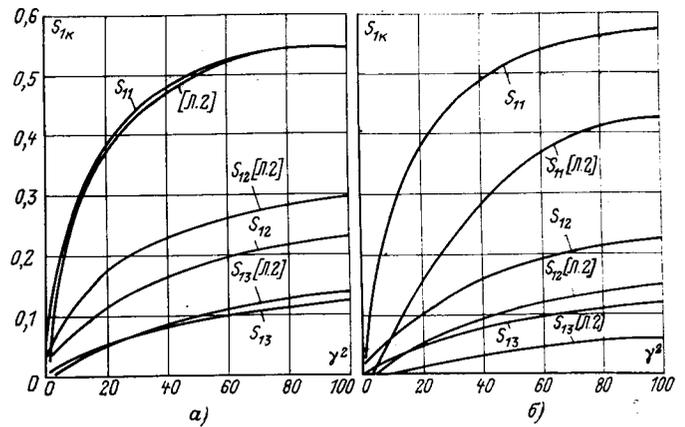


Рис. 4. Зависимость амплитуд синусоидального пространственного распределения собственных колебаний обмотки S_{1k} от γ для случая ввода на конце и заземленной нейтрали ($k=1, 2, 3$).

$a - \lambda=4,4; b - \lambda=8,8.$

Это значение несколько меньше скорости распространения импульсных волн в так называемой дуальной обмотке, характеризуемой полным подобием в ней электрического и магнитного полей. Согласно [Л. 5] в дуальной обмотке

$$V = \frac{l}{\sqrt{LC}} = \frac{c}{\sqrt{\epsilon \mu}}, \quad (16)$$

где l — длина обмотки (провода); c — скорость света в вакууме; ϵ, μ — электрическая и магнитная проницаемости среды.

Такое отличие вызвано конечной длиной обмотки при принятой аппроксимирующей функции магнитных связей внутри нее. Если длина обмотки не ограничена, при $\lambda = \gamma$ приходим к случаю дуальной обмотки.

При $\gamma = \lambda \rightarrow \infty$ (отсутствие взаимной индуктивной и емкостной связи между элементами обмотки) приходим к случаю длинной линии:

$$V = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}} = \frac{c}{\sqrt{\epsilon \mu}}, \quad (17)$$

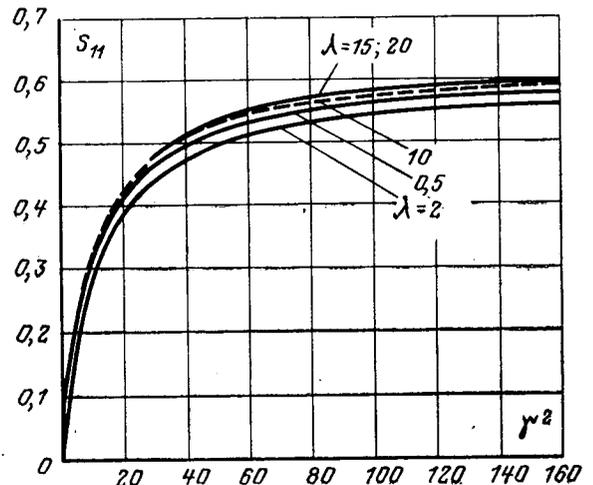


Рис. 5. Зависимость амплитуды синусоидального пространственного распределения S_{11} (основная частота) от γ и λ для случая ввода на конце и заземленной нейтрали.

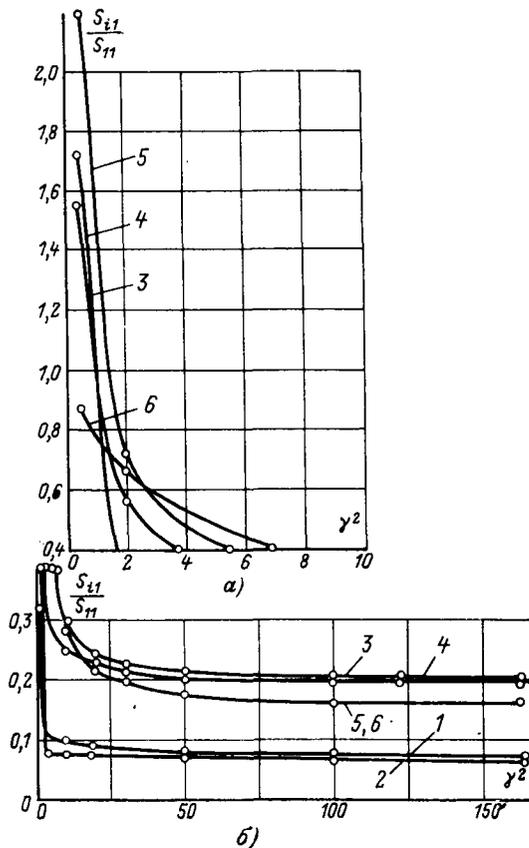


Рис. 6. Зависимость амплитуд основного собственного колебания обмотки S_{i1} от γ и λ для случая ввода на конце и заземленной нейтрали.

а — для значений γ^2 от 0 до 10; б — для значений γ^2 от 0 до 200;
1 — S_{21}/S_{11} ; S_{41}/S_{11} при $\lambda=0,5$; 2 — S_{31}/S_{11} при $\lambda=0,5$; 3 — S_{21}/S_{11} ;
 S_{41}/S_{11} при $\lambda=2$; 4 — S_{31}/S_{11} при $\lambda=2$; 5 — S_{21}/S_{11} ; S_{41}/S_{11} при $\lambda=10$;
6 — S_{31}/S_{11} при $\lambda=10$.

где L_0 , C_0 — индуктивность и емкость линии на единицу длины.

Рассмотрим амплитуды собственных колебаний S_{ik} .

В случае ввода на конце или нейтрали в середине и заземленной нейтрали [Л. 4] при граничных условиях: $x=0, u=0$; $x=1, u=E$ (E — действующее напряжение), $S_{2k} = -S_{4k}$.

На рис. 5 и 6 приведены значения S_{i1} (амплитуды основной частоты) для наиболее важного случая заземленной нейтрали и ввода на конце в зависимости от γ и λ . Из рис. 5 видно, что S_{i1} определяется в основном значением параметра емкостного распределения γ и практически не зависит от параметра индуктивных связей λ . Как видно из рис. 6, амплитуды S_{21} во всем диапазоне, а S_{31} — при $\gamma > 3$ не превышают 30% амплитуды S_{i1} .

Приведенные результаты расчета позволяют определить собственные частоты обмотки практически для всех встречающихся соотношений параметров обмотки и оценить амплитуды колебаний.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Abetti P. A. Bibliography on the surge performance of transformers and rotating machines. PAS. 1958, p. 1150, PAS. 1962, p. 213, PAS. 1964, p. 885.
2. Heller B., Veverka A. Surge phenomena in electrical machines. Akademie. Prague. 1968.
3. Лоханин А. К. Расчет перенапряжений в катушечных обмотках трансформаторов. — «Электричество», 1967, № 4.
4. Лоханин А. К. Расчет перенапряжений в обмотках с вводом или нейтралью в середину высоты. — «Электричество», 1970, № 10.
5. Перлин А. Г. Нестационарные явления в обмотке с изолированной нейтралью. Диссертация, МЭИ, 1941.

[8.1.1973]



УДК 621.3.015.532.001.5

Исследование напряжения возникновения короны в высоковольтных конструкциях с полупроводящими покрытиями

Доктор техн. наук В. В. БУРГСДОРФ, инж. В. Н. ВОЗЛИНСКИЙ

Москва

Устранение короны и скользящих разрядов имеет очень большое значение для нормальной работы изоляторов высокого напряжения, высоковольтных электрических машин, кабелей высокого напряжения и других высоковольтных конструкций. Корона разрушительно действует на изоляционные материалы органического происхождения. В связи с этим напряжение возникновения короны должно быть выше наибольшего рабочего напряжения высоковольтных конструкций. Устранение короны имеет значение и для ограничения радиопомех, которые она вызывает.

При расчете высоковольтных конструкций для определения напряжения возникновения короны широко используются эмпирические формулы. Так как корона является обычно следствием краевого эффекта, наибольшее практическое значение имеют

формулы, определяющие начальное напряжение короны на краю электрода. Широкое распространение для определения этого напряжения в плоском конденсаторе получило выражение:

$$U = K \left(\frac{\delta}{\epsilon} \right)^{0,45}, \quad (1)$$

где δ — толщина диэлектрика, мм; ϵ — относительная диэлектрическая проницаемость.

Эта зависимость была предложена в [Л. 1 и 2] и рекомендуется в [Л. 3—5]. Выражение (1) без существенной погрешности может быть применено и для цилиндрического конденсатора, особенно, если толщина изоляции достаточно мала. Практически она пригодна для определения напряжения начала короны в различных высоковольтных конструкциях: проходных изоляторах, кабелях с отдельно освин-

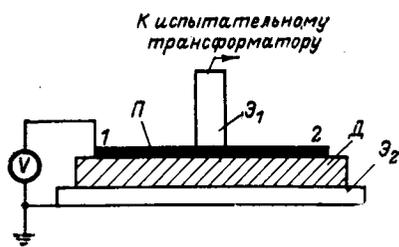


Рис. 1.

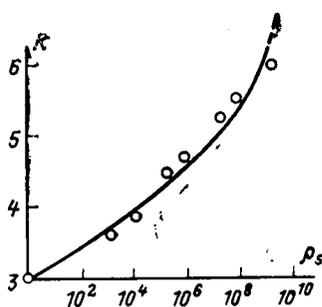


Рис. 2.

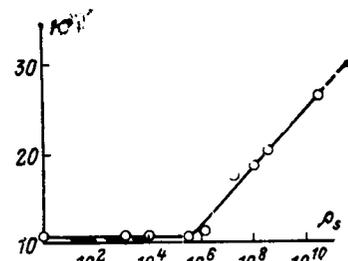


Рис. 3.

цованными токопроводящими жилами, в высоковольтных электрических машинах и т. д.

По [Л. 2] коэффициент K для начального напряжения короны в воздухе при металлических и полупроводящих электродах оказался соответственно равным 3,0 и 4,3; в трансформаторном масле при обоих видах электродов — 10,6.

Выражение (1) при указанных значениях коэффициента K широко применяется на практике, в частности, рекомендуется в [Л. 4], содержащей наиболее полный анализ способов устранения коронирования в обмотках электрических машин.

Величина удельного поверхностного сопротивления полупроводящих покрытий может изменяться в весьма широких пределах (на много порядков), в силу чего представлялось желательным полнее изучить влияние поверхностного сопротивления на напряжение возникновения короны на краю полупроводящего покрытия.

С этой целью были предприняты специальные исследования. Схема измерения приведена на рис. 1. Здесь \mathcal{E}_1 и \mathcal{E}_2 — верхний и нижний электроды; Π — полупроводящее покрытие; Δ — диэлектрик; V — электростатический вольтметр.

При положении электрода \mathcal{E}_1 в центре полупроводящего слоя напряжение в месте подключения электростатического вольтметра (в т. 1) будет несколько отличаться от напряжения на другом краю полупроводящего покрытия (в т. 2). Во избежание этого положение верхнего электрода регулировалось таким образом, чтобы напряжения в точках 1 и 2 были практически равны.

В процессе опыта напряжение медленно увеличивалось до возникновения короны на краю полупроводящего покрытия (в т. 2). Оно фиксировалось визуально и контролировалось с помощью фотографии. Напряжение начала короны определялось с помощью электростатического вольтметра V . Полученные опытные точки для коэффициентов K в воздухе и масле при различных значениях удельного поверхностного сопротивления приведены соответственно на рис. 2 и 3.

Из рис. 2 видно, что напряжение возникновения короны в воздухе существенно зависит от величины удельного поверхностного сопротивления полупроводящего покрытия. При увеличении удельного поверхностного сопротивления коэффициент K для начального напряжения короны в воздухе значительно возрастает, соответственно повышается и начальное напряжение короны.

Принимаемый по [Л. 2] коэффициент $K=4,3$ соответствует сравнительно небольшому удельному

поверхностному сопротивлению полупроводящего покрытия (около 10^5 ом).

Полученные результаты для плоского конденсатора были проверены для конструкции с электродами в виде коаксиальных цилиндров с наружным диаметром около 2 см.

Как оказалось, полученные зависимости подтверждаются достаточно полно. Таким образом, возможность увеличения начального напряжения короны при использовании полупроводящих покрытий с повышенными значениями удельного поверхностного сопротивления имеет достаточно универсальный характер.

Несколько иначе изменяется начальное напряжение короны в масле при увеличении удельного поверхностного сопротивления покрытия. Коэффициент K для начального напряжения короны в масле в соответствии с данными [Л. 2] является одинаковым как для металлических, так и для полупроводящих электродов. Однако это остается справедливым лишь для полупроводящих покрытий с удельным поверхностным сопротивлением, не превышающим 10^6 ом. При дальнейшем увеличении удельного сопротивления приблизительно до 10^{11} ом коэффициент K и соответственно начальное напряжение короны возрастают более чем в 2,5 раза (рис. 3).

Для более полного и наглядного представления о роли поверхностного удельного сопротивления был поставлен дополнительный эксперимент (рис. 4). Он заключался в том, что между двумя покрытиями, имеющими сравнительно небольшое удельное поверхностное сопротивление (10^6 и 10^4 ом), был помещен полупроводящий слой с более высоким удельным поверхностным сопротивлением (10^{10} ом). Полупроводящие покрытия располагались в виде полосы, имеющей три значения удельного поверхностного сопротивления. При повышении напряжений по краям обоих полупроводящих покрытий с меньшим удельным поверхностным сопротивлением возникала корона. В то же время в средней части, где удельное поверхностное сопротивление

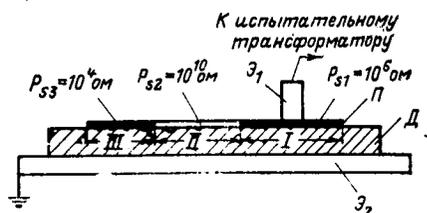


Рис. 4.

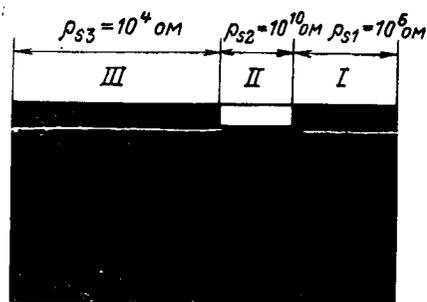


Рис. 5.

было высоким, корона не наблюдалась, что хорошо прослеживалось визуально и ясно видно на рис. 5.

Корона наблюдается в виде полосы вдоль полупроводящих покрытий в I и III зонах и практически отсутствует между ними во II зоне с высоким удельным сопротивлением.

Следует подчеркнуть, что напряжение на среднем участке (II) с повышенным сопротивлением было выше, чем на крайнем (III), наиболее удаленном от верхнего электрода. Таким образом, отсутствие короны в средней части можно объяснить лишь повышенным удельным поверхностным сопротивлением его полупроводящего покрытия.

Следует еще отметить, что наиболее интенсивное развитие корона получила на III участке полупроводящего покрытия, наиболее удаленного от верхнего электрода. Это, очевидно, связано с его наименьшим удельным поверхностным сопротивлением.

Влияние повышенного удельного сопротивления полупроводящего покрытия связано с затруднительностью подтекания зарядов к месту возникновения короны при высоком удельном сопротивлении покрытия, что естественно ослабляет процесс ионизации и повышает напряжение разряда. Не исключено также, что возрастание удельного сопротивления может повысить энергию, необходимую для вырывания электронов с полупроводящего электрода и соответственно начальное напряжение короны. Возможно, на развитие разряда оказывают влияние оба рассматриваемых фактора. С практической точки зрения полученные результаты представляются существенно важными, поскольку открывается возможность надлежащим выбором параметров полупроводящего покрытия повысить напряжение начала короны и электрических характеристик изоляционных конструкций в целом.

При повышении удельного сопротивления полупроводящего покрытия возможно возникновение короны непосредственно около электрода. Во избежание этого могут быть применены двухступенчатые покрытия с меньшим удельным сопротивлением около электрода и с более высоким на периферии. Такие конструкции использовались в электрических машинах и до сих пор. Однако в свете результатов проведенных исследований эффективность их использования может быть значительно повышена, а область применения распространена на различные установки высокого напряжения.

Рассмотрим теперь влияние сопротивления полупроводящего покрытия на разрядное напряжение. Поскольку оно связано с напряжением короны, то следует ожидать также и его возрастания с увеличением удельного сопротивления.

Предпринятые в этой связи опыты подтвердили сказанное. Так как при перекрытии использовались сравнительно высокие напряжения, применение покрытия с удельным сопротивлением порядка 10^5 Ом оказалось неэффективным. Однако при добавлении покрытия с высоким удельным сопротивлением (10^{11} Ом) разрядное напряжение повысилось почти на 50%, хотя расстояние по диэлектрику сократилось наполовину (с 10 до 5 см). Следует ожидать, что при больших расстояниях между электродами возрастание прочности промежутка при использовании полупроводящих покрытий с высоким удельным сопротивлением увеличится в большей степени.

Выводы. 1. Напряжение возникновения короны в воздухе значительно возрастает при увеличении удельного поверхностного сопротивления полупроводящих покрытий.

Увеличивается также и напряжение поверхностного перекрытия для изоляционных конструкций, использующих полупроводящие покрытия.

2. Напряжение возникновения короны в масле возрастает более чем в 2,5 раза при увеличении удельного поверхностного сопротивления от 10^6 до 10^{11} Ом.

3. Широкое использование этих закономерностей позволит существенно повысить рабочее напряжение высоковольтных конструкций или уменьшить их размеры, особенно если они определяются условиями возникновения короны, как это имеет место в случае применения органической изоляции.

4. Применение постоянных коэффициентов K для напряжения возникновения короны в воздухе и масле, полученных при сравнительно небольших удельных поверхностных сопротивлениях, не позволяет использовать все преимущества полупроводящих покрытий.

5. При высоких напряжениях полупроводящие покрытия целесообразно осуществлять двухступенчатыми, причем вторая ступень должна иметь удельное поверхностное сопротивление порядка 10^{10} — 10^{11} Ом. Такие конструкции в свете полученных результатов имеют значительно большую эффективность, чем считалось до сих пор, и могут успешно применяться в различных установках высокого напряжения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kappeler H. Hartpapierdurchführung für Hochspannungen. *Bul. SEV*, 1949, № 21, p. 5.
2. Wellauer M. Einführung in die Hochspannungstechnik, Birkhäuser — Vrig, 1954, p. 331.
3. Бенинг П. Электрическая прочность изоляционных конструкций. М.—Л., Госэнергоиздат, 1960, 216 с.
4. Кучера Я., Гапл Й. Обмотки электрических вращательных машин. Изд. ЧАН, Прага, 1963, 981 с.
5. Стефанов К. С. Техника высоких напряжений. М., «Энергия», 1967, 495 с.

[2.6.1972]



Исследование поля статора стержневого электростатического генератора

И. П. ГУК, В. В. ПАЦЕВИЧ, В. Д. ЭСЬКОВ

Томск

Преобразование механической энергии в электрическую в стержневых электростатических генераторах (ЭСГС) происходит при перемещении заряженных металлических транспортеров, расположенных в диэлектрическом роторе, против действия сил внешнего по отношению к ним электрического поля. Это внешнее поле создается с помощью системы индукторов, расположенных в слабопроводящем покрытии статора. Удельное объемное сопротивление покрытия $\rho_v = 10^{10} - 10^{12}$ ом/см, т. е. на несколько порядков меньше, чем ρ_v рабочей среды. Поэтому можно считать, что ни среда, ни ротор не оказывают влияния на распределение потенциала вдоль поверхности статора.

В преобразовании энергии внешнее поле («поле статора») участвует лишь одной своей составляющей, коллинеарной направлению движения транспортера, т. е. касательной к поверхности ротора E_τ). Вторая же составляющая E_n (нормальная) при прочих равных условиях может лишь снижать максимальные выходные параметры генератора при неизменной электрической прочности рабочей среды [Л. 1 и 2].

Кроме того, поле статора сказывается на уменьшении тока генератора с увеличением напряжения на нагрузке при постоянном напряжении возбуждения. Эта зависимость характеризуется коэффициентом увеличения напряжения k_U , равным отношению напряжения холостого хода к напряжению возбуждения.

Настоящая статья посвящена выявлению основных факторов, определяющих характер поля статора и его максимальные градиенты, которые зависят от геометрии и электрических свойств ротора и статора.

Анализ проводится применительно к ЭСГС цилиндрического исполнения при следующих допущениях.

1. Электрическое поле удовлетворяет условиям квазистационарности и в любой фиксированный момент времени рассматривается как электростатическое; при этом учитывается, что время коммутации значительно меньше периода между коммутациями соседних транспортеров.

2. Система считается линейной, диэлектрик ротора и рабочая среда однородными и изотропными.

3. Электрическое поле в основной части рабочего объема полагается плоскопараллельным.

4. Влияние металлических включений (транспортеры) на поле в зазоре не учитывается.

В этом случае расчет поля статора сво-

дится к решению задачи Дирихле для кольцевой области с трехслойным диэлектриком (на рис. 1 ротор $r_2 < r < r_3$ окружен с двух сторон газовыми зазорами, $r_1 < r < r_2$ и $r_3 < r < r_4$), причем особенности статора учитываются граничной (статорной) функцией $U(\theta)$.

Методика решения этой задачи методом разделения переменных в полярной системе координат (r, θ) для области с однородным диэлектриком изложена в [Л. 3]. Расчет потенциальной функции в трехслойном диэлектрике при произвольном распределении потенциала на границе приведен в [Л. 4]. Аналогичные математические выкладки по расчету поля статора, имеющего p пар полюсов и выполненного симметрично (так что граничная функция $U(\theta)$ имеет период $2\pi/p$ и ее разложение в ряд Фурье не содержит четных гармоник) вынесены в приложение. При этом начало отсчета выбрано таким образом, чтобы функция $U(\theta)$ была четной (например, посередине одного из индукторов возбуждения):

$$U(\theta) = a_0/2 + \sum_k^{1,3,5,\dots} a_k \cos kp\theta. \quad (1)$$

Имея выражение для потенциальной функции в любом диэлектрическом слое (П-10), можно найти составляющие вектора напряженности электрического поля:

$$E_\tau = -\frac{\partial \varphi}{r \partial \theta}; \quad E_n = -\frac{\partial \varphi}{\partial r}. \quad (2)$$

В наиболее напряженном зазоре ($r_1 < r < r_2$) имеем:

$$E_\tau = \frac{1}{r} \sum_{k=p(1,3,5,\dots)} a_k [a_k (r^{2k} - r_1^{2k}) + r_1^k] kr^{-k} \cos k\theta; \quad (3)$$

$$E_n = \frac{1}{r} \sum_{k=p(1,3,5,\dots)} a_k [-a_k (r^{2k} + r_1^{2k}) + r_1^k] kr^{-k} \cos k\theta. \quad (4)$$

Здесь коэффициент a_k определяется геометрией системы и отношением диэлектрических проницаемостей тела ротора и рабочей среды ϵ_r :

$$a_k = \frac{(1 + \epsilon_{np}^2) r_4^k - (\lambda_4 + \lambda_3 r_4^{2k} r_2^{-2k} \epsilon_{np})}{\lambda_1 \lambda_3 r_4^{2k} - \lambda_2 \lambda_4 r_1^{2k}},$$

где

$$\epsilon_{np} = \frac{\epsilon_r - 1}{\epsilon_r + 1};$$

$$\lambda_1 = 1 - \epsilon_{np} (r_1/r_2)^{2k}; \quad \lambda_2 = 1 - \epsilon_{np} (r_2/r_1)^{2k};$$

$$\lambda_3 = 1 - \epsilon_{np} (r_3/r_4)^{2k}; \quad \lambda_4 = 1 - \epsilon_{np} (r_4/r_3)^{2k}.$$

Коэффициент увеличения напряжения, как следует из [Л. 5] при симметричном расположении коммутирующих транспортеров, численно равен отношению потенциала индуктора нагрузки U_n к удвоенному потенциалу поля статора в точке, соответ-

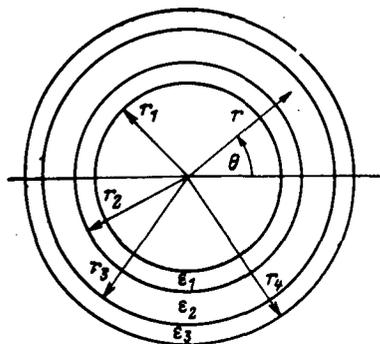


Рис. 1. Расчетная модель.

вующей положению транспортера, коммутирующего в системе возбуждения (потенциал индуктора возбуждения принят равным нулю). Полагая для упрощения координаты этой точки $r=r_0=0,5(r_2+r_3)$ и $\theta=0$, имеем:

$$k_U = U_H/2\varphi(r_0, 0), \quad (5)$$

где в соответствии с (П-8) и (П-10)

$$\varphi(r_0, 0) = \frac{\alpha_0}{2} + \frac{2}{\varepsilon_r + 1} \sum_{k=p(1,3,5,\dots)} \alpha_k \frac{(r_0^{2k} + r_1^k r_4^k)(\lambda_1 r_4^k - \lambda_4 r_1^k)}{(\lambda_1 \lambda_3^{2k} - \lambda_2 \lambda_4 r_1^{2k}) r_0^k}.$$

Для определения коэффициентов α_0 и α_k , характеризующих статорную функцию, было проведено экспериментальное исследование электрического поля в слабопроводящем слое статора для индукторов, форма которых близка к используемой в реальных ЭСГ. Поскольку прямые измерения распределения потенциала вдоль поверхности слабопроводящего слоя связаны с значительными трудностями при изменении геометрии статора в широких пределах, они были заменены моделированием на проводящей бумаге по методике, описанной в [Л. 6 и 7]. Обработка результатов экспериментов показала, что граничная функция (рис. 2) с достаточной степенью точности может быть аппроксимирована в интервале $0 \leq \theta \leq \pi/2p$ выражением:

$$U(\theta) = \begin{cases} U_0, & 0 \leq \theta \leq \gamma; \\ U_0 + E_{tm} \frac{r_1(\theta - \gamma)^2}{2(\beta - \gamma)}, & \gamma \leq \theta \leq \beta; \\ E_{tm} r_1(\theta - s), & \beta \leq \theta \leq \pi/2p; \end{cases}$$

где E_{tm} — максимальное значение тангенциальной составляющей напряженности на поверхности статора

$$\beta = 2s - \gamma + 2 \frac{U_0}{U_H} \left(\frac{\pi}{p} - 2s \right).$$

Абсолютные значения параметров статорной функции s , γ , U_0/U_H изменяются в широких пределах при изменении толщины слабопроводящего слоя над индукторами, их формы и соотношения между шириной индуктора и межполюсным расстоянием. Это обстоятельство позволяет рассчитывать на возможность реализации в действующих образцах ЭСГ статорной функции с оптимальными

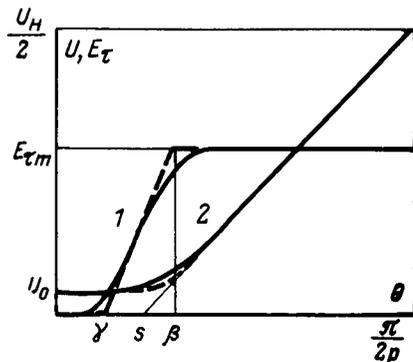


Рис. 2. Распределение $E_t(\theta)$ (1) и $U(\theta)$ (2) по статору.
— моделирование; - - - аппроксимация.

значениями параметров, которые могут быть найдены в процессе анализа.

При принятой аппроксимации граничной функции коэффициенты ряда (1) равны:

$$\alpha_0 = U_H, \quad \alpha_k = -4p^2 U_H \frac{\sin k\beta - \sin k\gamma}{\pi(\pi - 2ps)(\beta - \gamma)k^2},$$

где $k=pn$, $n=1, 3, 5, \dots$

Исследование выражений (3) — (5), содержащих бесконечные суммы, весьма затруднительно. В связи с этим был проведен расчет необходимых величин на ЦВМ БЭСМ-4 при изменении параметров расчетной модели и статорной функции в широких пределах. Требуемая точность расчета обеспечивалась учетом соответствующего числа сумм и проверялась по выполнению граничных условий.

Расчет проводился в относительных единицах. В качестве базисных величин были приняты r_0 и U_H . Пределы изменения остальных параметров следующие:

толщина ротора

$$2d^* = \frac{r_3 - r_2}{r_0} = 0,01 \div 0,4;$$

толщина зазора

$$\delta^* = \frac{r_2 - r_1}{r_0} = \frac{r_4 - r_3}{r_0} = 0,001 \div 0,04;$$

межполюсное расстояние

$$l^* = \pi/p = (0,1 \div 1)\pi;$$

отношение диэлектрических проницаемостей тела ротора и рабочей среды

$$\varepsilon_r = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} = 1 \div 10;$$

параметры статорной функции

$$s = (0,02 \div 0,24) \frac{\pi}{p}, \quad \gamma = (0 \div 0,9)s,$$

$$U_0/U_H = (0,25 \div 1) 10^{-2}.$$

Анализ результатов расчета показал, что в зазоре ($r_1 \leq r \leq r_2$) характер зависимостей $E_r(\theta)$ и $E_n(\theta)$ слабо меняется с изменением r . Максимальные же значения этих величин достигаются на поверхности статора ($r=r_1$). При рассматриваемой граничной функции максимум E_r зависит только от произведения sp и отношения r_1/r_0 :

$$E_{tm} = \frac{E_{tcp}}{r_1 r_0 (1 - 2sp/\pi)}, \quad (6)$$

где $E_{tcp} = U_H/l$.

Столь же простого соотношения для максимального значения E_n в общем случае получить не удастся. В вышеуказанном диапазоне изменение величин E_{nm} практически не зависит от δ^* , U_0/U_H и прямо пропорционально ε_r . Зависимость E_{nm} от d , γ , s иллюстрируется рис. 3. Угловая координата точки, в которой E_n достигает максимума, всегда оказывается на интервале $\gamma \leq \theta \leq \beta$ и во многих случаях $\theta \approx s$.

Полученные результаты подтверждают справедливость для ЭСГС общего вывода, сделанного для ЭСГ с транспортером — диэлектриком в [Л. 8] на основе приближенной формулы, связывающей нормальную составляющую поля на поверхности статора с произвольной касательной составляющей

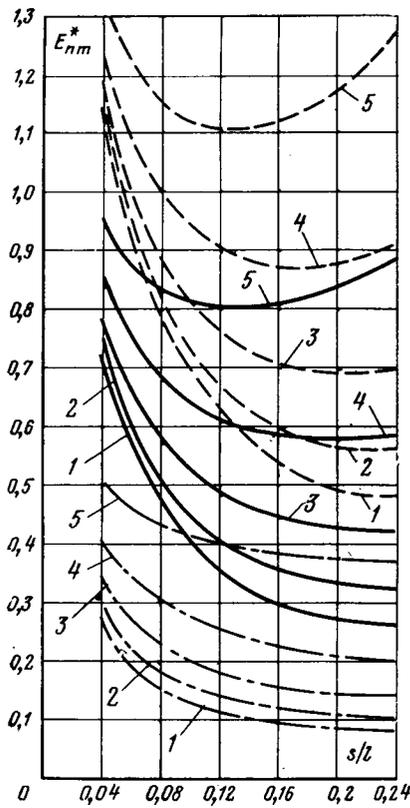


Рис. 3. Зависимость $E_{nm}^* = E_{nm}/\epsilon_r E_{\tau, \text{cp}}$ от s/l .
 - - - - $d/l=0,1$; ——— $d/l=0,05$;
 - · - · - $d/l=0,02$;
 1 — $\frac{\gamma}{s}=0$; 2 — $\frac{\gamma}{s}=0,2$; 3 — $\frac{\gamma}{s}=0,4$;
 4 — $\frac{\gamma}{s}=0,6$; 5 — $\frac{\gamma}{s}=0,8$.

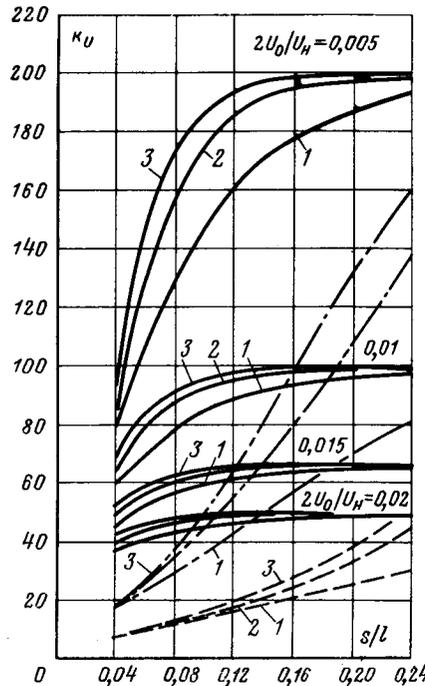


Рис. 4. Зависимость коэффициента увеличения напряжения от параметров статорной функции и d^* при $\epsilon_r = 5$, $\delta/l = 0,002$.
 ——— $d/l=0,02$; - · - · - $d/l=0,06$;
 $U_0/U_H = 0,0025$; - - - - $d/l=0,1$,
 $U_0/U_H = 0,0025$;
 1 — $\frac{\gamma}{s} = 0,25$; 2 — $\frac{\gamma}{s} = 0,5$; 3 — $\frac{\gamma}{s} = 0,75$.

в направлении ее орта: там, где тангенциальное поле подвержено быстрым изменениям, проявляется большая нормальная составляющая.

Эта приближенная формула справедлива лишь при $\gamma=0$ и малых величинах d^* и в данном случае может быть приведена к виду:

$$E_{nm} \approx \frac{d^* \epsilon_r}{2s} E_{\tau m} \quad (7)$$

При $\gamma \neq 0$ значительную роль играет отношение γ/s , во многом определяющее скорость изменения E_{τ} (θ).

Результаты анализа выражения (5) показали, что на величину коэффициента увеличения напряжения наиболее существенное влияние оказывают параметры статорной функции (рис. 4). Из них определяющей является величина U_0/U_H , для которой получен коэффициент:

$$k_U < U_H / 2U_0 \quad (8)$$

Характер влияния остальных параметров соответствует условиям клетки Фарадея: k_U возрастает с уменьшением d^* , δ^* , ϵ_r и с увеличением γ , s при постоянстве отношения U_0/U_H . Здесь следует отметить, что существенное снижение коэффициента увеличения напряжения, объясняемое обычно потоками рассеяния, может иметь место и при их отсутствии.

Таким образом, выполнению основных требований к полю статора (нужно иметь значение $E_{\tau, \text{cp}}$, близкое к $E_{\tau m}$ при малом E_{nm} и достаточно большом k_U , чтобы обеспечить возможность получения максимальных выходных параметров ЭСГ) способствует уменьшение параметров d/l , δ/l , ϵ_r . Параметры же статорной функции нельзя изменить таким образом, чтобы одновременно удовлетворить всем этим требованиям. Например, можно уменьшить E_{nm} , уменьшая γ и увеличивая s , но при этом увеличивается $E_{\tau m}$ а k_U может как уменьшаться, так и увеличиваться в зависимости от величины отношения U_0/U_H . Поэтому для выбора параметров статорной функции, как впрочем и ϵ_r , необходимо совместное исследование поля статора и поля зарядов ротора в номинальном режиме работы ЭСГС.

Приложение. Задача Дирихле для области с трехслойным диэлектриком кольцевого сечения (рис. 1). Эта задача, как известно, сводится к определению в каждом из слоев неоднородного диэлектрика функции φ , удовлетворяющей краевым условиям и уравнению Лапласа:

$$\nabla^2 \varphi^{(v)} = 0, \quad (\text{П-1})$$

где $\varphi^{(v)}$ — потенциальная функция в v -среде с постоянной диэлектрической проницаемостью $\epsilon = \epsilon_v$. Вдоль поверхностей раздела сред должны выполняться условия сопряжения: непрерывность потенциала и нормальной составляющей вектора электрического смещения.

Введем цилиндрическую систему координат r, θ и будем искать решение задачи согласно [Л. 3] в виде ряда:

$$\varphi^{(v)} = A_0^{(v)} \ln r + B_0^{(v)} + \sum_{k=1}^{\infty} [(A_k^{(v)} r^k + B_k^{(v)} r^{-k}) \cos k\theta + (C_k^{(v)} r^k + D_k^{(v)} r^{-k}) \sin k\theta]. \quad (\text{П-2})$$

Для того, чтобы иметь возможность составить уравнения, число которых равнялось бы числу неизвестных постоянных, входящих в это выражение, разложим заданные граничные функции в ряд Фурье:

$$\left. \begin{aligned} \varphi^{(1)}(r_1, \theta) = U'(\theta) &= \frac{\alpha'_0}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} (\alpha'_k \cos k\theta + \beta'_k \sin k\theta); \\ \varphi^{(2)}(r_2, \theta) = U''(\theta) &= \frac{\alpha''_0}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} (\alpha''_k \cos k\theta + \beta''_k \sin k\theta). \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-3})$$

Подставляя вместо функций $\varphi^{(v)}$ их значения из (П-2) в (П-3) и условия сопряжения:

$$\left. \begin{aligned} \varphi^{(1)}(r_2, \theta) = \varphi^{(2)}(r_2, \theta), \quad \epsilon_1 \frac{\partial \varphi^{(1)}}{\partial r} \Big|_{r=r_2} &= \epsilon_2 \frac{\partial \varphi^{(2)}}{\partial r} \Big|_{r=r_2}; \\ \varphi^{(2)}(r_3, \theta) = \varphi^{(3)}(r_3, \theta), \quad \epsilon_2 \frac{\partial \varphi^{(2)}}{\partial r} \Big|_{r=r_3} &= \epsilon_3 \frac{\partial \varphi^{(3)}}{\partial r} \Big|_{r=r_3}, \end{aligned} \right.$$

и приравнявая коэффициенты при косинусах и синусах, а также негармонические составляющие, получаем систему

уравнений, решение которой относительно неизвестных постоянных дает:

$$A_0^{(1)} = \frac{\alpha'_0 - \alpha''_0}{2 \left(\ln \frac{r_1}{r_2} + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \ln \frac{r_2}{r_3} + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_3} \ln \frac{r_3}{r_4} \right)}, \quad B_0^{(1)} = \frac{\alpha'_0}{2} - A_0^{(1)} \ln r_1; \quad (\text{П-4})$$

$$A_0^{(2)} = \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} A_0^{(1)}, \quad B_0^{(2)} = \frac{\alpha'_0}{2} - A_0^{(1)} \left(\ln \frac{r_1}{r_2} + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \ln r_2 \right); \quad (\text{П-5})$$

$$A_0^{(3)} = \frac{\epsilon_1}{\epsilon_3} A_0^{(1)}, \quad B_0^{(3)} = \frac{\alpha''_0}{2} - A_0^{(1)} \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \ln r_4; \quad (\text{П-6})$$

$$A_k^{(1)} = \frac{r_4^k (1 - \frac{\epsilon_2}{\epsilon_3}) \alpha''_k - r_1^k (\lambda_4 + \lambda_3 \epsilon_{21} r_4^{2k} / r_2^{2k}) \alpha'_k}{\lambda_1 \lambda_3 r_4^{2k} - \lambda_2 \lambda_4 r_1^{2k}}, \quad B_k^{(1)} = \alpha'_k r_1^k - A_k^{(1)} r_1^{2k}; \quad (\text{П-7})$$

$$A_k^{(2)} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_2}{2 \epsilon_1} (\alpha'_k \epsilon_{21} r_1^{2k} / r_2^{2k} + A_k^{(1)} \lambda_1), \quad B_k^{(2)} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_2}{2 \epsilon_1} (\alpha'_k r_1^k - A_k^{(1)} \lambda_2 r_1^{2k}); \quad (\text{П-8})$$

$$A_k^{(3)} = \frac{r_4^k (\lambda_1 + \lambda_2 \epsilon_{23} r_1^{2k} / r_3^{2k}) \alpha''_k - r_1^k (1 - \epsilon_{21}^2) \alpha'_k}{\lambda_1 \lambda_3 r_4^{2k} - \lambda_2 \lambda_4 r_1^{2k}}, \quad B_k^{(3)} = \alpha''_k r_4^k - A_k^{(3)} r_4^{2k}. \quad (\text{П-9})$$

Постоянные C_k и D_k определяются по тем же формулам, что и A_k и B_k с соответствующей заменой α'_k и α''_k на β'_k и β''_k .

В приведенных выражениях введены обозначения:

$$\lambda_1 = 1 - \epsilon_{21} \left(\frac{r_1}{r_2} \right)^{2k}; \quad \lambda_2 = 1 - \epsilon_{21} \left(\frac{r_2}{r_1} \right)^{2k}; \quad \epsilon_{21} = \frac{\epsilon_2 - \epsilon_1}{\epsilon_2 + \epsilon_1};$$

$$\lambda_3 = 1 - \epsilon_{23} \left(\frac{r_3}{r_4} \right)^{2k}; \quad \lambda_4 = 1 - \epsilon_{23} \left(\frac{r_4}{r_3} \right)^{2k}; \quad \epsilon_{23} = \frac{\epsilon_2 - \epsilon_3}{\epsilon_2 + \epsilon_3}.$$

Рассмотрим частный случай, когда заданные граничные функции $U'(\theta)$ и $U''(\theta)$ равны друг другу и удовлетворяют (1).

Тогда

$$\alpha'_0 = \alpha''_0 = \alpha_0 = \frac{p}{\pi} \int_0^{2\pi} U(\theta) d\theta;$$

$$\alpha'_k = \alpha''_k = \alpha_k = \frac{p}{\pi} \int_0^{2\pi} U(\theta) \cos k\theta d\theta;$$

$$k = p(1, 3, 5 \dots);$$

$$\beta'_k = \beta''_k = 0$$

и, как следствие, $A_0^{(v)} = 0$, $B_0^{(v)} = \frac{\alpha_0}{2}$; $C_k^{(v)} = D_k^{(v)} = 0$, а ряд (П-2) принимает вид:

$$\varphi^{(v)}(r, \theta) = \frac{\alpha_0}{2} + \sum_{k=p(1,3,5 \dots)} (A_k^{(v)} r^k + B_k^{(v)} r^{-k}) \cos k\theta. \quad (\text{П-10})$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фелиси Н. Ж. Электростатический генератор с вращающимся цилиндром и водородной изоляцией. — «Электричество», 1962, № 1.

2. Левитов В. И., Ляпин А. Г. Электрические генераторы с жестким ротором, ч. II. М., ВНИИЭМ, 1965.

3. Канторович Л. В., Крылов В. И. Приближенные методы высшего анализа, Гостехтеоретиздат, 1952.

4. Гук И. П., Лукутин В. А., Соколов В. С. Расчет поля в трехслойном диэлектрике кольцевого сечения при заданном распределении потенциалов на крайних граничных поверхностях. — «Изв. ТПИ», т. 191, 1969.

5. Гук И. П. Расчет поля электростатического генератора. — «Изв. ТПИ», т. 191, 1969.

6. Карплус У. Моделирующие устройства для решения задач теории поля. Издательство иностр. лит., М., 1962.

7. Рязанов Г. А. Опыты и моделирование при изучении электромагнитного поля. М., «Наука», 1966.

8. Gartner E. Contribution à l'étude des génératrices électrostatiques à transporteurs isolants, Rev. Générale de l'électricité, 1953, 62, 136.

[24.7.1972]



УДК 621.315.618.9.001.5

Вольт-секундные характеристики электрического разряда в элегазе

Канд. техн. наук В. Н. БОРИН

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Исследования электрических характеристик элегаза при повышенных давлениях, выполненные в последние годы в нашей стране и за рубежом, выявили ряд особенностей разряда, имеющих важное значение при использовании элегазовой изоляции в высоковольтном электрооборудовании. К числу таких особенностей относятся: зависимость разрядной напряженности от площади электродов, значительное отклонение разрядной напряженности от значений, соответствующих закону подобия газового разряда. Однако следует отметить, что ряд характеристик разряда в элегазе еще слабо изучен. Например, до сих пор практически отсутствуют экспериментальные исследования зависимости предразрядного времени в элегазе от величины напряженности электрического поля (вольт-секундная характеристика), которая позволяет более полно анализировать основные процессы газового разряда и учет которой важен при проектировании изоляции элегазовых аппаратов.

В статье приведены результаты исследования электрического разряда в элегазе при повышенных давлениях в однородном поле.

Методика эксперимента. Исследования выполнялись в однородном поле плоских электродов (диаметр плоской части 120 мм) из нержавеющей стали. Расстояние между электродами изменялось от 4 до 21 мм, давление газа — от 1 до 5,5 ата. Перед установкой в испытательную камеру электроды полировались, тщательно обезжиривались и промывались дистиллированной водой. Непараллельность электродов при установке не превышала 0,1 мм. Использование электродов из нержавеющей стали и указанных выше расстояний между электродами позволило проводить сопоставление ряда полученных результатов с данными других авторов.

Исследования выполнены при воздействии различных видов напряжения: импульсного со скоростью нарастания напряжения 500 кв/мксек; импульсного напряжения 1,5/40 мксек, срезанного при

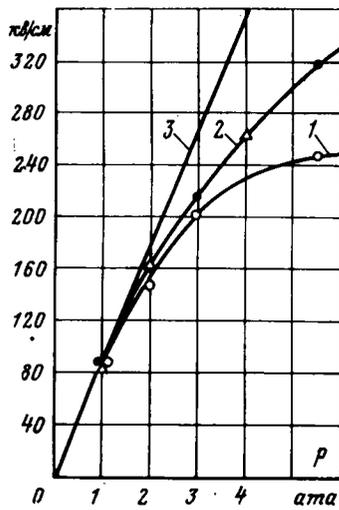


Рис. 1. Разрядная напряженность в элегазе в функции давления газа (однородное поле; расстояние между электродами 20 мм). 1 — напряжение промышленной частоты; 2 — импульсное напряжение 1,5/40 мксек; 3 — разрядная напряженность для $E/p=117,5$; Δ — данные [Л. 1].

предразрядном времени 2 мксек; импульсных напряжений 1,5/40 и 1,5/200 мксек; напряжения промышленной частоты.

Импульсное напряжение прикладывалось ступенями, амплитуда импульсов увеличивалась при этом примерно на 5%. На каждой ступени напряжения прикладывалось по три импульса. За разрядное напряжение принималось напряжение, при котором происходил хотя бы один пробой из трех импульсов. Напряжение промышленной частоты поднималось плавным подъемом со скоростью примерно 2 кВ/сек.

После каждого разряда последнее приложенное напряжение происходило через 5—10 мин.

По двадцати значениям разрядных напряженностей, полученных при заданных давлении элегаза и межэлектродном расстоянии, определялось среднее значение разрядной напряженности и среднее квадратическое отклонение.

Электроды полировались после завершения каждой серии из двадцати разрядов. В пределах одной серии ни разу не было зафиксировано развития разряда из точек поверхности электродов, искаженных предшествующими разрядами.

Результаты экспериментальных исследований. Исследования зависимости разрядной напряженности от давления элегаза при воздействии импульсного напряжения 1,5/40 мксек и переменного напряжения с частотой 50 Гц (рис. 1) показали, что даже в условиях тщательной подготовки электродов к эксперименту уже при давлениях элегаза 3—4 ата имеют место отклонения от закона подобия газового разряда.

При давлении элегаза 5,5 ата разрядные напряженности при напряжении 50 Гц составляют 0,5 от значения, соответствующего закону подобия. Следует отметить различную зависимость разрядной напряженности от давления при воздействии импульсного напряжения и напряжения промышленной частоты. При повышении давления более 4 ата разрядная напряженность при воздействии напряжения 50 Гц увеличивается незначительно.

Следует отметить, что некоторые разряды при воздействии импульсного напряжения 1,5/40 мксек имели предразрядное время примерно 20—30 мксек. Разряд происходил в момент, когда напряженность электрического поля была даже ниже, чем при воздействии напряжения промышленной частоты.

Средние квадратические отклонения для полученных зависимостей составляли 1—5%.

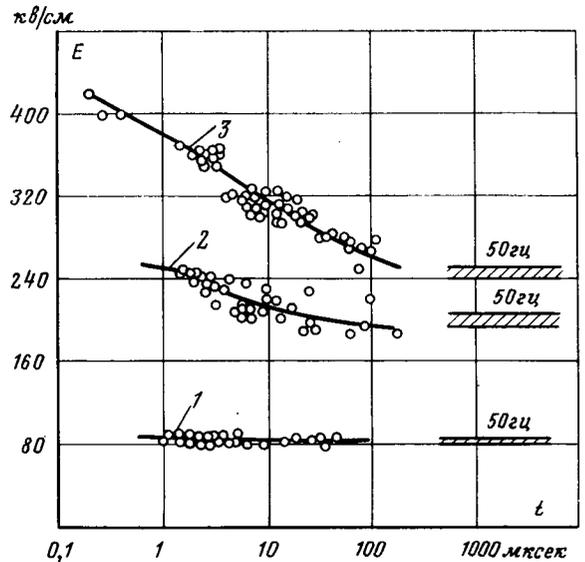


Рис. 2. Вольт-секундные характеристики электрического разряда в элегазе в однородном поле при различном давлении газа (расстояние между электродами 20 мм).

1 — 1 ата; 2 — 3 ата; 3 — 5,5 ата.

На рис. 2 и 3 приведены вольт-секундные характеристики рассматриваемого электродного устройства при расстояниях между электродами 20 и 6,4 мм. Как видно из рис. 2, при изменении давления газа вид вольт-секундных характеристик существенно меняется. Если при атмосферном давлении вольт-секундная характеристика представляет собой практически горизонтальную прямую линию, то при давлении 5,5 ата зависимость разрядной напряженности от предразрядного времени становится ярко выраженной. При предразрядном времени более 100 мксек разрядная напряженность изменяется незначительно, а в области малого предразрядного времени (менее 0,1 мксек) значение разрядной напряженности приближается к величине, соответствующей закону подобия.

Зависимость предразрядного времени от напряженности электрического поля отмечалась в [Л. 1], причем абсолютные значения разрядных напряженностей при соответствующих значениях предразрядного времени хорошо согласуются с напряженностями, полученными в данной работе (см. рис. 1).

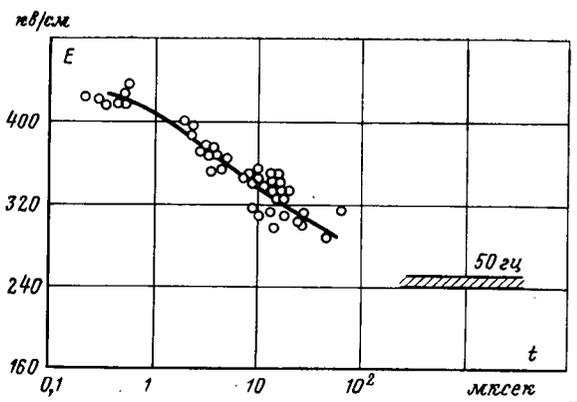


Рис. 3. Вольт-секундная характеристика электрического разряда в элегазе в однородном поле (расстояние между электродами 6,4 мм, давление газа 5,5 ата).

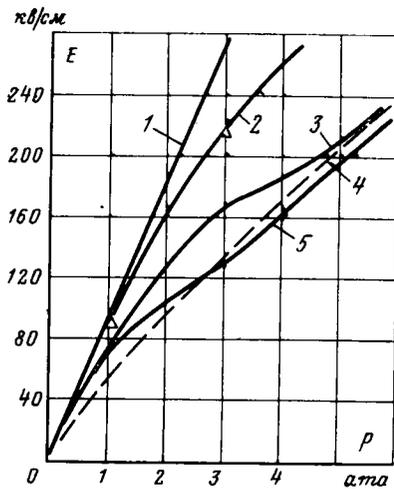


Рис. 4. Разрядная напряженность в элегазе в функции давления в однородном поле с локальными искажениями полусферической формы (диаметр сфер электродов 0,99 мм; расстояние между электродами 20 мм).

1 — разрядная напряженность для $E/p=117,5$; 2 — разрядная напряженность при воздействии импульсов 1,5/40 мксек, однородное поле, электроды чистые (см. рис. 1); 3 — разрядная напряженность при воздействии импульсов 1,5/40 мксек, неоднородности на катоде; 4 — расчетные разрядные напряженности (электроды с неоднородностями); 5 — разрядная напряженность при воздействии напряжения промышленной частоты (электроды с неоднородностями); Δ — разрядная напряженность при воздействии импульсов 1,5/40 мксек, неоднородности на аноде.

Однако выполненные исследования убедительно показывают, что вольт-секундные характеристики при повышенных давлениях элегаза в принятой системе координат не являются прямыми линиями, как это было принято в [Л. 1].

Сравнение вольт-секундных характеристик, приведенных на рис. 2 и 3, показывает, что наклон их для различных расстояний между электродами существенно не изменяется.

Интересные результаты дало исследование электродного устройства однородного поля, в котором на одном из электродов были расположены девятнадцать искусственных локальных неоднородностей в виде полусфер диаметром 0,99 мм. Ошибка в установке полусфер на плоскости по высоте была не более 0,05 мм.

Как видно из рис. 4, при давлениях, близких к 1 ата, значения разрядной напряженности находятся выше расчетной кривой, полученной из условия развития разряда непосредственно с неоднородностей. При давлениях 4,5—5,5 ата разрядные напряженности как при воздействии импульсного напряжения, когда полярность электрода, с которого развивается разряд, отрицательна, так и напряжения промышленной частоты практически совпадают с расчетной зависимостью.

Вольт-секундная характеристика этого электродного устройства при давлении элегаза 5,5 ата и отрицательной полярности неоднородностей практически горизонтальна. Следует отметить, что она становится такой лишь при повышении давления газа, в отличие от случая электродов без искажений, когда при повышении давления наклон вольт-секундных характеристик в значительной степени увеличивался.

Следует отметить наблюдающийся эффект полярности. При положительной полярности полусфер-

рических неоднородностей импульсные разрядные напряженности увеличиваются и при воздействии импульсов 1,5/2 мксек достигают значений, равных напряженностям для чистых полированных электродов. Этот факт указывает на то, что условия развития разряда с неоднородностей, расположенных на катоде, существенно предпочтительнее условий развития разряда с неоднородностей на аноде. На развитие разряда с катода при давлениях газа более 1,5—2,0 ата указывают также исследования при напряжении промышленной частоты с использованием указателя полярности разряда.

Обсуждение результатов. Анализ полученного экспериментального материала позволяет предложить следующий механизм разряда в элегазе в условиях однородного поля полированных электродов при давлениях элегаза до 5,5 ата и, вероятно, при больших давлениях газа.

Разряд в промежутке между электродами происходит при достижении напряженностью электрического поля значения, соответствующего равенству коэффициентов ионизации и прилипания, т. е. при выполнении известного условия формирования разряда в электроотрицательных газах. Такая напряженность достигается в результате искажения основного поля между электродами практически равномерно распределенным зарядом отрицательных ионов.

Пространственный заряд отрицательных ионов образуется в результате автоэлектронной эмиссии с поверхности катода и ионизационных процессов, происходящих вблизи локальных микрон неоднородностей катода, усиливающих основное поле. При этом напряженность основного поля значительно ниже напряженности, соответствующей закону подобия газового разряда. В этих условиях развитие электронной лавины не приводит к формированию стримера. Попадая в область слабого основного поля, электроны лавины образуют отрицательные ионы. Отрицательные ионы в результате диффузии и электростатического расталкивания относительно равномерно распределяются по всему объему в прикатоде области и движутся по направлению к аноду.

При воздействии импульсных напряжений с крутым фронтом можно предположить, что существует резкая граница между областью с объемным зарядом отрицательных ионов и остальным объемом промежутка между электродами. Тогда распределение электростатического поля в промежутке может быть получено интегрированием уравнения Пуассона. Напряженность в объеме промежутка, свободном от объемного заряда, определяется выражением:

$$E = E_0 + \frac{2\pi\rho x^2}{d}, \quad (1)$$

где x — расстояние между границей заряда ионов и катодом, которое может быть оценено по формуле: $x = E_0 k t$; d — межэлектродное расстояние; E_0 — напряженность основного поля между электродами; k — подвижность отрицательных ионов; t — предразрядное время; ρ — плотность объемного заряда.

Плотность объемного заряда, необходимая для того, чтобы в свободной от объемного заряда зоне

напряженность увеличилась на величину δE , может быть найдена по выражению:

$$\rho = \frac{\delta E d}{2\pi x^2} = \frac{\delta E d}{2\pi E_0^2 k^2 t^2}. \quad (2)$$

Эта плотность за время t обеспечивается ионизационными процессами вблизи микронеоднородностей поверхности катода, причем источником начальных электронов является автоэлектронная эмиссия с катода:

$$\rho = n_0 e t \exp \int_0^{x_1} (\alpha - \eta) dx. \quad (3)$$

Здесь α — коэффициент ионизации; η — коэффициент прилипания; x_1 — расстояние, при котором $\alpha - \eta = 0$; n_0 — число начальных электронов; e — заряд электрона.

Подставляя значение плотности объемного заряда по (2) в выражение (3), находим время, необходимое для получения заданного приращения напряженности:

$$t = \sqrt[3]{\frac{\delta E d}{2\pi e E_0^2 k^2 n_0 \exp \int_0^{x_1} (\alpha - \eta) dx}}. \quad (4)$$

В результате увеличения напряженности в пространстве, свободном от заряда отрицательных ионов, напряженность на аноде достигает величины, при которой разряд может развиваться непосредственно с микронеоднородностей на полированной поверхности. При этом объемный заряд отрицательных ионов служит источником начальных электронов. В случае коротких импульсов, когда время воздействия напряжения недостаточно для пересечения отрицательными ионами всего промежутка, формирование разряда с неоднородностей на аноде затруднено из-за отсутствия начальных электронов. Поэтому разряд происходит лишь при достижении напряженности, соответствующей закону подобия разряда, когда каждый свободный электрон в промежутке способен инициировать разряд. Источником таких электронов также может быть заряд отрицательных ионов.

Таким образом, по известным размерам и форме микронеоднородностей на поверхности электродов и зависимости тока автоэлектронной эмиссии от напряженности поля можно рассчитать предразрядное время при любом заданном значении напряженности и получить вольт-секундную характеристику электрического разряда.

Размеры микронеоднородностей на поверхности электродов определяются качеством обработки электродов, размерами механических загрязняющих частиц. В выполненных исследованиях электроды полировались (высота неровностей на поверхности не превышала 3—6 мкм, размер механических загрязняющих частиц был порядка нескольких микрометров. Выполненные расчеты влияния на разрядную напряженность различных по форме и размерам микронеоднородностей показали, что эффективные неоднородности с коэффициентом усиления поля порядка 10. Неоднородности, дающие меньшее усиление основного поля, не могут вызвать разряд при

напряженностях вплоть до значений, соответствующих закону подобия.

Расчет ионизационных процессов проводился на основании учета изменения электростатического поля вблизи микронеоднородностей по выражению [Л. 2]:

$$E = E_0 \left(1 + \frac{10a^2}{y^2} \right), \quad (5)$$

где a — большая полуось эллипсоида; y — расстояние вдоль оси эллипсоида.

В расчете была принята линейная аппроксимация зависимости эффективного коэффициента ионизации в элегазе ($\alpha - \eta$) от напряженности электрического поля. За условие формирования стримера и развития разряда непосредственно с микронеоднородности принималось равенство поля в головке лавины основному полю между электродами [Л. 3].

Число начальных электронов (ток автоэлектронной эмиссии) определяется зависимостью интенсивности автоэлектронной эмиссии от величины напряженности электростатического поля. Интенсивность автоэлектронной эмиссии, как показали исследования [Л. 4], может быть значительной даже при напряженностях электрического поля между электродами примерно 30—40 кВ/см.

В [Л. 4] указывается на то, что высокая интенсивность эмиссии может быть следствием большой напряженности электрического поля, образованного положительными ионами, осаждающимися на оксидной пленке поверхности катода. Толщина оксидной пленки после контакта поверхности электрода с воздухом в течение нескольких часов достигает $4 \cdot 10^{-7}$ см. Электрическое поле, в котором может находиться такая пленка в результате воздействия заряда положительных ионов, оценивается в 10^7 В/см. По данным [Л. 4] для стальных электродов при напряженности электрического поля 37 кВ/см интенсивность автоэлектронной эмиссии может достигать более, чем 10^6 электронов в секунду (с площади электродов $1,2$ см²). В данной работе зависимость интенсивности эмиссии электронов от напряженности электрического поля была оценена на основании анализа результатов исследований автоэлектронной эмиссии с поверхностей шлифованных и полированных электродов из меди, алюминия, никеля, железа и стали, приведенных в [Л. 4 и 5].

На рис. 5 и 6 приведены рассчитанные с учетом изложенного выше механизма разряда вольт-секундные характеристики разряда в элегазе при давлениях 3 и 5,5 атм. В расчете было принято, что неоднородности на электродах имеют вид полуэллипсоидов (большая полуось 4—4,4 мкм, соотношение осей 5:1) и характеризуются коэффициентом усиления поля, равным 10. Эмиссия электронов с полированной поверхности электродов из нержавеющей стали определялась по формуле:

$$I = 90 E_0^2 \exp \left(- \frac{5,7 \cdot 10^5}{E} \right), \quad (6)$$

где I — ток автоэлектронной эмиссии; E_0 — напряженность основного поля.

Размер большой полуоси соответствует 7—8-му классам чистоты поверхности и формированию разряда непосредственно с микронеоднородностей при

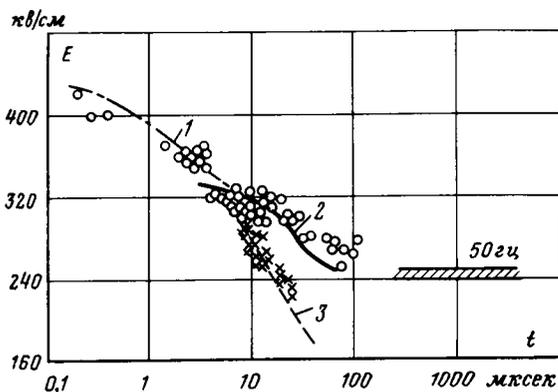


Рис. 5. Вольт-секундные характеристики электрического разряда в аргоне в однородном поле (расстояние между электродами 20 мм; давление газа 5,5 ата).

1 — расчет по (4) разрядной напряженности при формировании разряда в момент достижения напряженности в объеме, свободном от заряда отрицательных ионов, значения 489 кВ/см; 2 — расчет по (4) разрядной напряженности при воздействии импульсов 1,5/40 мксек (амплитудное значение) при формировании разряда с микронеоднородностью; 3 — расчет по (4) разрядной напряженности при воздействии импульсов 1,5/40 мксек в момент пробоя между электродами; ○ — экспериментальные значения разрядной напряженности; × — экспериментальные значения разрядной напряженности при воздействии импульсов 1,5/40 мксек в момент пробоя между электродами.

напряженностях примерно 240 и 340 кВ/см соответственно для давлений аргона 3 и 5,5 ата. При напряженностях, превышающих эти величины, время формирования разряда непосредственно с микронеоднородностей на электродах в основном определяется статистически. Однако значения разрядных напряженностей в этой части вольт-секундной характеристики не могут превосходить величины, рассчитанной с учетом искажения поля объемным зарядом отрицательных ионов и достижения в свободной от объемного заряда зоне напряженности, соответствующей закону подобия газового разряда (кривая 1).

При значениях напряженности, меньших значений, соответствующих формированию разряда непосредственно с микронеоднородностей, вольт-секундная характеристика совпадает с зависимостью, рассчитанной по (4) (кривая 2). Для времени пересечения отрицательными ионами всего промежутка определялось минимальное значение разрядной напряженности, которое соответствует медленно меняющемуся во времени напряжению. В этом случае статистический фактор предразрядного времени значительно уменьшается, так как имеет место установившийся режим прохождения отрицательных ионов к аноду. Это должно обуславливать значительно меньшие по сравнению с более кратковременным воздействием напряжения средние квадратические отклонения разрядных напряженностей.

При напряжении промышленной частоты средние квадратические отклонения экспериментальных величин разрядных напряженностей меньше, чем при воздействии импульсных напряжений. Например, при давлении 5,5 ата и при воздействии напряжения 50 Гц среднее квадратическое отклонение составляет приблизительно 1%, в то время как при воздействии импульсных напряжений 1,5/40 и 1,5/2000 мксек оно равно 2—3%.

С учетом изложенного выше механизма разряда находим объяснение также факт формирования раз-

ряда с предразрядным временем 20—30 мксек при воздействии импульсного напряжения 1,5/40 мксек, когда напряженность основного поля снижалась до значений, меньших, чем при воздействии напряжения 50 Гц. Такой разряд объясняется большим влиянием образующегося объемного заряда отрицательных ионов вследствие большей амплитуды приложенного напряжения, чем это имеет место при воздействии напряжения промышленной частоты. На рис. 5 и 6 приведены рассчитанные значения напряженностей в момент разряда при воздействии импульсов 1,5/40 мксек (кривая 3).

Предложенный механизм разряда позволяет объяснить особенности условий формирования разряда при наличии на электродах искусственных полусферических неоднородностей. Если на электродах имеются достаточно крупные неоднородности (порядка долей миллиметра), непосредственно определяющие разрядную напряженность между электродами, то эффективная площадь, с которой может развиваться разряд, составляет 10^{-4} — 10^{-5} от площади основных электродов. Соответственно этому объемный заряд, образующийся в зоне ионизации, незначителен и он не может играть той же роли, что и в случае электродов без искажений. Поэтому на величину разрядной напряженности оказывает влияние лишь статистический фактор, который уменьшается по мере увеличения давления газа (напряженности поля). Из рис. 4 видно, что коэффициент импульса уменьшается по мере увеличения давления газа и значения разрядных напряженностей близки к расчетным.

В случае, когда неоднородности положительны, для коротких импульсов (1,5/2 мксек) разрядные напряженности соответствуют напряженностям для электродов без искажений, так как отсутствуют начальные электроны в эффективных объемах вблизи локальных неоднородностей. При медленно меняющемся во времени напряжении разрядная напряженность снижается до значений, соответствующих отрицательной полярности неоднородностей, поскольку время воздействия напряжения достаточно для прохождения к аноду отрицательных ионов с катода.

При воздействии напряжения 1,5/40 мксек при малых напряженностях разряд не происходит в силу того, что скорость дрейфа ионов невелика и они не поступают к аноду за время воздействия напряжения. Поэтому разрядные напряженности для им-

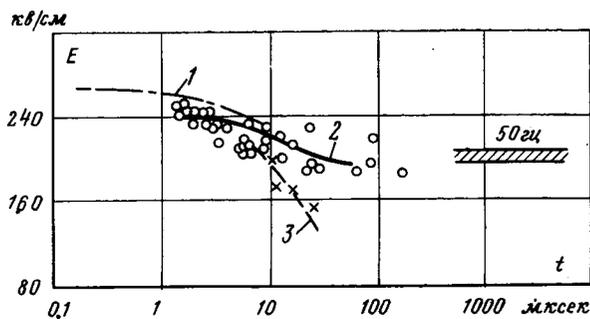


Рис. 6. Вольт-секундные характеристики электрического разряда в аргоне в однородном поле (то же, что и на рис. 5, но давление аргона 3 ата).

пульсов 1,5/40 мксек сравнимы с напряженностями для электродов без искажений. При воздействии напряжения 50 гц разряд формируется с катода вследствие влияния статистического фактора, определяемого наличием начальных электронов. Таким образом, лишь при воздействии очень коротких импульсов локальные неоднородности будут неэффективны, а при более длительных воздействиях напряжения неоднородности так или иначе определяют величину разрядной напряженности и место формирования разряда.

Выводы. 1. Выполненные экспериментальные исследования показали, что в элегазе при повышенных давлениях для полированных электродов в однородном поле имеет место зависимость разрядной напряженности от предразрядного времени и она увеличивается с ростом давления газа.

2. При медленно меняющемся во времени напряжении (напряжение 50 гц) разрядная напряженность составляет только 0,5 от напряженности, соответствующей закону подобия газового разряда.

3. Предложенный механизм разряда в элегазе в исследованных условиях позволяет рассчитывать вольт-секундные характеристики элегазовой изоляции в однородном поле и позволяет удовлетворительно объяснить наблюдаемые особенности разряда в элегазе при повышенных давлениях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Nitta T., Kawane K., Jamada N. Electrical Breakdown Characteristics of Sulphur Hexafluoride. Mitsubishi Denki Gicho, 1965, v. 39, № 8.
2. Блохинцев Д. И., Вул Б. М., Парнас Я. М. Пробой в сжатом газе при больших давлениях и малых расстояниях.— ЖТФ, 1940, № 10, вып. 5, с. 367.
3. Мик Дж., Крегс Дж. Электрический пробой в газах. Издательство иностр. лит., 1960.
4. Jones L., Morgan C. Surface films and field emission of electrons. Proceedings of the Royal Society, Section A, 1953, v. 218, № 1132.
5. Jones L. Initiation of discharges at electrical contacts. The Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, 1953, v. 100, Part I, № 124.

[24.10.1972]



УДК 621.3.048.81:621.3.015.51.001.24

Статистический метод расчета электрической прочности твердой изоляции

Кандидаты техн. наук М. З. ГЕЛЬМАН, В. И. МУРОВИЧ

Ленинград

Электрическая прочность применяющейся в технике твердой изоляции определяется в основном наличием неоднородностей в материале и поэтому существенно ниже внутренней электрической прочности самого диэлектрика. Вероятность увеличения количества и размеров неоднородностей возрастает с увеличением объема изоляции, находящейся в сильном электрическом поле. Известно, что неоднородности являются основной причиной разброса значений электрической прочности [Л. 1 и 2] и ее зависимости от объема. Указанные обстоятельства приводят к необходимости вероятностного подхода к расчету электрической прочности.

В статье предлагается метод расчета твердой изоляции, находящейся в однородном поле, на заданную вероятность пробоя по исходным статистическим характеристикам электрической прочности материала.

Для описания значений электрической прочности, являющейся случайной величиной, применяют различные статистические распределения [Л. 3]: нормальное, логарифмически-нормальное, Гумбеля и некоторые другие. Следует отметить, что для описания случайной величины при вероятности, близкой к 0,5, практически безразлично, каким распределением пользоваться [Л. 4]. Однако, если интересоваться электрической прочностью при малой (или большой) вероятности пробоя, то вид распределения необходимо выбрать исходя из физически обоснованной статистической модели.

Для получения статистической модели пробоя представим, что изоляция состоит из элементарных объемов и примем следующие допущения:

электрическая прочность каждого элементарного объема является случайной величиной;
пробой всей изоляции происходит при пробое хотя бы одного из ее элементарных объемов;
отсутствует взаимное влияние элементарных объемов.

Тогда по теореме об умножении вероятности независимых событий [Л. 5] вероятность того, что электрическая прочность изоляции объема V , состоящей из m элементарных объемов, меньше или равна заданному значению $E_{пр}$, запишется следующим образом:

$$P = 1 - (1 - p)^m, \quad (1)$$

где p — вероятность того, что электрическая прочность изоляции объемом V/m меньше или равна $E_{пр}$. Как известно, ранее это выражение применялось для расчета электрической прочности изоляции, имеющей в m раз большую площадь по сравнению с исходной, для которой получена эмпирическая функция распределения электрической прочности [Л. 1].

Допущения, принятые при составлении модели, приводят к тому, что электрическая прочность изоляции определяется электрической прочностью того элементарного объема, в котором она имеет наименьшее значение, т. е. является экстремальной

величиной. Для описания экстремальных случайных величин разработана специальная статистическая теория [Л. 6], из которой можно получить три предельные функции распределения электрической прочности:

распределение Гумбеля (двойное экспоненциальное распределение)

$$P\{E \leq E_{\text{нр}}\} = 1 - \exp[-m \exp \alpha (E_{\text{нр}} - \hat{E}_{\text{нр}})]; \quad (2)$$

распределение Вейбулла

$$P\{E \leq E_{\text{нр}}\} = 1 - \exp\left[-m \left(\frac{E_{\text{нр}} - E_{\text{н}}}{\hat{E}_{\text{нр}} - E_{\text{н}}}\right)^{\beta}\right]; \quad (3)$$

распределение с верхним пределом или вторая обобщенная функция наименьших значений

$$P\{E \leq E_{\text{нр}}\} = 1 - \exp\left[-m \left(\frac{E_{\text{в}} - \hat{E}_{\text{нр}}}{E_{\text{в}} - E_{\text{нр}}}\right)^{\xi}\right]. \quad (4)$$

Здесь $\hat{E}_{\text{нр}}$ — значение, при котором $P\{E \leq \hat{E}_{\text{нр}}\} = 1 - 1/e = 0,63212$; α , β , ξ — меры дисперсии: $E_{\text{в}}$ и $E_{\text{н}}$ — верхний и нижний пределы возможных значений электрической прочности.

Из (2)–(4) получим соответствующие зависимости электрической прочности заданной вероятности от объема:

$$E_{\text{нр}}(P) = \hat{E}_{\text{нр}} - \frac{1}{\alpha} (\ln m - Y); \quad (5)$$

$$E_{\text{нр}}(P) = (\hat{E}_{\text{нр}} - E_{\text{н}}) m^{-1/\beta} [-\ln(1 - P)]^{1/\beta} + E_{\text{н}}; \quad (6)$$

$$E_{\text{нр}}(P) = E_{\text{в}} - (E_{\text{в}} - \hat{E}_{\text{нр}}) m^{1/\xi} [-\ln(1 - P)]^{-1/\xi}, \quad (7)$$

где $Y = \ln[-\ln(1 - P)]$ — приведенная переменная.

Из (2)–(7) следует, что меры дисперсии распределений не зависят от объема изоляции. Однако, поскольку не все значения $E_{\text{нр}}$, присущие данным распределениям, имеют физический смысл (выражение (2) — не ограничено, а выражения (3) и (4) — не ограничены соответственно справа и слева), меры дисперсии не могут быть постоянными во всей области действительно возможных значений электрической прочности, хотя приведенные распределения удовлетворяют принятой модели. Поэтому, учитывая их особенности, можно разбить интервал между значениями $E_{\text{в}}$ и $E_{\text{н}}$ на три равные области (рис. 1). В этом случае предпочтительнее применять:

выражения (3) и (6), полагая $\beta = \text{const}$ при

$$E_{\text{н}} \leq E_{\text{нр}} \leq \frac{E_{\text{в}}}{3} + \frac{2}{3} E_{\text{н}};$$

выражения (2) и (5), полагая $\alpha = \text{const}$ при

$$\frac{E_{\text{в}}}{3} + \frac{2}{3} E_{\text{н}} \leq E_{\text{нр}} \leq \frac{2}{3} E_{\text{в}} + \frac{E_{\text{н}}}{3};$$

выражения (4) и (7), полагая $\xi = \text{const}$ при

$$\frac{2}{3} E_{\text{в}} + \frac{E_{\text{н}}}{3} \leq E_{\text{нр}} \leq E_{\text{в}}.$$

При этом следует подчеркнуть, что вблизи верхнего предела следует применять только выражения (4) и (7), а вблизи нижнего — (3) и (6).

Допущения, принятые в статистической модели пробоя, приводят к ограничению метода расчета электрической прочности по исходным статистическим характеристикам материала при существен-

ном изменении толщины изоляции d . В этом случае приближенно оценим допустимый коэффициент m следующим образом. Представим, что изоляция состоит из цепи последовательно включенных элементарных объемов, которые имеют функцию распределения электрической прочности по Вейбуллу. Положим, что при напряженности E доля отказавших элементов составляет $1/m$ и напряжение «фактически» приложено к оставшимся элементарным объемам. При таком предположении изоляция выдержит приложенную напряженность E , если

$$E < \left(1 - \frac{1}{m}\right) \left\{(\hat{E}_{\text{нр}} - E_{\text{н}}) \left[-\ln\left(1 - \frac{1}{m}\right)\right]^{1/\beta} + E_{\text{н}}\right\}.$$

Определим по условию максимума выдерживаемой напряженности $\frac{dE}{d(1/m)} = 0$ долю элементов, отказ которых приведет к отказу всей цепи, т. е. требования модели будут выполнены. После соответствующих преобразований получим:

$$\begin{aligned} & \left[-\ln\left(1 - \frac{1}{m}\right)\right]^{1/\beta-1} \left\{\frac{1}{\beta} + \ln\left(1 - \frac{1}{m}\right)\right\} = \\ & = \frac{E_{\text{н}}}{\hat{E}_{\text{нр}} - E_{\text{н}}}. \end{aligned}$$

Полагая $\ln\left(1 - \frac{1}{m}\right) \approx -\frac{1}{m}$, определим m из приближенного выражения:

$$m^{1-1/\beta} \left(\frac{1}{\beta} - \frac{1}{m}\right) \approx \frac{E_{\text{н}}}{\hat{E}_{\text{нр}} - E_{\text{н}}},$$

откуда при $\frac{E_{\text{н}}}{\hat{E}_{\text{нр}} - E_{\text{н}}} \approx 0$ получим условие:

$$m \leq \beta. \quad (8)$$

Таким образом, метод расчета электрической прочности по предложенной модели пробоя допустимо применять при изменении толщины изоляции не более, чем в β раз.

Оценим точность метода. Из (1) следует, что в первом приближении для малых значений вероятности p :

$$P \approx mp.$$

Следовательно, доверительный интервал для вероятности P в первом приближении возрастает в m раз по сравнению с доверительным интервалом, полученным для исходной вероятности p . При этом точность определения вероятности сохраняется.

Найдем точные оценки доверительных интервалов. Из (1) получим соотношение между нормированными отклонениями $y(p)$ и $Y(P)$

$$Y(P) = \ln m + y(p). \quad (9)$$

Из (9) следует, что доверительные интервалы для $Y(P)$ и $y(p)$ равны. В приложении показано, что доверительный интервал $\pm \Delta Y$ можно получить из выражения:

$$\pm \Delta Y = \pm \frac{t_{\lambda}}{\sqrt{N}} \sqrt{1,1Y^2 + 0,19Y + 1,17}, \quad (10)$$

где N — объем выборки (число испытанных образцов); $t_{\lambda} = \arg \Phi^*\left(\frac{1 + \lambda}{2}\right)$ — определяет для нормального закона число стандартных отклонений, которое нужно отложить по обе стороны от значения Y , чтобы вероятность попадания в полученный уча-

сток была равна λ , т. е. является доверительной вероятностью.

В приложении приводятся методики построения доверительных интервалов распределений и расчета числа образцов, которые необходимо испытать для определения по (2)–(7) $P\{E \leq E_{пр}(V)\}$ с заданной точностью и надежностью. Чтобы решить эту задачу, необходимо испытать или N образцов изоляции объема V ($m=1$), или N_m образцов изоляции объема V/m . Найдем их соотношение из (9) и (10):

$$\frac{N_m}{N} = \frac{1,1(Y - \ln m)^2 + 0,19(Y - \ln m) + 1,17}{1,1Y^2 + 0,19Y + 1,17}. \quad (11)$$

Тогда условие, при котором отношение $N_m/N < 1$, запишется в виде: при $m > 1$ значение $\ln m < 2Y + 0,17$; при $m < 1$ значение $\ln m > 2Y + 0,17$.

Из (11) можно получить условие, при котором величина N_m/N будет минимальной, т. е. получить «оптимальный коэффициент моделирования» при заданной величине $Y(P)$:

$$\ln m = Y(P) + 0,085. \quad (12)$$

Из (12) следует, что условие минимума отношения N_m/N может быть осуществлено в случаях $Y(P) \leq -0,085$ ($P \leq 0,6$) при $m \leq 1$. Однако для практики наибольший интерес представляет определение $P\{E \leq E_{пр}(V)\} < 0,6$ по исходным статистическим характеристикам, полученным при $m > 1$. В этом случае отношение $N_m/N > 1$ и возрастает с увеличением m и уменьшением P , но, как показывают расчеты, соотношение расходов материала во всех N_m и N образцах ($N_m/m : N$) — уменьшается. Например, для определения $P\{E \leq E_{пр}\} = 0,01$ и $0,5$ при $m=10$ расход материала составит соответственно 25 и 70% от расхода материала при $m=1$.

Для подтверждения предложенного метода расчета были исследованы статистические характеристики электрической прочности эпоксидного компаунда — материала, который в последнее время нашел весьма широкое применение в качестве внутренней изоляции различной аппаратуры. Обработка экспериментальных данных пробоя в однородном поле на постоянном и переменном напряжениях при различной толщине и различном активном объеме изоляции приводится в табл. 1. Параметры распределений определялись на

ЦВМ методом наименьших квадратов. В табл. 2 показаны результаты расчета электрической прочности по исходным статистическим характеристикам (табл. 1), полученным при обработке результатов по распределению Гумбеля, Вейбулла, а также по нормальному закону. Доверительные интервалы в последнем случае оценивались обычными методами [Л. 5]. В табл. 2 для постоянного напряжения $V=10 \text{ мм}^3$, а для переменного $V=1,3 \times 10^4 \text{ мм}^3$.

При рассмотрении полученных результатов прежде всего следует отметить, что верхний предел электрической прочности эпоксидного компаунда оказался близким к среднему значению электрической прочности в однородном поле, полученной при испытаниях «малых» активных объемов материала, т. е. когда статистические неоднородности материала практически не влияют на электрическую прочность. Нижний предел оказался близким к средней пробивной напряженности эпоксидного компаунда в резко неоднородном поле, т. е. в случае наибольшей неоднородности поля в изоляции.

Таким образом, применение ограниченных распределений экстремальных значений является обоснованным с точки зрения физических границ электрической прочности.

Выше отмечалось, что мера дисперсии каждого из распределений (2)–(7) должна быть постоянной в соответствующей области зависимости электрической прочности от объема (рис. 1). Из данных, представленных в табл. 1, следует, что при

Таблица 1

Статистические характеристики электрической прочности эпоксидного компаунда

Вид напряжения	$d, \text{ мм}$	$V, \text{ мм}^3$	$\bar{E}_{пр}$ кв/мм	σ кв/мм	$\hat{E}_{пр}$ кв/мм	$\alpha, \text{ мм/кв}$	$E_{н^*}$ кв/мм	β	$\beta_{E_n=0}$	ξ	$E_{н^*}$ кв/мм
Постоянное	1	10	190	28	200	0,045	—	—	8,3	9,6	400
	1	7×10^2	110*	27*	119*	0,048*	—	—	4,8	13	400
Переменное	1	10ξ	97	8,8	99,5	0,145	15	11	14	9,2	165
	1	$7 \times 10^2 \text{ мм}^3$	60*	14*	65*	0,094*	15*	3,8*	5,2	9,2	165
	1,5	$1,05 \times 10^3$	48,5	9,4	51,5	0,14	15	4,1	6,2	16	165
	1,5	$1,3 \times 10^4$	39	7,2	41	0,18	15	3,9	6,5	25	165
	3	$2,6 \times 10^4$	37	5,6	39,5	0,23	15	4,2	7,6		

Примечание. Здесь \bar{E} — медиана; σ — среднее квадратичное отклонение. Значения $\bar{E}_{пр}$, $\hat{E}_{пр}$ для различных распределений отличаются не более, чем на 0,5–1%. В таблице приведены средние значения. Звездочкой отмечены значения параметров, которые использовались при расчетах (см. табл. 2).

Таблица 2

Расчет электрической прочности эпоксидного компаунда по исходным статистическим характеристикам (см. табл. 1) при $\lambda=0,8$

Вид напряжения	m	Вид распределения	Доверительные интервалы (кв/мм) при вероятности пробоя			
			0,01	0,1	0,5	0,9
Постоянное	1	Гумбеля		140—175	183—204	206—283
	1/70	То же		149—172	179—219	197—250
	1	Нормальное		141—176		
	1/70	То же		172—211		
Переменное	1	Гумбеля		24,5—32,4	37—41	43,5—48
	18,5	То же		0—16	26—34	40—46
	1	Нормальное	15,5—27	25—33	37—41	45—53
	18,5	То же	9,5—20	20,5—29,5	31,5—39	50,5—54,5
	1	Вейбулла	22,5—26,5	27—32,5	37—41	45—51
	18,5	То же	20,5—24,5	25,5—30,5	33,5—39	41,5—46,5

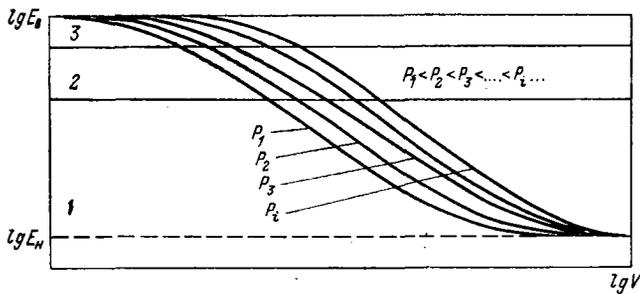


Рис. 1. Зависимость электрической прочности от объема твердой изоляции.

1 — область распределения Вейбулла; 2 — область распределения Гумбеля; 3 — область распределения с верхним пределом.

$E_{пр} \leq 65$ кВ/мм (т. е. в нижней части трети области возможных значений) мера дисперсии распределения Вейбулла изменяется весьма мало ($\beta = 3,8 - 4,2$). Это условие выполняется также при изменении толщины изоляции от 1 до 3 мм, т. е. в соответствии с (8). Доверительные интервалы электрической прочности при расчетах по (3) и (6) практически совпадают с доверительными интервалами, определенными по данным прямого эксперимента при $P \leq 0,5$, и являются более узкими, чем при расчетах по (2) и (5) или по нормальному распределению.

В средней области возможных значений электрической прочности, как показано в табл. 1, сравнительно мало меняется мера дисперсии распределения Гумбеля ($\alpha = 0,09 - 0,14$). Точность расчета по этому распределению также оказалась выше, чем по нормальному (табл. 2). Кроме того, из табл. 1 следует, что с уменьшением объема изоляции мера дисперсии распределения (4) и (7) уменьшается и приближается к постоянной величине $\xi \approx 9$.

Таким образом, модель пробоя твердой изоляции позволила объяснить на примере эпоксидного компаунда наблюдаемые статистические закономерности пробоя. Метод расчета электрической прочности на заданную вероятность пробоя по исходным статистическим характеристикам подтверждается соответствием экспериментальных результатов и выполненных расчетов.

Приложение. Построение доверительных интервалов распределений экстремальных значений. Для оценки параметров

статистических распределений в настоящее время широко применяется сочетание метода вероятностной бумаги и наименьших квадратов [Л. 2, 4—6]. Как известно, вероятностная бумага преобразует теоретическую кривую распределения в прямую с координатами: квантиль распределения; нормированное отклонение. Вследствие того, что эмпирические квантили отличаются от теоретических, экспериментальные данные, помещенные на вероятностную бумагу, отклоняются от теоретической прямой. Для получения оценок параметров этой прямой (параметров распределения), которые имели бы наименьшую дисперсию, применяют метод наименьших квадратов.

При таком способе обработки доверительные интервалы распределений экстремальных значений могут быть построены следующим образом. В [Л. 6] приводится формула для оценки дисперсии приведенных значений случайной величины Y :

$$\sigma_Y^2 = \frac{1}{N} \left[\pi^2/6 + 1,14(Y - \gamma) \frac{\pi}{\sqrt{6}} + 1,1(Y - \gamma)^2 \right], \quad (13)$$

где $\gamma = 0,537$ — постоянная Эйлера. Подставляя значения постоянных в (13), получим следующее выражение для расчета σ_Y :

$$\sigma_Y^2 = \frac{1}{N} (1,1Y^2 + 0,19Y + 1,17). \quad (14)$$

Поскольку выборочная квантиль асимптотически нормальна [Л. 5] и связана с приведенным значением линейным преобразованием, то σ_Y также является асимптотически нормальной величиной. Тогда из (14) можно получить формулу (10), которая позволит построить доверительные интервалы $\pm \Delta Y$ приведенной переменной и соответственно доверительные интервалы по вероятности в виде:

$$\pm \Delta P = P(Y \pm \Delta Y) - P(Y). \quad (15)$$

Из (14) и (15) можно также определить число образцов, которое необходимо испытать для определения электрической прочности при заданных значениях вероятности, границе доверительного интервала и уровне доверительной вероятности (рис. 2). Например, определим N так, чтобы после обработки данных доверительная граница вероятности пробоя $P = 0,01$ была не более 0,025. Для этого на нижней шкале отмечаем значения 0,01 и 0,025, а на верхней шкале измеряем доверительный интервал как $Y(P = 0,01) - Y(P = 0,025) = 0,9$.

На пересечении ординаты $\Delta Y = 0,9$ и абсциссы $P = 0,01$ определим $N/t_\lambda^2 = 30$. Откуда, если $\lambda = 0,7$, а $t_\lambda = 1,0$, то получим $N = 30$; если $\lambda = 0,95$, а $t_\lambda^2 = 2,0$, то $N = 120$.

Можно показать, что при малых значениях вероятности расчет доверительного интервала может выполняться по следующей приближенной формуле:

$$\Delta Y = \frac{t_\lambda}{\sqrt{N}} (|Y| + 0,34).$$

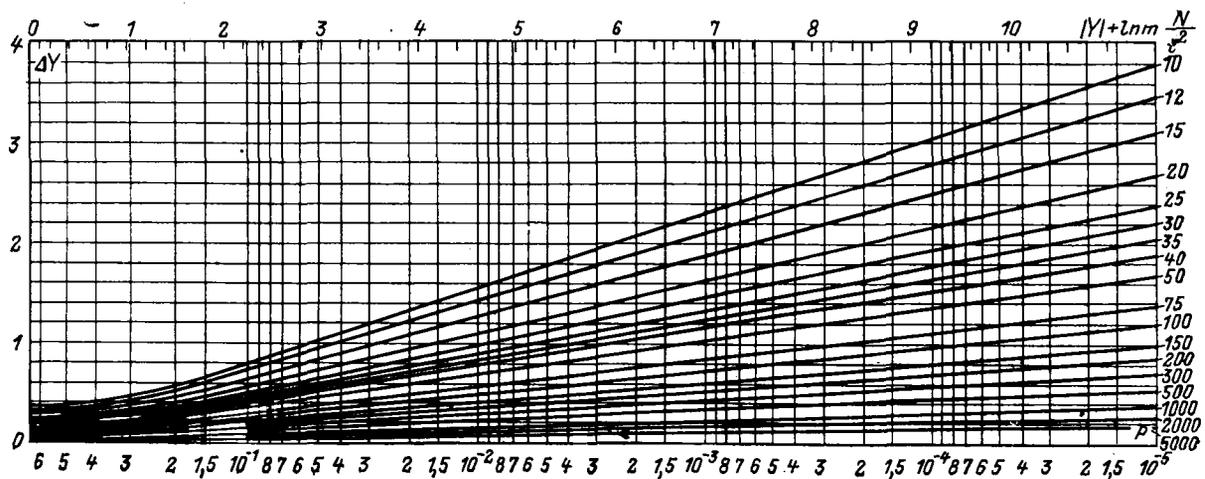


Рис. 2. Номограмма для расчета доверительных интервалов распределений экстремальных значений, числа образцов при заданном уровне доверительной вероятности.

Метод построения доверительных интервалов при моделировании состоит в следующем. Для заданного значения P находим $Y(P) - \ln t = y(p)$ и для $y(p)$ определяем доверительный интервал по (10). Затем по (15) определим доверительный интервал по вероятности. Для этой же цели можно воспользоваться номограммой (рис. 2). Отметим на верхней шкале значение $|Y| + \ln t$ и выполним аналогичную процедуру. Например, если $P=0,1$, $t=10$, $N=30$, то при $\lambda=0,7$ и $\Delta Y=0,9$ получим, что $0,042 \leq P \leq 0,23$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сканави Г. И. Физика диэлектриков (Область сильных полей), М., Физматгиз, 1958.

2. Хевиленд Р. Инженерная надежность и расчет на долговечность М.—Л., «Энергия», 1966.

3. Электрические свойства полимеров. Л., «Химия», 1970. Авт.: Б. И. Сажин, А. М. Лобанов, М. П. Эйдельмант и др.

4. Герцбах И. Б., Кордонский Х. Б. Модели отказов. М., «Советское радио», 1966.

5. Гнеденко Б. В., Беляев Ю. К., Соловьев А. Д. Математические методы в теории надежности. М., «Наука», 1965.

6. Гумбель Э. Статистика экстремальных значений. М., «Мир», 1965.

[12.7.1972]

УДК 621.315.211.4.001.5

Исследование электроизоляционных и тепловых характеристик высоковольтного кабеля с газовой изоляцией

Кандидаты техн. наук И. М. БОРТНИК, В. П. БОРИСОГЛЕБСКИЙ,
инженеры А. А. ВОЛЧАНИН, Б. А. ГОРЮНОВ, Л. И. СТРОКОВСКИЙ

Всесоюзный электротехнический институт

Введение. Возможность использования сжатого газа как изоляции для высоковольтных кабелей отмечалась еще в [Л. 1]. В последние годы при разработке аппаратуры и кабелей на сверхвысокие напряжения и большие мощности интерес к газовой изоляции резко возрос [Л. 2 и 3]. Наиболее перспективно для этих целей использование тяжелых молекулярных электроотрицательных газов, таких как SF_6 (элегаз). Для составления рекомендаций по проектированию и сооружению газонаполненного кабеля необходимо дальнейшее изучение электроизоляционных свойств сжатого газа при сверхвысоких напряжениях и теплопередачи в больших газовых прослойках. Результаты таких исследований на модели газонаполненного кабеля приведены в статье.

Электроизоляционные характеристики. Общий вид модели показан на рис. 1. Рабочая горизонтальная часть имеет длину 3 м при внутреннем диаметре стальной оболочки 400 мм. Боковые элементы модели выполнены из труб с внутренним диаметром 500 мм. Сварные швы на внутренней поверхности оболочки зачищены и сглажены, переходы от оболочки с диаметром 400 мм к коленам, имеющим диаметр 500 мм, экранированы коническими экранами. Жила представляет собой алюминиевую трубу с наружным диаметром 110 мм. Конец жилы имеет экран в виде шара диаметром 150 мм. Так как жила выполнена составной и точная подгонка концов в местах стыков была затруднительна, то все эти места были закрыты цилиндрическими экранами из фольги толщиной 0,3 мм. Поверхность жилы зачищена мелкой шкуркой до чистоты 4—5-го класса.

Для выбора оптимальной формы и конструкции были разработаны несколько типов распорок. Так как целью электрических испытаний была отработка формы распорок, то последние изготовлялись из фарфора, эпоксидного компаунда и органического стекла. Все они имели встроенные металлические экраны (рис. 2), предназначенные для снижения электрической прочности в местах сопряжения диэлектрика с металлом жилы. На рис. 2

показано в процентах отношение глубины заделки экрана к разности радиусов оболочки и жилы.

Модель имеет газонаполненный ввод высокого напряжения, длина фарфоровой части которого, конструкция внутреннего экрана и взаиморасположение внутреннего и внешнего экранов у основания были выбраны так, что пробой внутри ввода или перекрытие вдоль его поверхности не наблюдались.

Через смотровые окна на обоих коленах визуально или фотографически фиксировалось место разряда, которое определялось также и по следам разряда на поверхности жилы, оболочки или распорки. Перед сборкой, проводившейся в высоковольтном зале без принятия специальных мер по защите от попадания пыли, модель протиралась чистым бензином. Перед впуском элегаза воздух из модели откачивался до вакуума 10^{-1} мм рт. ст. Запуск, откачка, осушка и очистка газа осуществлялись по замкнутой схеме. Газ — шестифтористая сера с чистотой 99%. Точка росы газа — не выше -30°C при атмосферном давлении.

Испытания проводились по ГОСТ 1516-68 на постоянном (обе полярности), переменном (50 гц) и импульсном (коммутационная волна с фронтом 250 мксек, обе полярности) напряжениях. Для каждого значения давления производилось не менее 10—20 пробоев.

В результате экспериментов было выявлено следующее. При выбранном соотношении размеров частей модели все разряды происхо-

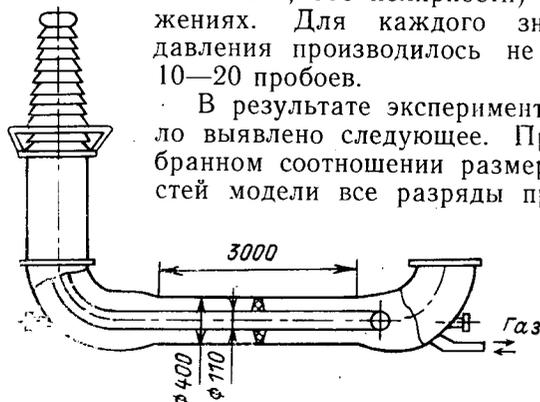


Рис. 1. Принципиальная схема модели кабельного устройства.

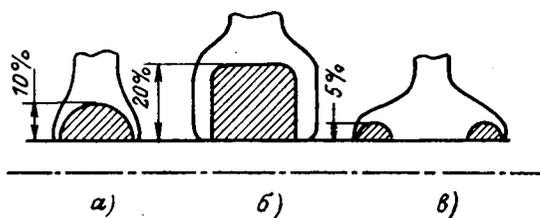


Рис. 2. Электроизоляционные распорки.

дили внутри горизонтальной ее части. Почти для всех распорок разряд распространялся всегда вдоль поверхности диэлектрика и пробивные напряжения и их зависимость от давления для этих распорок совпадают в пределах разброса пробивных напряжений (10—15%). При этом оказалось, что глубокая заделка экранов в толщину диэлектрика приводит к снижению напряжения перекрытия вдоль распорок, а в ряде случаев (рис. 2, б) даже к пробое фарфора на выступающих частях распорок.

Наилучшие результаты были получены с распоркой (рис. 2, в), в которой глубина заделки экранов не превышала 5% от общей высоты распорки, а материал имел высокую степень монолитности. При использовании этой распорки лишь малая часть разрядов (приблизительно 10%) развивалась вдоль ее поверхности, а большая часть — с поверхности концевых шаров или с краев фольги, экранирующей места стыков на жиле. При условии, что напряжение перекрытия вдоль поверхности распорки приближается к напряжению пробоя газа, развитие разряда с поверхности шара становится понятным, так как при прочих равных условиях напряженность поля на шаре в этой конструкции оказывается выше, чем напряженность поля на жиле.

Для использованных видов напряжения определяющим для пробоя в заданных условиях оказалась амплитуда напряжения, а не его форма. Поэтому в дальнейшем для переменного напряжения указывается его амплитудное значение. Для постоянного и импульсного напряжений развитие разряда при отрицательной полярности происходило при несколько меньшем (примерно на 10%) значении напряжения, чем на положительной полярности. Заметного эффекта кондиционирования, т. е. существенного увеличения напряжения пробоя с ростом числа разрядов, не наблюдалось. В среднем полный разброс полученных значений напряжений пробоя составлял 10—15%.

Результаты испытаний после каждой разборки и последующей сборки модели при повторении всего цикла подготовки для одной распорки и давления газа совпали в пределах разброса данных.

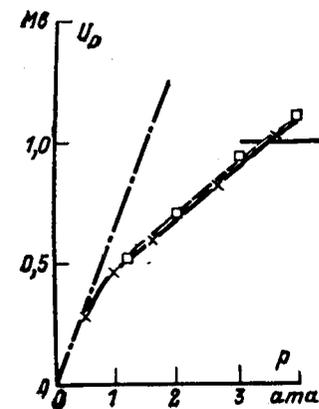


Рис. 3. Зависимость электрической прочности модели 110/400 от давления газа.

— переменное напряжение;
- - - импульсное напряжение;
- · - · расчет по (1) для модели 110/400.

До тех пор пока перекрытия не приводили к частичному разрушению материала распорки (скалывание краев, появление глубоких трещин на поверхности и т. п.), предшествующие перекрытия не приводили к снижению напряжения перекрытия.

На рис. 3 представлена зависимость минимальных из полученных в экспериментах значений пробивных напряжений промышленной частоты и коммутационной волны от давления газа при использовании распорки, изготовленной из оргстекла (рис. 2, в). Пробой при коммутационной волне происходил на максимуме или на фронте вблизи максимума.

Зависимость получена из трех серий экспериментов с зачисткой следов разрядов и полировкой распорки после каждой серии. Число разрядов при каждом давлении выбиралось таким образом, чтобы не менее пяти разрядов являлось перекрытием вдоль поверхности распорки. Разброс пробивных напряжений постепенно увеличивается по мере их роста. При давлении 3,5 атм и среднем пробивном напряжении 1100 кВ минимальное и максимальное значения соответственно составляют 1000 и 1250 кВ. Из рис. 3 видно, что коэффициент импульса для коммутационной волны в квазиродном поле газонаполненного кабеля очень мал и не превышает 1,05, а для данных размеров модели уже при давлении элегаза 3,5 атм пробивное напряжение модели выше 1000 кВ. Оказалось также, что при давлении 1 атм пробивное напряжение выше 450 кВ. Таким образом, при выборе для газонаполненного кабеля габаритных размеров исследованной модели даже аварийная утечка газа до давления 1 атм не приведет к пробое, если рабочее напряжение кабеля не выше 400 кВ (амплитудное значение). Это обстоятельство является немаловажным при оценке надежности высоковольтной газонаполненной аппаратуры.

Результаты сопоставления полученных результатов с результатами расчетов и опубликованными данными других авторов представлены на рис. 3 и 4.

Для чистого газового промежутка, когда площадь электродов составляет десятки и сотни квадратных сантиметров, а напряженность поля на электродах не превышает 200 кВ/см, начальное напряжение разряда может быть рассчитано для различных систем электродов по относительно простым формулам [Л. 6]. В частности, для коаксиальной системы электродов начальное напряжение разряда в шестифтористой сере может быть определено по формуле [Л. 6], подобной формуле Пика для воздуха:

$$U_0 = E_{п} \delta r_0 \left(1 + \frac{0,1}{\sqrt{\delta r_0}} \right) \ln \frac{R}{r_0}, \quad (1)$$

где $E_{п}$ — предельная напряженность электрического поля, соответствующая точке пересечения зависимостей коэффициентов ионизации и прилипания от напряженности электрического поля (для шестифтористой серы $E_{п} = 89$ кВ/см); δ — относительная плотность газа; R , r_0 — радиусы внешней оболочки и внутреннего проводника, см.

Для рассматриваемой модели одно из условий справедливости формулы (1) — относительно низкая напряженность поля — выполняется, в то вре-

мя как площадь электродов примерно на два порядка больше, чем исследованная в [Л. 6]. Поэтому по (1) получаем предельное значение начального напряжения разряда.

Возможно также некоторое снижение электрической прочности из-за наличия изолирующей распорки, так как исключение поверхностного перекрытия — довольно трудная задача, и напряжение поверхности перекрытия распорок большинства конструкций меньше, чем напряжение пробоя газа.

В [Л. 7 и 8] отмечается, что в относительно небольших промежутках в квазиоднородных полях при слабой нормальной составляющей на поверхности диэлектрика выбором формы распорки и обеспечением хороших условий контакта диэлектрика с электродом можно получить снижение пробивного напряжения в реальной конструкции не более чем на 10—20%.

Из рис. 3 видно, что результаты расчета по (1) хорошо совпадают с экспериментальными данными лишь до давления газа 0,5 ата. При давлении же 4 ата среднее значение пробивного напряжения оказывается в 2 раза ниже расчетного. При этом напряженность электрического поля на поверхности жилы составляет 160 кВ/см.

Полученное отклонение эксперимента от расчета может быть, по-видимому, объяснено наличием микронеоднородностей на поверхности электродов и мелких металлических частиц, взвешенных в объеме газа или остающихся после сборки на поверхности жилы, оболочки и распорки. В любом случае отклонение от расчета по формуле, справедливой для электродов относительно небольших размеров, должно ожидать даже с точки зрения вероятностного механизма, удовлетворительно объясняющего известную [Л. 9] зависимость среднего значения напряженности поля при пробое в сжатом газе от площади электрода с наибольшей напряженностью поля на поверхности.

Использование зависимости, характерной для чисто газового промежутка, при анализе результатов экспериментов, в которых разряд почти всегда происходил вдоль поверхности диэлектрика, возможно с учетом следующего. Во-первых, напряжение пробоя по газу определяет верхний предел для напряжения перекрытия, находящегося в промежутке диэлектрика, и различие этих напряжений при хорошей конструкции распорки невелико, а во-вторых, площадь электродов определяет условия по чистоте как в промежутке, так и на поверхности диэлектрика.

Согласно теории слабого звена и экстремальной природе функций распределения значений разрушающей нагрузки материалов [Л. 10] в первом приближении, достаточном для оценочных расчетов, следует ожидать изменения пробивной прочности диэлектрика с увеличением площади электродов по закону:

$$E_{0S} - E_{01} = \frac{\sqrt{6}}{\pi} \sigma E_{01} \ln S, \quad (2)$$

где E_{01} , E_{0S} — соответственно моды функции распределения напряженности поля при пробое для электродов с площадью, условно принятой за еди-

ницу и в S раз большей; σ — средне-квадратичное отклонение в процентах. В данных экспериментах σ не превышало 10%. Тогда для случая $S=10^2$ понижение напряженности E_0 может составить 40%. Эта оценка находится в хорошем количественном согласии с экспериментальными данными для газов SF_6 [Л. 11], N_2 и смеси N_2+CO_2 при высоком давлении [Л. 9].

Полученная оценка является ориентировочной, так как величина отклонений, очевидно, зависит от характера и размера неоднородностей или частиц. Как видно из рис. 4, при обычной для лабораторных условий подготовке эксперимента с большими электродами результаты получаются довольно близкими. Данные из [Л. 12] располагаются несколько ниже результатов, приведенных в [Л. 2] и в настоящей статье, так как они получены для диаметра центрального электрода 380 мм. Кривая 1, построенная по данным [Л. 4] для отрицательной полярности жилы, возможно, получена в условиях повышенной загрязненности механическими микрочастицами. С другой стороны, по-видимому, в [Л. 4] выбран слишком строгий критерий зажигания разряда в его системе — появление импульсов тока с амплитудой, превышающей 0,3 мка, или микросвечения в промежутке. Эксперименты авторов показывают, что особенно для отрицательной полярности жилы даже при достаточной мощности источника напряжения слабые импульсы тока или наличие микросвечения в промежутке с SF_6 далеко не всегда приводят к полному пробое промежутка.

Поэтому можно считать, что полученные экспериментальные результаты находятся в неплохом количественном согласии с данными других авторов и результатами оценочных расчетов.

На основании всего вышеуказанного можно сделать вывод, что для газонаполненного кабеля с амплитудным значением рабочего напряжения 400 кВ и испытательного не более 1 000 кВ электрическая прочность может быть обеспечена при диаметрах оболочки и жилы, близких к исследованным на модели, и давлении элегаза 4 ата. Это соответствует рабочей напряженности поля на поверхности жилы, приблизительно равной 50 кВ/см.

По-видимому, имеются еще резервы повышения и рабочей напряженности при неизменных условиях подготовки промежутка как за счет улучшения конструкции распорки, так и за счет покрытия жилы тонким слоем диэлектрика.

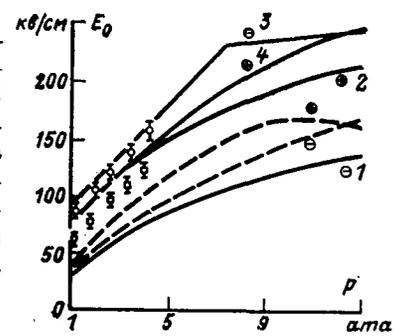


Рис. 4. Зависимость начальной напряженности в элегазе между коаксиальными цилиндрическими электродами от давления.

1 и 2 — жила и оболочка — чистые электроды; 3 и 4 — жила покрыта изоляцией, оболочка перфорирована. — — — из [Л. 4] для $D/d=254/114$, напряжение постоянное, у кривых указана полярность жилы; - - - - из [Л. 11] для $D/d=900/380$, напряжение постоянное; □ — из [Л. 2] для $D/d=330/114$, напряжение переменное; ⊥ — данные авторов для $D/d=400/110$, напряжение переменное.

Тепловые характеристики. Важной характеристикой газонаполненного кабеля является нагрузочная способность, зависящая от максимально допустимой температуры. Обычно ее относят к температуре проводящей жилы, определяемой действующим значением тока и совокупностью потерь, теплофизическими свойствами газа, внутренними и внешними условиями теплопереноса.

Опубликованные ранее исследования теплообмена в газонаполненном кабеле относятся к оболочкам с максимальным диаметром 220 мм [Л. 13] и 330 мм [Л. 5]. Рекомендации по длительно допустимым токам нагрузки в оболочках больших диаметров к настоящему времени отсутствуют.

Целью работы на тепловой модели газонаполненного кабеля было определение температуры и ее радиального распределения в зависимости от рассеиваемой на жиле мощности. Тепловыделение в оболочке из-за вихревых и наведенных токов на данном этапе не моделировалось.

Измерения были выполнены на стенде, состоящем из следующих элементов: трехметровой кабельной секции диаметром 426/400 с одним измерительным и четырьмя охранными нагревателями в жиле диаметром 110/98; термодарного блока, коммутирующего 55 термоэлементов, размещенных на поверхностях и во внутреннем пространстве секции, с одним общим холодным спаем; системы вакуумирования и наполнения.

Кабельная секция была установлена на высоте 60 см нижней образующей кожуха от пола в большом отапливаемом зале с выходами также в отапливаемые помещения при отсутствии других стационарных источников тепла. В силу этого на протяжении всех опытов температура свободной набегающего потока составляла $22,5 \pm 0,5^\circ\text{C}$, а на высоте кабеля — $23,5 \pm 0,5^\circ\text{C}$.

Методика эксперимента принципиально не отличалась от принятой для исследований свободного конвективного теплообмена в аксиальных системах [Л. 14]. Способ заделки хромель-копелевых термодар (заглубление термоспаев в засверленные отверстия и изотермический вывод термодаров) позволил достаточно точно учесть методические погрешности при измерениях температуры. Значения термо-э. д. с. измерялись потенциометром ПП-63 класса точности 0,05. Прямолинейное температурное поле коаксиала на рабочем и смежных с ним нагревателях устанавливалось по контрольным термодарам вдоль верхних образующих цилиндров. Разница в показаниях трех центральных термодар была не более $\pm 0,2^\circ\text{C}$.

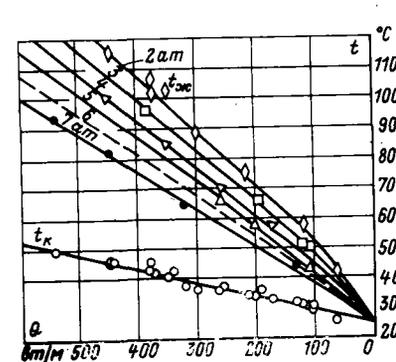


Рис. 5. Зависимость температуры жилы и оболочки от выделяемой мощности.

◇ — 2 ата; □ — 3 ата; ▽ — 4 ата;
△ — 5 ата; ● — 7 ата.

Расчеты проводились для рабочего участка длиной 400 мм. Точность измерения рассеиваемой

мощности и температуры обеспечивалась в пределах 0,5%. Горизонтальное положение секции контролировалось и не превышало наклона 1/300. Чистота газа в исходных баллонах и в экспериментальной секции была не ниже 99%. Время выхода на стационарный тепловой режим для каждой точки не превышало шести часов.

Зависимости температуры жилы $t_{ж}$ и оболочки $t_{об}$ от рассеиваемой мощности до 500 Вт/м и давлений до 7 ата приведены на рис. 5.

Они показывают, что при давлениях, когда могут быть достигнуты удовлетворительные электроизоляционные характеристики коаксиального зазора, максимальная температура в кабеле все же невелика. Например, при постоянном токе 2,5 ка с плотностью 1 а/мм² рассеяние выделяющихся 80 Вт/м обеспечивается при 1 и 5 ата соответственно при 49 и 39 °C на жиле. Кроме того, нетрудно показать, что с переходом от гладкой поверхности алюминиевой жилы с коэффициентом черноты $\epsilon_{пр} = 0,3-0,4$ на тонкое покрытие черным матовым лаком с $\epsilon_{пр} = 0,9-0,98$ появляется возможность дальнейшего снижения температуры жилы.

Соответствующие оценки для переменного тока могут быть получены после учета скин-эффекта в жиле, вихревых и наведенных токов в оболочке.

Экспериментальные данные были проанализированы в критериальных координатах [Л. 14]:

$$\frac{\lg Nu'}{(\Delta/d)^{-0,17}} \div \lg Ra,$$

где Nu' , Ra — соответственно модифицированный критерий Нуссельта и критерий Релея; Δ — толщина газовой изоляции.

Оказалось, что экспериментальные данные могут быть приближенно аппроксимированы хорошо известной зависимостью [Л. 15] для теплообмена между горизонтальными коаксиальными цилиндрами и в нашем случае обобщаются уравнением: $Nu' = 0,266 Ra^{0,25} (\Delta/d)^{-0,17}$ в диапазоне $8 \leq \lg Ra \leq 11$.

Полученные результаты позволяют сделать вывод, что ни электроизоляционный, ни тепловой режим газонаполненного кабеля при рабочем напряжении 400 кВ и амплитудных токах 2,5 ка и выше не будут чрезмерно напряженными при диаметре оболочки 400—500 мм и давлении шестифтористой серы около 4—6 ата.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Hobart H. Transmission of power in compressed gas atmospheres. J. Frankl Inst., 1942, v. 234, p. 251, 331.
- Fukuda S. EHV cables with compressed SF₆ gas insulation. IEEE Trans., 1967, v. PAS-86, № 11, p. 60.
- Johnson B. J., Doepken H. C., Trump J. G. Operating parameters of compressed-gas insulated transmission lines. IEEE Trans., 1969, v. PAS-88, № 4, p. 369.
- Doepken H. C. Compressed-gas insulation for concentric power lines. Proc. 8-th conf. on el. insul., USA, Los-Angeles, 1968, p. 202.
- Fukuda S. Current-carrying and short-circuit tests on EHV cables insulated with SF₆ gas insulation. IEEE Trans., 1969, v. PAS-88, № 2, p. 1147.
- Bortnik I. M., Gorjunov B. A. Breakdown characteristics in SF₆ in uniform and non-uniform fields. Proc. 9-th conf. on phen in ioniz. gas, Bucharest, 1969, p. 263.
- McNeal P. I., Skipper D. I. The impulse flashover strength of solid insulation in compressed gases. Proc. Int. conf. on gas disch. and energ., Latherhead, Eng., 1962, Rep. 26.

Определение мест повреждения воздушных линий с переменными пассивными параметрами ответвлений

А. И. АЙЗЕНФЕЛЬД

ОРГРЭС

Известные методы определения мест повреждения линий с ответвлениями [Л. 1 и 2] исходят из переменных значений сопротивлений сетей, примыкающих к опорным подстанциям ВЛ, и постоянства пассивных параметров ответвлений. Однако в ряде случаев сопротивление ответвления меняется в зависимости от режима работы электрооборудования, установленного на ответвительной подстанции (изменение режима заземления нейтрали трансформаторов в схеме замещения нулевой последовательности, колебания нагрузки в схеме замещения обратной последовательности и др.). Аналогично пассивные параметры имеют переменное значение, если подстанция ответвления связана с энергосистемой. В этих случаях сопротивление ответвления не может быть представлено в схеме замещения постоянной величиной, а сама линия с ответвлениями не может быть изображена активным $2(p+1)$ -полюсником.

Рассмотрим вначале общий случай определения мест повреждения на примере p -проводной ВЛ с ответвлениями, связанными с переменными сопротивлениями сетей. На каждом из проводов ВЛ N ответвлений имеется ($N > 1$). Схема замещения такой линии при коротком замыкании на одном из участков ВЛ может быть представлена активным многополюсником, имеющим $(N+2)(p+1)$ полюсов (рис. 1,а). Он состоит из N групп полюсов, соответствующих числу ответвлений с переменным значением сопротивления и из двух групп полюсов (p — число полюсов в группе), соответствующих числу проводов ВЛ. У такого многополюсника в каждой из групп полюсов сумма токов равна нулю [Л. 3].

Для рассматриваемого активного многополюсника справедливы матричные уравнения:

$$\|\dot{U}\| = \|z\| \|I\| + \|\dot{e}\|; \quad (1)$$

$$\|I\| = \|y\| \|\dot{U}\| + \|J\|, \quad (2)$$

где

$$\|\dot{U}\| = \begin{vmatrix} \dot{U}_1 \\ \dots \\ \dot{U}_{(N+2)p} \end{vmatrix} \text{ и } \|I\| = \begin{vmatrix} I_1 \\ \dots \\ I_{(N+2)p} \end{vmatrix} -$$

— столбцевые матрицы векторов напряжений и токов полюсов;

$$\|\dot{e}\| = \begin{vmatrix} \dot{e}_1 \\ \dots \\ \dot{e}_{(N+2)p} \end{vmatrix} \text{ и } \|J\| = \begin{vmatrix} J_1 \\ \dots \\ J_{(N+2)p} \end{vmatrix} -$$

— столбцевые матрицы векторов автономных параметров (задающих напряжений и токов);

$$\|z\| = \begin{vmatrix} z_{11} & \dots & z_{1,(N+2)p} \\ \dots & \dots & \dots \\ z_{(N+2)p,1} & \dots & z_{(N+2)p,(N+2)p} \end{vmatrix} \text{ и}$$

$$\|y\| = \begin{vmatrix} y_1 & \dots & y_{1,(N+2)p} \\ \dots & \dots & \dots \\ y_{(N+2)p,1} & \dots & y_{(N+2)p,(N+2)p} \end{vmatrix} -$$

— квадратные матрицы пассивных параметров.

Автономные параметры $\|\dot{e}\|$ и $\|J\|$ и пассивные параметры $\|z\|$ и $\|y\|$ активного $(N+2)(p+1)$ -полюсника определяются аналогично тому, как это выполнялось для соответствующих параметров $2(p+1)$ -полюсника, т. е. методом холостого хода и короткого замыкания [Л. 3].

В соответствии с матричными уравнениями (1) и (2) можно написать по $(N+2)p$ скалярных уравнений, решенных относительно автономных параметров:

$$\left. \begin{aligned} \dot{e}_1 &= \dot{U}_1 - z_{11}I_1 - z_{12}I_2 - \dots - z_{1,(N+2)p}I_{(N+2)p}; \\ &\dots \\ \dot{e}_{(N+2)p} &= \dot{U}_{(N+2)p} - z_{(N+2)p,1}I_1 - \\ &- z_{(N+2)p,2}I_2 - \dots - z_{(N+2)p,(N+2)p}I_{(N+2)p}; \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} J_1 &= I_1 - y_{11}\dot{U}_1 - y_{12}\dot{U}_2 - \dots - y_{1,(N+2)p}\dot{U}_{(N+2)p}; \\ &\dots \\ J_{(N+2)p} &= I_{(N+2)p} - y_{(N+2)p,1}\dot{U}_1 - \\ &- y_{(N+2)p,2}\dot{U}_2 - \dots - y_{(N+2)p,(N+2)p}\dot{U}_{(N+2)p}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

С учетом принципа относительности токов и напряжений отношение автономных параметров рассматриваемого активного многополюсника при всех значениях задающего напряжения $\|\dot{E}_k\|$ остается постоянной величиной. Следовательно, и для активного $(N+2)(p+1)$ полюсника отношение автономных параметров является функцией расстояния от каждой подстанции до места повреждения. Здесь справедливы соотношения:

$$\left. \begin{aligned} k_{e12} &= \frac{\dot{e}_1}{\dot{e}_2} = \frac{\dot{U}_1 - z_{11}I_1 - \dots - z_{1,(N+2)p}I_{(N+2)p}}{\dot{U}_2 - z_{21}I_1 - \dots - z_{2,(N+2)p}I_{(N+2)p}} = f_1(l); \\ &\dots \\ k_{e(N+2)p,(N+2)p-1} &= \frac{\dot{e}_{(N+2)p}}{\dot{e}_{(N+2)p-1}} = \\ &= \frac{\dot{U}_{(N+2)p} - z_{(N+2)p,1}I_1 - \dots - z_{(N+2)p,(N+2)p}I_{(N+2)p}}{\dot{U}_{(N+2)p-1} - z_{(N+2)p-1,1}I_1 - \dots - z_{(N+2)p-1,(N+2)p}I_{(N+2)p}} = f_{(N+2)p-1}(l); \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

8. Ikeda G., Joshida J., Itaka K. A spacer for a new gas insulated cable. — «Sumitomo Electr.», 1966, № 7.

9. Philp S. F., Trump J. G. Compressed gas insulation for electric power transmission. Rep. of Conf. on el. insul. and dielectric phen., Wash., 1966, p. 100.

10. Gumbel E. J. Statistical theory of extreme value and some practical applications. NBS, Appl. Math. Series, Wash., 1954, № 33.

11. Mulcachy M. J. Pressurized SF₆ mixture as the insulating medium for high power system components. Proc. 8-th conf. on el. insul., USA, Los-Angeles, 1968, p. 216.

12. Trump J. G. Compressed gas insulation and electric power systems. Proc. Int. conf. on gas disch. and energ., Latherhead, Eng., 1962, Rep. 13.

13. Майзель Е. С. Исследование тепловых свойств газовой изоляции, применяемой в электротехнических устройствах. — «Электричество», 1969, № 4, с. 54—58.

14. Загромов Ю. А., Ляликов А. С. Свободно-конвективный теплообмен в горизонтальной цилиндрической прослойке. Инженерно-физический журнал, 1966, т. 10, 577 с.

15. Кутателадзе С. С., Боришанский В. М. Справочник по теплопередаче. М., Госэнергоиздат, 1959.

$$\left. \begin{aligned} k_{j12} &= \frac{J_1}{J_2} = \frac{I_1 - y_{11}\dot{U}_1 - \dots - y_{1,(N+2)}p\dot{U}_{(N+2)p}}{I_2 - y_{21}\dot{U}_1 - \dots - y_{2,(N+2)}p\dot{U}_{(N+2)p}} = F_1(I); \\ &\dots \\ k_{j(N+2)p, (N+2)p-1} &= \frac{J_{(N+2)p}}{J_{(N+2)p-1}} = \\ &= \frac{I_{(N+2)p} - y_{(N+2)p,1}\dot{U}_1 - \dots -}{I_{(N+2)p-1} - y_{(N+2)p-1,1}\dot{U}_1 - \dots -} \\ &\rightarrow \frac{-y_{(N+2)p, (N+2)p}U_{(N+2)p}}{-y_{(N+2)p-1, (N+2)p}U_{(N+2)p}} = F_{(N+2)p-1}(I), \end{aligned} \right\} (6)$$

где $k_{e12}, \dots, k_{e(N+2)p, (N+2)p-1}$ — отношения автономных параметров (задающих напряжений) активного $(N+2)(p+1)$ -полюсника, соответствующих одной и той же точке короткого замыкания внутри многополюсника; $k_{j12}, \dots,$

$k_{j(N+2)p, (N+2)p-1}$ — отношения автономных параметров (задающих токов) активного $(N+2)(p+1)$ -полюсника при тех же условиях.

Каждое из полученных выражений (5) и (6) позволяет независимо друг от друга найти место короткого замыкания на любом из проводов многопроводной воздушной линии. Результаты расчета будут соответствовать одному и тому же месту повреждения.

При повреждении одного из проводов p -проводной линии с ответвлениями направление токов и напряжений в общем случае может изменяться как в зависимости от режима электрической сети, так и от места короткого замыкания, что вызывает необходимость дополнительного учета фазовых соотношений. В реальных условиях работы линии электропередачи тем или путем определяется величина, вектор которой остается неизменным во всех режимах. Этот вектор и принимается в качестве базисного, относительно которого ведется отсчет всех измеряемых величин. Во многих случаях учет фазовых соотношений практически сводится только к определению знака токов в неповрежденных проводах ВЛ. В частности, это может быть осуществлено применением реле направления мощности [Л. 4 и 5].

Рассмотренный способ является универсальным, поскольку он позволяет определить место повреждения и тогда, когда часть ответвлений имеет постоянное значение пассивных параметров.

Рассмотрим определение мест повреждения изложенным выше способом на примере линий электропередачи различных видов.

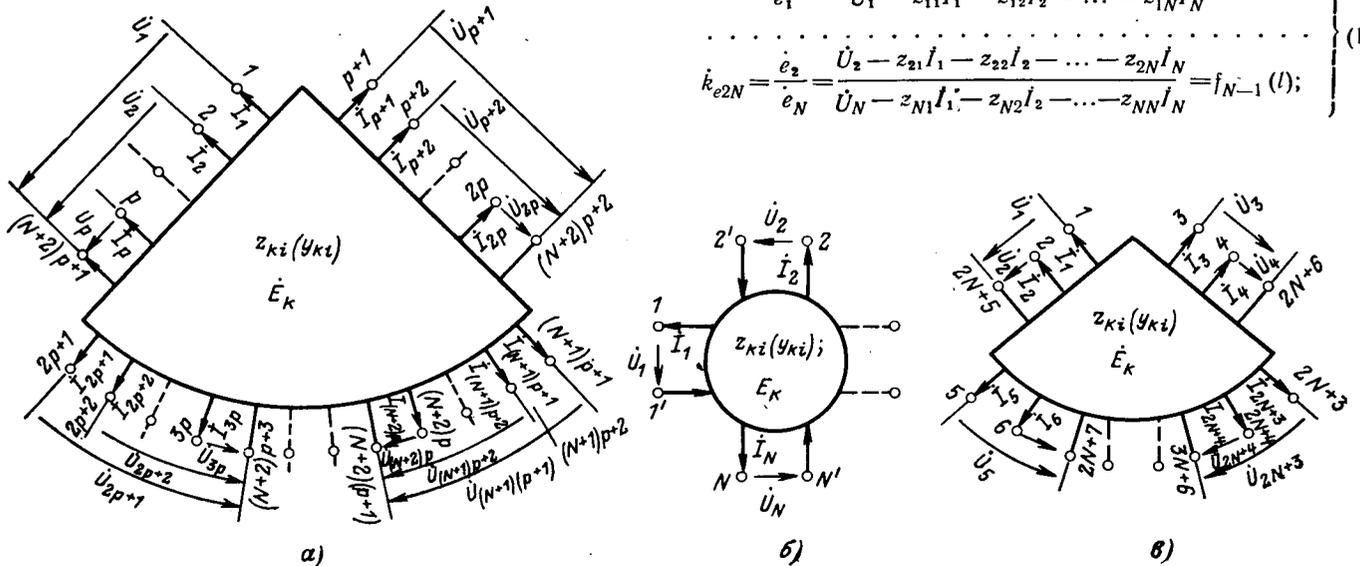


Рис. 1. Схемы линий с ответвлениями в виде активных многополюсников.

а — p -проводная линия — $(N+2)(p+1)$ -полюсник; б — одиночная линия — $2N$ -полюсник; в — две параллельные линии — $(6+3N)$ -полюсник.

Одиночная линия с несколькими ответвлениями. Если ответвления ВЛ примыкают к сетям с переменным значением сопротивления, то при повреждении одного из ее участков схема замещения нулевой последовательности может быть изображена в виде активного $2N$ -полюсника (рис. 1,б). Такой многополюсник имеет N пар полюсов, в каждой из которых сумма токов равна нулю.

На основании матричных уравнений (1) и (2) применительно к рассматриваемому $2N$ -полюснику получаем:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_1 &= z_{11}I_1 + z_{12}I_2 + \dots + z_{1N}I_N + e_1; \\ \dot{U}_2 &= z_{21}I_1 + z_{22}I_2 + \dots + z_{2N}I_N + e_2; \\ &\dots \\ \dot{U}_N &= z_{N1}I_1 + z_{N2}I_2 + \dots + z_{NN}I_N + e_N; \end{aligned} \right\} (7)$$

$$\left. \begin{aligned} I_1 &= y_{11}\dot{U}_1 + y_{12}\dot{U}_2 + \dots + y_{1N}\dot{U}_N + J_1; \\ I_2 &= y_{21}\dot{U}_1 + y_{22}\dot{U}_2 + \dots + y_{2N}\dot{U}_N + J_2; \\ &\dots \\ I_N &= y_{N1}\dot{U}_1 + y_{N2}\dot{U}_2 + \dots + y_{NN}\dot{U}_N + J_N, \end{aligned} \right\} (8)$$

откуда получаем:

$$\left. \begin{aligned} e_1 &= \dot{U}_1 - z_{11}I_1 - z_{12}I_2 - \dots - z_{1N}I_N; \\ e_2 &= \dot{U}_2 - z_{21}I_1 - z_{22}I_2 - \dots - z_{2N}I_N; \\ &\dots \\ e_N &= \dot{U}_N - z_{N1}I_1 - z_{N2}I_2 - \dots - z_{NN}I_N; \end{aligned} \right\} (9)$$

$$\left. \begin{aligned} J_1 &= I_1 - y_{11}\dot{U}_1 - y_{12}\dot{U}_2 - \dots - y_{1N}\dot{U}_N; \\ J_2 &= I_2 - y_{21}\dot{U}_1 - y_{22}\dot{U}_2 - \dots - y_{2N}\dot{U}_N; \\ &\dots \\ J_N &= I_N - y_{N1}\dot{U}_1 - y_{N2}\dot{U}_2 - \dots - y_{NN}\dot{U}_N. \end{aligned} \right\} (10)$$

Взяв отношение автономных параметров из выражений (9), в соответствии с выражениями (5) получим:

$$\left. \begin{aligned} k_{e12} &= \frac{e_1}{e_2} = \frac{\dot{U}_1 - z_{11}I_1 - z_{12}I_2 - \dots - z_{1N}I_N}{\dot{U}_2 - z_{21}I_1 - z_{22}I_2 - \dots - z_{2N}I_N} = f_1(I); \\ &\dots \end{aligned} \right\} (11)$$

$$\left. \begin{aligned} k_{e1N} &= \frac{e_1}{e_N} = \frac{\dot{U}_1 - z_{11}I_1 - z_{12}I_2 - \dots - z_{1N}I_N}{\dot{U}_N - z_{N1}I_1 - z_{N2}I_2 - \dots - z_{NN}I_N} = f_{N-1}(I); \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} k_{e21} &= \frac{e_2}{e_1} = \frac{\dot{U}_2 - z_{21}I_1 - z_{22}I_2 - \dots - z_{2N}I_N}{\dot{U}_1 - z_{11}I_1 - z_{12}I_2 - \dots - z_{1N}I_N} = f_1(I); \\ &\dots \end{aligned} \right\} (12)$$

$$\left. \begin{aligned} k_{e2N} &= \frac{e_2}{e_N} = \frac{\dot{U}_2 - z_{21}I_1 - z_{22}I_2 - \dots - z_{2N}I_N}{\dot{U}_N - z_{N1}I_1 - z_{N2}I_2 - \dots - z_{NN}I_N} = f_{N-1}(I); \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{k}_{eN1} = \frac{\dot{e}_N}{\dot{e}_1} = \frac{\dot{U}_N - z_{N1}i_1 - z_{N2}i_2 \dots - z_{NN}i_N}{\dot{U}_1 - z_{11}i_1 - z_{12}i_2 \dots - z_{1N}i_N} = f_1(l); \\ \dots \\ \dot{k}_{eN, N-1} = \frac{\dot{e}_N}{\dot{e}_{N-1}} = \\ = \frac{\dot{U}_N - z_{N1}i_1 - z_{N2}i_2 \dots - z_{NN}i_N}{\dot{U}_{N-1} - z_{N-1,1}i_1 - z_{N-1,2}i_2 \dots - z_{N-1,N}i_N} = f_{N-1}(l). \end{aligned} \right\} (13)$$

Аналогично в соответствии с соотношениями (6) из выражений (10) получаем отношения для автономных параметров \dot{j} .

Две параллельные линии с несколькими ответвлениями. В зависимости от характера включения фиксирующих амперметров по концам линий электропередачи схема замещения ВЛ может быть представлена разными видами эквивалентных активных многополюсников.

При включении приборов на сумму токов обеих цепей схема изображается таким же $2N$ -полюсником, как и для одиночной линии с несколькими ответвлениями (рис. 1,б). Место повреждения определяется любым из выражений (11) — (13) применительно к одной и другой линиям.

Если токи измеряются в каждой цепи и в каждом ответвлении, то в этом случае схема замещения нулевой последовательности изображается более сложным активным многополюсником (рис. 1,в). Он имеет $(N+2)(p+1)$ полюсов, или $6+3N$ полюсов. Следовательно, его можно назвать $(6+3N)$ -полюсником. Как и для других видов многополюсников, сумма токов в каждой из групп полюсов равна нулю.

С учетом скалярных уравнений (3) и (4) для $(6+3N)$ -полюсника получаем:

$$\dot{e}_k = \dot{U}_k - \sum_{i=1}^{i=2N+4} z_{ki} i_i, \quad (k=1, 2, \dots, 2N+4); \quad (14)$$

$$\dot{j}_k = I_k - \sum_{i=1}^{i=2N+4} y_{ki} \dot{U}_i, \quad (k=1, 2, \dots, 2N+4). \quad (15)$$

Используя отношения автономных параметров, определяемых из соответствующих скалярных уравнений (14) и (15) для каждого полюса $(6+3N)$ -полюсника, получаем выражения для определения мест повреждения:

$$\left. \begin{aligned} \dot{k}_{e12} = \frac{\dot{e}_1}{\dot{e}_2} = f_1(l); \\ \dots \\ \dot{k}_{e1, 2N+4} = \frac{\dot{e}_1}{\dot{e}_{2N+4}} = f_{2N+3}(l); \\ \dots \\ \dot{k}_{e2N+4, 1} = \frac{\dot{e}_{2N+4}}{\dot{e}_1} = f_1(l); \\ \dots \\ \dot{k}_{e2N+4, 2N+3} = \frac{\dot{e}_{2N+4}}{\dot{e}_{2N+3}} = f_{2N+3}(l); \end{aligned} \right\} (16)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{k}_{j12} = \frac{\dot{j}_1}{\dot{j}_2} = F_1(l); \\ \dots \\ \dot{k}_{j1, 2N+4} = \frac{\dot{j}_1}{\dot{j}_{2N+4}} = F_{2N+3}(l); \\ \dots \\ \dot{k}_{j2N+4, 1} = \frac{\dot{j}_{2N+4}}{\dot{j}_1} = F_1(l); \end{aligned} \right\} (17)$$

$$\left. \dots \dots \dots \right\} \dot{k}_{j2N+4, 2N+3} = \frac{\dot{j}_{2N+4}}{\dot{j}_{2N+3}} = F_{2N+3}(l).$$

Если фазы напряжений по концам линии заранее определены расчетным путем, и они остаются неизменными в различных режимах, вычисление расстояния до мест повреждения целесообразно выполнять в соответствии с выражением (17). В этом случае отсутствует необходимость в определении направления токов. В то же время при использовании выражения (16) необходимо учитывать знак токов в параллельных линиях.

Таким образом, предложенный в статье метод определения мест повреждения может найти применение, в первую очередь, на воздушных линиях, у которых одна часть ответвлений имеет постоянное значение, а другая часть — переменное значение пассивных параметров.

Ниже рассматривается численный пример практического применения изложенного способа для определения мест повреждения параллельных линий.

Пример. Для двух параллельных линий напряжением 220 кВ, одна из которых имеет подстанцию ответвления, связанную автотрансформатором с сетью 110 кВ энергосистемы (рис. 2), составить методику определения мест повреждения при коротких замыканиях на землю. Фиксирующие вольтметры установлены на шинах 220 кВ подстанций А и Б, а также на шинах 110 кВ подстанции В. Фиксирующие амперметры установлены на подстанциях А и Б и включены на сумму токов обеих цепей.

Схема замещения ВЛ при коротком замыкании (рис. 2,б) может быть изображена активным шестиполюсником (рис. 2,в), для которого справедливы выражения (6). Применительно к шестиполюснику (активным сопротивлением пренебрегаем) с учетом обозначений рис. 2 получаем:

$$\dot{k}_{j12} = \frac{I_{\Sigma}^A - y_{11}U^A - y_{12}U^B - y_{13}U^B}{I_{\Sigma}^B - y_{21}U^A - y_{22}U^B - y_{23}U^B} = f(l). \quad (18)$$

Пассивные параметры рассматриваемого шестиполюсника, рассчитанные способом холостого хода и короткого замыкания, соответственно равны:

$$\begin{aligned} y_{11} &= 10,63 \cdot 10^{-3} \text{ 1/ом}; & y_{12} &= y_{21} = 2,62 \cdot 10^{-3} \text{ 1/ом}; \\ y_{13} &= 8,0 \cdot 10^{-3} \text{ 1/ом}; & y_{22} &= 4,4 \cdot 10^{-3} \text{ 1/ом}; \\ y_{23} &= 1,76 \cdot 10^{-3} \text{ 1/ом}. \end{aligned}$$

Подставляя значения пассивных параметров в выражение (18) и учитывая, что вольтметр на подстанции В включен на стороне 110 кВ автотрансформатора, получаем расчетное выражение для определения мест повреждения:

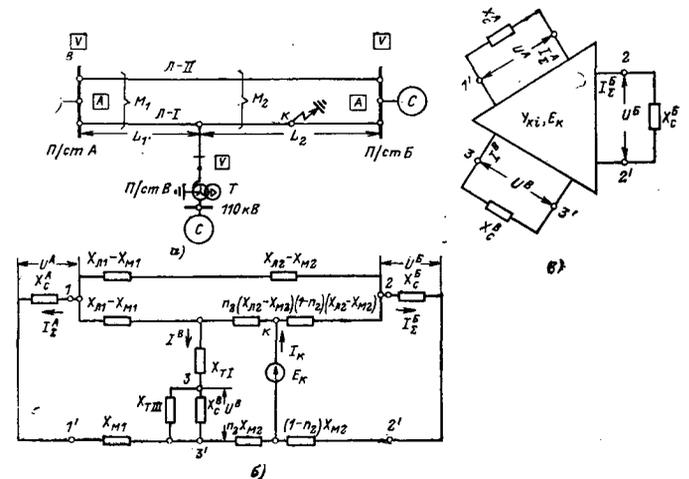


Рис. 2. Две параллельные линии с одним ответвлением. а — исходная схема; $L_1=42$ км; $L_2=205$ км; $W_T=125$ Мва; б — схема замещения нулевой последовательности; $X_{\Pi 1}=54$ ом; $X_{\Pi 2}=277$ ом; $X_{M1}=-29,3$ ом; $X_{M2}=133$ ом; $X_{B \tau I}=38,2$ ом; $X_{B \tau II}=-2,5$ ом; $X_{B \tau III}=172$ ом; в — линии в виде активного шестиполюсника.

$$k_{J12} = \frac{I_{\Sigma}^A + 10,6U^A - 2,6U^B - 16U^B}{I_{\Sigma}^B - 2,6U^A + 4,4U^B - 3,4U^B} = f(l), \quad (19)$$

где I_{Σ}^A , I_{Σ}^B — показания фиксирующих амперметров соответственно на подстанциях A и B , a ; U^A , U^B , U^B — показания фиксирующих вольтметров на подстанциях A , B и B , $кв$.

Подставив данные измерений фиксирующих приборов при повреждении ВЛ в выражение (19), получим величину k_{J12} . Сравним эту величину с предварительно рассчитанными значениями k_{J12} для ряда точек, равномерно распределенных вдоль ВЛ, определяем расстояние до места повреждения. Сравнение может быть осуществлено любым из способов техники вычислений с использованием таблицы или графика $l=f(k_{J12})$.



К расчету начальных напряжений электрического разряда в воздухе

Е. С. КОЛЕЧИЦКИЙ, Н. А. МЕЛИКОВ

Московский энергетический институт

Уравнение самостоятельности разряда в газе в простейшем виде [Л. 1 и 2] может весьма успешно применяться для расчета начальных напряжений в промежутках с газовой средой. В статье рассматриваются различные вопросы, связанные с методикой расчетов начальных напряжений.

В [Л. 1 и 2] было показано хорошее соответствие расчетных и опытных значений начальных напряжений для некоторых промежутков («шар—шар», коаксиальные цилиндры). Чтобы ответить на вопрос о правомерности применения уравнения самостоятельности для других случаев, в первую очередь было необходимо рассмотреть электрические поля в разных промежутках.

Уравнение самостоятельности разряда в газе [Л. 2] и зависимость коэффициента α_{Φ} от напряженности примем:

$$\int_r \alpha_{\Phi} dr = K = \text{const}; \quad (1)$$

$$\alpha_{\Phi} = 0,2\delta \left(\frac{E}{\delta} - 24 \right)^2, \quad (2)$$

где δ — относительная плотность воздуха.

При расчетах начальных напряжений по (1) принималось $K=8,2$. Разными авторами использовались и другие значения K . Зависимость погрешности вычисления начальной напряженности от значения K проанализирована ниже.

Поскольку аппроксимация зависимости $\alpha_{\Phi}(E)$ выражением (2) не удовлетворяет левой части кривой Пашена (по данным [Л. 3]), область применения (2) была ограничена величиной $E \leq 100$ $кв/см$.

Классификация электрических полей. Исследовались промежутки, образованные двумя электродами. Представим напряженность электрического поля вдоль силовой линии в виде:

$$E = Uf(r), \quad (3)$$

где U — разность потенциалов между электродами; $f(r)$ — функция, по которой изменяется напряженность; r — расстояние, отсчитываемое вдоль силовой линии от центра кривизны.

Тогда для характеристики изменения напряженности поля по силовой линии можно ввести коэффициент m , определяемый следующим образом. Отношение напряженностей на поверхности электрода и в любой точке силовой линии можно записать в виде:

$$\frac{E(r)}{E(r_0)} = \frac{f(r)}{f(r_0)} = \left(\frac{r_0}{r} \right)^m, \quad (4)$$

откуда

$$m = \frac{\ln \frac{f(r)}{f(r_0)}}{\ln \frac{r_0}{r}} = \frac{\ln \frac{E(r)}{E(r_0)}}{\ln \frac{r_0}{r}}. \quad (5)$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Розенкноп М. П. Определение места замыкания на землю по токам и напряжениям нулевой последовательности на линиях электропередачи с ответвлениями. — «Электричество», 1966, № 11, с. 17—25.
2. Айзенфельд А. И., Шалыт Г. М. Определение мест короткого замыкания в системе линий электропередачи с ответвлениями. — «Электричество», 1971, № 11, с. 20—25.
3. Зелях Э. В. Основы общей теории линейных электрических схем. Изд. АН СССР, М., 1951, 344 с.
4. Малый А. С., Шалыт Г. М. Учет реактивной проводимости при определении мест повреждения двухцепных линий электропередачи. — «Электричество», 1968, № 7, с. 20—24.
5. Малый А. С., Шалыт Г. М., Айзенфельд А. И. Определение мест повреждения линий электропередачи по параметрам аварийного режима. М., «Энергия», 1972, 215 с. [29.11.1972]

УДК 537.52.001.24

Здесь r_0 — радиус кривизны поверхности электрода.

Можно назвать поля, для которых коэффициент m принимает целые значения: в равномерном поле $m=0$; в поле коаксиальных электродов $m=1$; поле уединенной сферы имеет $m=2$ и поле точечного диполя $m=3$. В остальных полях, строго говоря, коэффициент m принимает нецелые значения и, кроме того, m меняется вдоль силовой линии. Однако для расчета начальных напряжений нет необходимости вычисления коэффициента вдоль всей силовой линии. Достаточно знать значение m в зоне ионизации. Более того, как будет показано ниже, значение коэффициента m может быть вычислено весьма грубо для получения удовлетворительной точности при расчетах начального напряжения.

Расчеты коэффициента m для различных плоских и плоскомеридианных полей приведены в табл. 1. Коэффициент m во всех случаях рассчитывался вблизи электрода, имеющего наименьший радиус кривизны, вдоль кратчайшей силовой линии (здесь и далее будем называть ее центральной силовой линией). На всех чертежах отмечены точки, через которые проходит центральная силовая линия.

Для плоских полей наибольшее значение коэффициента m равно единице. Интересно отметить, что даже результирующее поле вблизи круглого цилиндрического выступа (позиция III в табл. 1) дает значение $m=1$. Этот результат несколько неожиданный, так как поле цилиндрического выступа может рассматриваться как результат наложения равномерного поля и поля линейного диполя, для которого $m=2$. Другим экстремальным значением m для плоских полей является $m=0,5$. Такое значение коэффициент принимает вблизи острых кромок (см. позиции I и II в табл. 1, а также [Л. 4]). На практике подобные промежутки встречаются в конструкциях с маслбумажной изоляцией и для воздушных промежутков они не характерны.

В случае плоскомеридианных полей максимальное значение $m=2$. Естественно, табл. 1 не отражает всего многообразия возможных промежутков, однако для анализа были отобраны наиболее характерные. Интересно отметить, что для промежутков с одинаковым сечением электродов коэффициент m в случае плоскомеридианного поля вдвое больше:

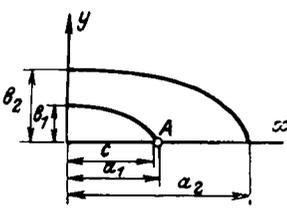
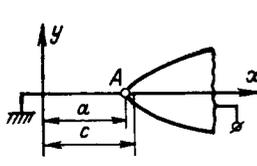
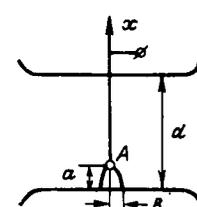
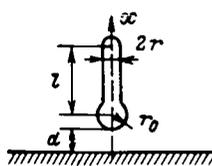
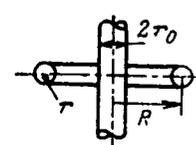
$$m_{п.л.м} = 2m_{п.л.} \quad (6)$$

Этот результат подобен соотношению, связывающему коэффициенты неоднородности [Л. 5]:

$$k_{п.л.м} \approx k_{п.л.}^2 \quad (7)$$

Наличие определенного участка поверхности с постоянным радиусом кривизны создает постоянство коэффициента m независимо от наличия или отсутствия подводящего проводника (позиция IV в табл. 1). Подводящий проводник влияет лишь на абсолютную величину максимальной напряженности (или на коэффициент неоднородности). Расчеты указанных полей производились численно, по методу, изложенному в [Л. 6].

Таблица 1

Номер позиции	Конфигурация электродов	Напряженность электрического поля	Значения коэффициента m
I		<p>Плоское поле¹</p> $E(x) = \frac{U}{\ln \frac{a_2 + b_2}{a_1 + b_1}} \frac{1}{\sqrt{x^2 - c^2}}$ <p>Плоско-меридианное поле¹</p> $E(x) = \frac{Uc}{\left(\text{Arth} \frac{c}{a_1} - \text{Arth} \frac{c}{a_2}\right)} \frac{1}{x^2 - c^2}$	<p>При $a = b$ $m = 1,0$; $a \gg b$ $m \rightarrow 0,5$</p> <p>При $a = b$ $m = 2,0$; $a \gg b$ $m \rightarrow 1,0$</p>
II		<p>Плоское поле¹</p> $E(x) = \frac{U}{\arcsin \frac{a}{c}} \frac{1}{\sqrt{c^2 - x^2}}$ <p>Плоско-меридианное поле¹</p> $E(x) = -\frac{U}{\text{Arcth} \frac{a_1}{c}} \frac{1}{c^2 - x^2}$	<p>При $a \approx c$ $m \rightarrow 0,5$; $a \ll c$ $m \rightarrow 0,0$</p> <p>При $a \approx c$ $m \rightarrow 1,0$; $a \ll b$ $m \rightarrow 0,0$</p>
III		<p>Плоское поле¹</p> <p>При $a = b$ $E(x) = \frac{U}{d} \left[1 + \left(\frac{r_0}{x} \right)^2 \right]$</p> <p>При $a > b$ $E(x) = \frac{E_0}{a-b} \frac{ax}{\sqrt{x^2 - c^2}} - b$</p> <p>Плоско-меридианное поле¹</p> <p>При $a = b$ $E(x) = \frac{U}{d} \left[1 + \left(\frac{r_0}{x} \right)^2 \right]$;</p> <p>При $a > b$</p> $E(x) = \frac{U}{d} \left[1 - \frac{\ln \frac{x+c}{x-c} - \frac{2c}{x}}{2k} + \frac{\frac{c}{x}}{k \frac{x}{c} \left(\frac{x^2}{c^2} - 1 \right)} \right]$	<p>При $a = b$ $m \rightarrow 1,0$; $a \gg b$ $m \rightarrow 0,5$;</p> <p>$a = 3,5b$ $m = 0,75$</p> <p>При $a = b$ $m \rightarrow 2,0$; $a \gg b$ $m \rightarrow 1,0$; $a = 3,5b$ $m = 1,5$</p>
IV		<p>Плоское поле²</p> <p>$r_0 = r$, $l \gg r_0$</p> <p>Плоско-меридианное поле²</p> <p>$r_0 \gg r$, $l \gg r_0$</p>	<p>При $d = (1 \div 2)r_0$ $m = 0,9$; $d \gg r_0$ $m \rightarrow 1,0$</p> <p>При $d = (1 \div 2)r_0$ $m = 1,8$; $d \gg r_0$ $m \rightarrow 2,0$</p>
V		<p>Плоско-меридианное поле³</p> $E(x) = \frac{U}{c} \frac{2a^2}{x(a^2 - x^2)}$ <p>где $a^2 = R^2 - r^2$;</p> $c = \ln \frac{(1 - \rho_0)^2 \rho_1}{\rho_0 (1 - \rho_1)^2}$	<p>При $r \ll R$ $m = 1,0$;</p> <p>$r = 0,2R$ $m = 0,5$;</p> <p>$r_0 = 0,15R$ $m = 1,0$;</p> <p>$r_0 = 0,4R$ $m = 0,5$</p>

¹ Формула для силовых линий, выходящих из точек A.
² По результатам численного расчета.
³ По приближенной формуле.

По результатам проведенного анализа можно сделать вывод, что значения коэффициента m для промежутков с одной средней лежат в пределах $0 \leq m \leq 2$.

Расчеты поля выступов проводились по [Л. 7 и 8], а расчет поля кольцевого ввода по [Л. 9].

Результаты измерений начальных напряжений. Наиболее достоверные данные по измерению начальных напряжений относятся к системам электродов «провод в цилиндре» («провод — плоскость») и «шар — шар». В первом из этих случаев коэффициент $m=1$, во втором он зависит от расстояния между шарами. Если использовать таблицы пробивных напряжений шаровых разрядников, то при $d \leq 2R$ (где R — радиус шара) коэффициент m изменяется в зоне ионизации в пределах $m = 0 \div 1,5$. В [Л. 1 и 2] показано, что в этих случаях результаты измерений начальных напряжений достаточно хорошо согласуются с расчетными значениями.

Как показано выше, максимальное значение коэффициента m составляет 2. Следовательно, дополнительная проверка справедливости применения уравнения самостоятельности разряда должна производиться именно для случая $m=2$. На практике промежуток с таким значением коэффициента m можно создать, помещая шар над плоскостью. При этом наличие подвода при $d \gg R$ практически не сказывается на значении коэффициента m . Вторым возможным вариантом является поле в окрестности сферического выступа на плоскости. Значения коэффициента m от 2 до 1 можно получить в поле полуэллиптического выступа, меняя отношение полуосей.

Эксперименты по измерению начальных напряжений электрического разряда производились в первую очередь именно в описанных промежутках. Кроме того, ряд измерений был проведен в промежутках, имеющих коэффициент $1 < m < 0,5$.

Результаты измерений начальных напряжений приведены в табл. 2.

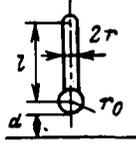
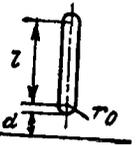
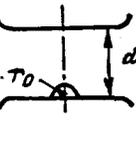
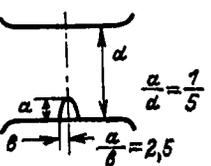
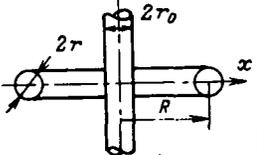
Опыты проводились при переменном напряжении и в коронирующих промежутках, как правило, при повышенной частоте напряжения (12—15 кГц), что облегчает измерения [Л. 10]. Если при увеличении напряжения сразу происходил пробой промежутка, частота приложенного напряжения была равна 50 Гц. Подъем напряжения производился плавно со скоростью около $0,3U_0$ в минуту. Поверхность электродов полировалась войлоком с пастой гоиы, а непосредственно перед опытами протирались бензолом.

Как правило, разбросы начальных напряжений не превосходили 3% от среднего значения. В этих условиях производилось как минимум по 10 измерений. Начальные напряжения на эллиптическом выступе имели большие разбросы ($\sigma = 3,6-7,6\%$). В этом промежутке в серии делалось 50 измерений.

Если принять при десяти измерениях максимальное значение $\sigma=3\%$ (в действительности оно меньше), то радиус доверительного интервала для среднего значения начального напряжения, вычисленный с надежностью, равной $\beta=0,9$, не превышает 2% от $U_{0,ср}$. Измерения напряжения производились киловольтметром С-101 с классом точности 1,5. Поскольку в напряжениях при $f=12-15$ кГц имели место пульсации глубиной 2—3%, то верхний предел инструментальной погрешности может быть оценен величиной 4%. Тогда можно утверждать, что в описанных опытах точность измерения начальных напряжений не хуже 5%.

Для промежутков с малыми разбросами начальных напряжений (стандарт распределения меньше 3%), как следует из табл. 2, имеет место достаточно хорошее совпадение среднего

Таблица 2

Тип промежутка	Параметры промежутка и их значения							
	$l=120$ см $r, r_0, \text{см}$	$r=r_0=0,5$			$r_0=2,5$			
		$d, \text{см}$ $U_{\text{овкс}}, \text{кВ}$	2,5 5,0 10,0 18,55 21,3* 23,7* 1,055 1,01 0,99	$r=1,0$			$r=1,5$	
	5,0 12,5 17,5 53,8 69,55 73,1 1,03 1,07 1,07			5,0 12,5 17,5 54,5 70,5 73,7 1,04 1,05 1,04				
	$l, r_0, \text{см}$ $d, \text{см}$ $U_{\text{овкс}}, \text{кВ}$ $U_{\text{овкс}}/U_{\text{орас}}$	$l=8,0; r_0=0,4$			$l=18,0; r_0=0,19$			
		1,0 2,0 3,0 17,6 23,4 29,5 1,03 1,05 1,09	0,5 1,0 2,0 3,0 4,0 9,87 15,2 21,36 25,78 28,89 1,05 1,08 1,11 1,12 1,09					
	$r_0, \text{см}$ $d, \text{см}$ $U_{\text{овкс}}, \text{кВ}$ $U_{\text{овкс}}/U_{\text{орас}}$	0,19 0,295 0,48	2,0 3,0 5,0	30,4 41,4 56,63	1,07 1,07 0,968			
	$r_0, \text{см}$ $d, \text{см}$ $U_{\text{овкс}}, \text{кВ}$ $U_{\text{овкс}}/U_{\text{орас}}$ $U_{\text{овкс}}-3\sigma$ $U_{\text{рас}}$	0,192 0,24 0,288	6,0 7,5 9,0	46,7 48,6 50,4	1,32 1,16 1,045			
		1,02 0,995 1,025						
	$R, r, \text{см}$ $r_0, \text{см}$ $U_{\text{овкс}}, \text{кВ}$ $U_{\text{овкс}}/U_{\text{орас}}$	$R=6,1; r=0,4$						
		0,4 0,6 0,8 1,0 42,2 52,0 57,13 55,0 0,90 0,982 1,005 1,12						

Примечание. Звездочками отмечены значения напряжения короны, в остальных случаях происходил пробой.

опытного значения начальной напряженности с расчетной величиной.

Во всех проделанных опытах минимальное значение начального напряжения, приблизительно вычисляемое как $U_{0\min} \approx U_{0\text{оср}} - 3\sigma$, совпадает с расчетными значениями U_0 в пределах точности измерений.

Методика расчета начальных напряжений. Измерения начальных напряжений в различных промежутках показывают, что для инженерной практики использование уравнения самостоятельности разряда в простейшей форме оправдано. Этот факт дает возможность рекомендовать весьма простые способы расчета начальных напряжений. Так, например, для случая, когда известно значение коэффициента m в зоне ионизации, можно пользоваться выражением из [Л. 2], преобразованным к виду:

$$E_0 = 24\delta \left[1 + \frac{0,4 + 0,24m}{(\delta r)^{0,4}} \right], \text{ кВ/см.} \quad (8)$$

где m — коэффициент, определяемый согласно (5).

Из (8), в частности, следует, что коэффициент m не является определяющей величиной при вычислении E_0 . Вычисление напряженности E_0 в диапазоне $\delta r_0 \geq 0,1$ см при разных значениях m показывает, что ошибка в определении m на $\pm 0,4$ приводит к погрешности в расчете E_0 не более 10%. Если необходимо вычислить начальную напряженность с точностью 5%, то коэффициент m можно определять с точностью $\pm 0,2$. Увеличение δr_0 приводит к возможности более грубого вычисления коэффициента m . Таким образом, для вычисления E_0 достаточно знать величину коэффициента m в зоне ионизации. Приведенные оценки точности вычисления коэффициента m показывают, что изменения его значения в пределах 10—20% от максимального в разных точках зоны ионизации несущественны.

В расчетах начальных напряжений с помощью уравнения самостоятельности разряда в простейшей форме (1) разными авторами принимались различные значения постоянной K . Ниже приводится анализ влияния значения K на точность вычисления напряженности E_0 в различных полях.

Уравнение самостоятельности разряда отражает нарастающие ионизационные процессы при повышении напряженности в промежутке. Обычно за начальное напряжение принимают напряжение пробоя (в слабооднородных полях) или напряжение возникновения видимого коронного разряда. Однако при напряжениях меньше начальных ионизация в газе имеет место. По мере приближения к начальному напряжению ионизация резко возрастает. Постоянная K в (1) соответствует числу эффективных ионизаций в промежутке. Естественно, по мере увеличения напряжения значение K быстро возрастает¹.

¹ Процесс развития разряда в воздушном промежутке носит весьма сложный характер. Вопросы динамики развития разрядных процессов в статье не рассматриваются. При расчетах принимается, что начальное напряжение совпадает с напряжением появления самоподдерживающихся лавин электронов.

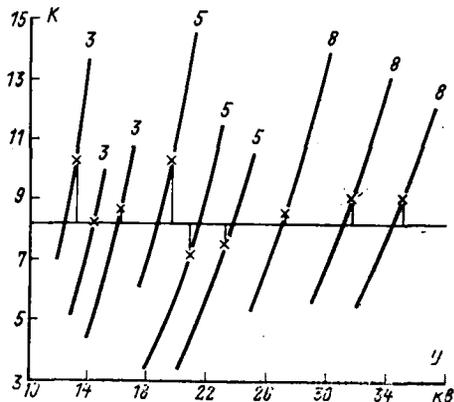


Рис. 1. Зависимость значения K от приложенного напряжения для промежутка «стержень со сферическим закруглением — плоскость». Цифрами указаны значения радиуса закругления стержня; звездочками показаны экспериментальные значения начальных напряжений.

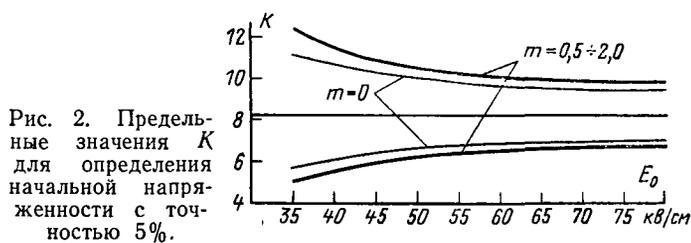


Рис. 2. Предельные значения K для определения начальной напряженности с точностью 5%.

В качестве иллюстрации на рис. 1 приведены значения K , вычисленные по (1) при разных напряжениях ($U \leq U_0$) для промежутка «стержень со сферическим закруглением — плоскость». Как и следовало ожидать, с ростом напряжения значение K возрастает очень быстро. Аналогичные зависимости $K(U)$ имеют место и для других промежутков. Из этого качественного анализа вытекает, что при расчетах U_0 по уравнению самостоятельности разряда значение K может изменяться в достаточно широких пределах, не вызывая при этом существенных погрешностей в определении начального напряжения U_0 .

Для полей, у которых коэффициент m не меняется вдоль силовой линии, легко провести численный анализ зависимости ошибки в определении E_0 от изменения постоянной K . Расчеты производились следующим образом. Для полей с коэффициентом $m=0; 0,5; 1,0; 2,0$ вычислялись значения $E_{0\text{н}}$ при разных K и сравнивались с напряженностью E_0 , полученной при $K=8,2$. На рис. 2 приведены такие зависимости при отклонении $E_{0\text{н}}$ от E_0 на 5%.

Приведенные расчеты показывают, что для $E_0 \leq 150$ кВ/см имеем:

$$\Delta E_0 < \frac{\Delta K}{2,3}. \quad (9)$$

Следовательно, при изменении значения K на 50% ($4,1 \leq K \leq 12,3$) E_0 меняется всего на 22%. В инженерной практике точность 5% при расчете E_0 можно принять удовлетворительной. Из этого вытекает, что в инженерных расчетах правая часть уравнения самостоятельности может приниматься в интервале $7,0 \leq K \leq 9,4$. Этот вывод, естественно, справедлив для принятой в статье зависимости $\alpha_{\text{эф}}(E) = 0,2\delta(E/\delta - 24)^2$.

В ряде случаев необходимо вычислять E_0 с максимальной возможной точностью. Поскольку коэффициент m для подавляющего большинства реальных промежутков меняется в зоне ионизации, при вычислении E_0 необходимо прибегать к численному интегрированию уравнения (1). Численное интегрирование имеет смысл и тогда, когда функция $f(r)$ весьма сложна, и решение уравнения (1) получается громоздким. При этом вычисляется значение K при разных значениях напряжения на промежутке. Начальным напряжением считается такое, при котором $K=8,2$. Ниже приводится анализ погрешностей численного интегрирования по простейшим квадратурным формулам — трапеций и парабол.

Как известно [Л. 11], погрешность вычисления интеграла по формуле трапеций определяется выражением:

$$|R| < \frac{n}{12} h^2 M'', \quad (10)$$

где n — число шагов интегрирования; h — шаг интегрирования; M'' — вторая производная подынтегральной функции.

Принимая, что напряженность изменяется вдоль силовой линии согласно (4), с учетом (1) и (2) получаем:

$$|R| \leq \frac{nh^2}{6} \frac{mE_0}{r^2} \left(\frac{r_0}{r}\right)^m \left[(1+2m) E_0 \times \left(\frac{r_0}{r}\right)^m - (1+m) 24 \right]. \quad (11)$$

По (11) были рассчитаны погрешности при определении K для различных значений коэффициента m (рис. 3). Из расчетов, в частности, следует, что при расчете K с точностью 5% число шагов интегрирования не должно превышать 5. Это дает точность при вычислении E_0 около 2%.

Формула парабол обеспечивает большую точность вычислений, однако расчеты по ней более трудоемки. Поэтому оценка точности формулы парабол производилась при числе

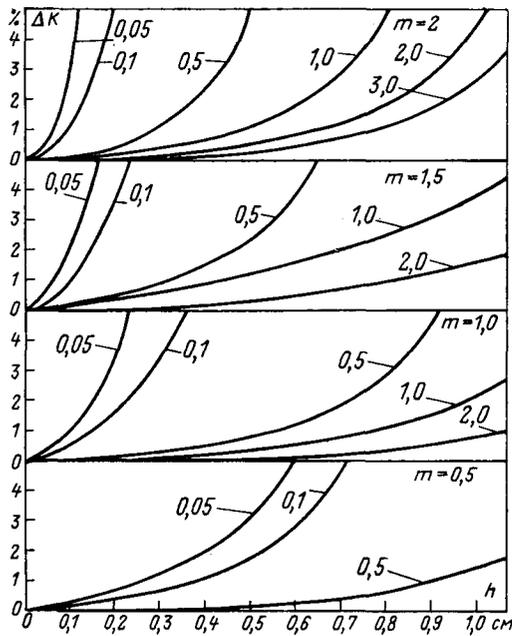


Рис. 3. Зависимость погрешности вычисления интеграла от величины шага интегрирования для электрических полей с коэффициентами $m=0,5; 1,0; 1,5; 2,0$. Цифрами указаны радиусы кривизны r_0 , см.

шагов интегрирования $n=2$. Согласно [Л. 11] с учетом (1) и (2) получим оценку погрешности формулы парабол при $n=2$:

$$|R| < \frac{nh^5}{54} \frac{mE_0}{r^4} \left(\frac{r_0}{r}\right)^m \left[2(4m^3 + 12m^2 + 11m + 3)E_0 \left(\frac{r_0}{r}\right)^m - (m^3 + 6m^2 + 11m + 6)24 \right]. \quad (12)$$

Результаты расчетов по (12) представлены в табл. 3. Проведенные расчеты показывают, что вычисление E_0 с хорошей точностью может осуществляться достаточно простыми средствами, если известно электростатическое поле в промежутке.

Таблица 3

m	Погрешность в вычислениях K, %			
	E_0 , кВ/см			
	35	40	45	50
0,5	6,5	7,5	11	13
1,0	3,5	4,5	6,0	7,0
1,5	2,7	3,3	4,3	5,4
2,0	2,0	2,5	3,2	4,2



Высоковольтные воздушнонаполненные вводы

В. В. ЯКОВЛЕВ

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Газообразные диэлектрики при давлениях выше атмосферного получили широкое распространение в высоковольтной технике. В настоящее время наряду с отдельными аппаратами подстанционного электрооборудования разрабатываются высоковольтные герметизированные распределительные устройства, в которых функции изоляции возложены на газообразные диэлектрики, работающие при давлениях выше атмосферного.

В связи с этим проблема проходных изоляторов (вводов) для газонаполненного электрооборудования приобретает особую актуальность.

Не останавливаясь на анализе характеристик проходных изоляторов различных типов, отметим, что наиболее приемлемым для газонаполненного электрооборудования являются вводы, в которых в качестве внутренней изоляции использует-

Выводы. 1. Коэффициент m , показывающий степень уменьшения напряженности вдоль силовой линии, в реальных конструкциях изменяется в интервале $0 \leq m \leq 2$.

2. Начальные напряжения (напряженности), рассчитанные по уравнению самостоятельности в виде (1) при $K=8,2$, хорошо совпадают со средними значениями, полученными из опыта, если разброс пробивных напряжений малы ($\sigma < 3\%$). Проверка осуществлялась в диапазоне напряженностей $35 \text{ кВ/см} \leq E_0 \leq 80 \text{ кВ/см}$.

3. Начальная напряженность может быть рассчитана с удовлетворительной точностью по (8), если для данного промежутка известен коэффициент m . В инженерных расчетах достаточно определять m с точностью $\pm 0,2$.

4. При точности расчета E_0 не хуже 5% величина K в (1) может изменяться в пределах $7,0 \leq K \leq 9,4$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Разевиг Д. В. О начальных напряженностях в однородном и неоднородном электрических полях. — «Электричество», 1968, № 6, с. 85—86.
2. Разевиг Д. В. Начальные напряжения газового разряда в электрических полях разной конфигурации. — «Электричество», 1970, № 8, с. 14—19.
3. Мик Дж., Крэгс Дж. Электрический пробой в газах. Изд-во иностр. лит., 1960.
4. Резвых К. А. Расчет электростатических полей. М., «Энергия», 1967.
5. Prinz H. Hochspannungsfelder. R. Oldenbourg — Verlag München — Wien, 1969.
6. Колечицкий Е. С. Численный метод расчета осесимметричных электростатических полей. — «Электричество», 1972, № 7, с. 57—61.
7. Смайт В. Электростатика и электродинамика. Изд-во иностр. лит., 1954.
8. Бинс К., Лауренсон П. Анализ и расчет электрических и магнитных полей. М., «Энергия», 1970.
9. Брауде Б. В. Градиенты напряжения в мощных передатчиках. «Радиотехника», 1946, № 2, т. 1.
10. Колечицкий Е. С. Исследование коронного разряда на частотах выше 10 кГц. — «Электричество», 1967, № 7, с. 59—64.
11. Анго А. Математика для электро- и радиоинженеров. М., «Наука», 1965, 780 с.

[29.9.1972]

УДК 621.315.626

в процессе отключения выключателя. Необходимо отметить, что этот факт обусловил в данной конструкции значительное отклонение от оптимального соотношения радиальных размеров, равного e .

Токоведущий стержень проходит внутри изоляционного стеклоэпоксидного цилиндра 2, который позволяет разгрузить полый фарфоровый изолятор 3 от значительных механических нагрузок, обусловленных внутренним рабочим давлением воздуха в дугогасительной камере выключателя и ударными нагрузками при рабочих операциях «включение — отключение». Пространство между фарфоровой крышкой и стеклоэпоксидным цилиндром продувается сухим воздухом при небольшом избыточном давлении. Это исключает выпадение росы на внутренних изоляционных поверхностях, а также уносит в атмосферу продукты разложения воздуха из-за возможного наличия короны.

Внутренний экран 4 значительно снижает напряженность на краю фланца 5, прилегающего к стеклоэпоксидному цилиндру, особенно ее нормальную к поверхности твердого диэлектрика составляющую. Это позволяет повысить разрядные напряжения по поверхности стеклоэпоксидного цилиндра, особенно импульсные.

Внешняя изоляция ввода обеспечивается легкой фарфоровой крышкой, защищающей изоляционный стеклоэпоксидный цилиндр ввода от атмосферных воздействий.

Внутренняя изоляция представляет собой несколько шунтирующих друг друга и внешнюю изоляцию изоляционных промежутков. Здесь можно выделить следующие возможные пути разряда:

между токоведущим стержнем и «заземленным» внутренним экраном ввода в газовом промежутке высокого давления; по внутренней структуре стеклоэпоксидного цилиндра между фланцами или от «заземленного» фланца вдоль наружной поверхности цилиндра к последующим пробоем цилиндра и газового промежутка на токоведущий стержень;

в пространстве между фарфоровой крышкой и стеклоэпоксидным цилиндром вдоль поверхности стеклоэпоксидного цилиндра.

Изоляция между токоведущим стержнем и «заземленным» фланцем (внутренним экраном) ввода обеспечивается сжатым воздухом при рабочем давлении 40 атм. Воздушная изоляция при высоком давлении обладает целым рядом специфических особенностей.

Известно [Л. 4 и 5], что на электрическую прочность воздушных промежутков высокого давления сильное влияние оказывает присутствие в промежутках механических загрязняющих частиц, искажающих основное электрическое поле и инициирующих разряд при весьма низких напряженностях основного поля.

Существенное влияние на электрическую прочность указанных промежутков оказывает также дополнительное изолирование электродов тонкими пленками [Л. 6].

В связи с этим следует отметить, что при обеспечении высокой степени очистки сжатого воздуха, поступающего в испытательную камеру, внутренних полостей испытательной камеры и ввода перед заполнением их сжатым воздухом, а также при наличии дополнительного изолирования токоведущего стержня и внутреннего экрана тонким слоем электроизоляционной эмали, электрическая прочность внутреннего газового промежутка между токоведущим стержнем и внутренним экраном (рис. 1) при величине этого промежутка 4 см даже при давлении 25 атм всегда оказывалась выше прочности по наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра ввода при длине разрядного расстояния 120 см.

В то же время при невыполнении мероприятий по очистке воздуха и внутренних полостей от механических загрязнений (пыль, окалина, мелкая стружка) низкая электрическая прочность внутреннего воздушного промежутка даже при давлении 35 атм не позволяла определить разрядные характеристики по поверхности.

Созданию вводов указанной конструкции в немалой степени способствовали определенные успехи, достигнутые в разработке и производстве твердых диэлектриков. Так, изоляционный стеклоэпоксидный цилиндр ввода наряду с высокой механической прочностью должен в значительном объеме изоляционного материала обеспечивать высокую электрическую прочность. Указанным требованиям может удовлетворять стеклоэпоксидная изоляция, изготавливаемая по технологии «монолит».

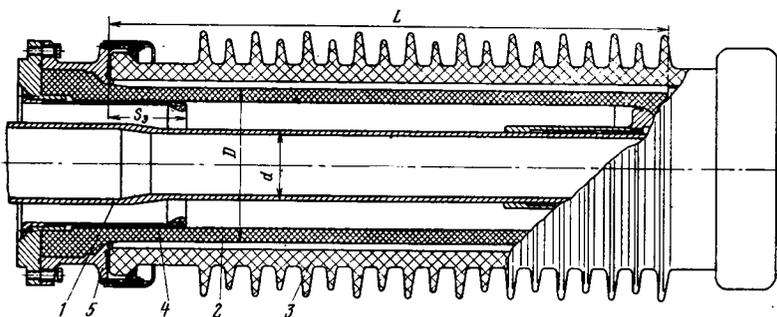


Рис. 1. Конструкция воздушнонаполненного ввода.

Следует отметить, что конструкция газо- и воздушнонаполненных вводов рассматриваемого типа может быть выполнена более рационально при положительных результатах разработки и исследований синтетических материалов (типа циклоалифатических смол), способных длительно работать в сильных электрических полях в условиях наружной установки.

Наибольшую сложность представляет оценка прочности изоляции вдоль наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра. Это обусловлено тем, что разряд в указанном месте развивается в относительно неоднородном поле вдоль поверхности твердого диэлектрика при наличии значительной нормальной составляющей напряженности электрического поля к поверхности диэлектрика при относительно малой удельной поверхности емкости ($8,5 \cdot 10^{-15} \text{ ф/см}^2$). В настоящее время нет данных, позволяющих рассчитать изоляцию столь длинных промежутков (100 см и более) в таких полях.

В связи с этим основное внимание в исследованиях было уделено изучению особенностей разряда вдоль наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра и факторов, влияющих на разрядные характеристики вдоль указанной поверхности.

Исследование электростатических полей. Как известно, на разрядное напряжение по поверхности твердого диэлектрика наряду со многими факторами значительное влияние оказывает форма электрического поля. Электрическое поле ввода в дугогасительный модуль даже в конструкции выключателей, по-видимому, с достаточной степенью точности можно считать плоскомеридианным. В связи с этим исследование электрических полей производилось известным методом моделирования в электролитической ванне [Л. 7 и 8]. Осесимметричность поля в ванне обеспечивалась соответствующим углом наклона ее дна. В качестве электролита применялась дистиллированная вода. При исследованиях использовалась также укрупненное моделирование отдельных участков электрического поля на полупроводящей бумаге с помощью интегратора «ЭГДА».

Поскольку значительная часть высоковольтных исследований по изучению особенностей разряда вдоль поверхности изоляционного цилиндра ввода в данной конструкции проводилась без фарфоровой крышки, при электрическом моделировании она не отображалась. Вместе с тем, как показали высоковольтные испытания, фарфоровая крышка не влияет на величину разрядного напряжения по наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра ввода.

Результаты электролитического моделирования показали следующее.

1. Распределение поля вдоль наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра ввода рассматриваемой конструкции обладает относительной неоднородностью. Неравномерность поля, характеризуемая отношением максимальной напряженности к средней, для данного промежутка равна примерно 5 (рис. 2 и 3). Однако в области максимальных значений напряженности поле сравнительно однородно на весьма большой длине поверхности стеклоэпоксидного цилиндра. Так, на одной трети длины поверхности цилиндра, считая от «заземленного» фланца, неравномерность поля данной части рассматриваемого изоляционного промежутка уменьшается примерно до 2. Этому в значительной степени способствует конструкция внутреннего экрана.

2. Изменение степени экранирования ($K_0 = S_0/L \cdot 100\%$) (рис. 1) «заземленного» фланца ввода внутренним экраном от 5 до 20% несущественно влияет на величину максимальной напряженности на наружной поверхности изоляционного цилиндра ввода.

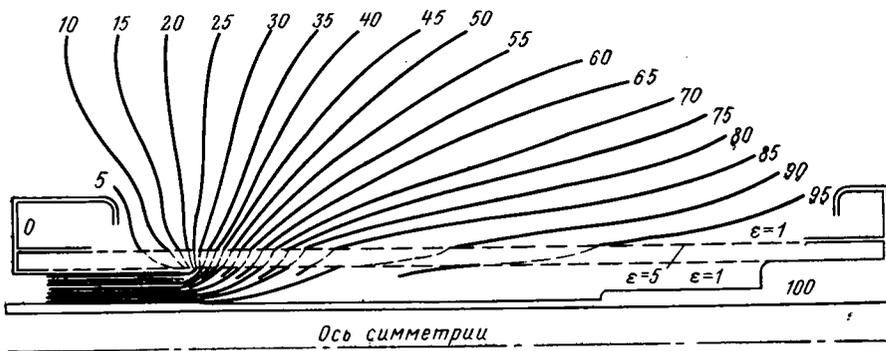


Рис. 2. Картина электростатического поля ввода.

3. Неравномерность распределения нормальной составляющей вектора напряженности электрического поля (рис. 3), характеризующая соответствующим коэффициентом $K_{н.н} = E_{н.н\max}/E_{ср}$, более существенно растет при увеличении длины ввода по сравнению с неравномерностью тангенциальной составляющей $K_{т.т} = E_{т.т\max}/E_{ср}$.

Так, при постоянной степени экранирования $K_э$ и при увеличении длины ввода от 60 до 120 см коэффициент $K_{н.н}$ увеличивается более чем в 2 раза, в то время как $K_{т.т}$ — только на 10%.

Высоковольтные исследования. Результаты высоковольтных испытаний, проведенных при отсутствии фарфоровой крышки, показали (рис. 4), что разряд по поверхности стеклоэпоксидного цилиндра характеризуется большой величиной коэффициента импульса, возрастающей с длиной разрядного расстояния.

Следует отметить, что степень экранирования «заземленного» фланца, равная 13,5%, принята как оптимальная, так как в этом случае импульсное разрядное напряжение при стандартной волне имеет наибольшее значение и практически отсутствует эффект полярности при импульсных воздействиях. Разрядное же напряжение при промышленной частоте практически не изменяется при изменении степени экранирования «заземленного» фланца от 5 до 20%.

Визуальные наблюдения процесса возникновения разряда при напряжении промышленной частоты показали, что незавершенный разряд в этом случае возникает примерно в зоне наибольших напряженностей (рис. 2). На этой стадии он представляет собой относительно короткие (несколько сантиметров) каналы с кистевыми разветвлениями по концам в направлении к «заземленному» и потенциальному фланцам ввода. При небольшом повышении напряжения (несколько процентов) происходит перекрытие между электродами по поверхности.

Исследования показали (см. таблицу), что при промышленной частоте уменьшение нормальной составляющей напряженности электрического поля приводит к ощутимому увеличению максимальной разрядной напряженности. Отмеченная особенность является характерной для скользящего разряда с присущей ему термической ионизацией (искровая стадия).

Классический тип разряда вдоль поверхности твердого диэлектрика в поле с преобладающей нормальной составляющей к поверхности диэлектрика характеризуется весьма ранней визуальной наблюдаемой ионизацией вблизи неэкранированного фланца (коронная стадия), малым значением коэффициента импульса (иногда меньше единицы) и практически независи-

L, см	Амплитудные значения напряженности, кв/см					
	$E_{ср}$	$E_{н\max}$	$E_{т\max}$	$E_{ср}$	$E_{н\max}$	$E_{т\max}$
	50 гц			1,5/40 мксек		
120	3,30	16,0	10,2	6,08	29,5	18,6
80	4,50	20,3	8,9	6,50	29,2	12,9
60	5,35	23,0	6,8	6,85	29,5	8,6

* $E_{т\max} = F_{т\max}$ (см. рис. 3).

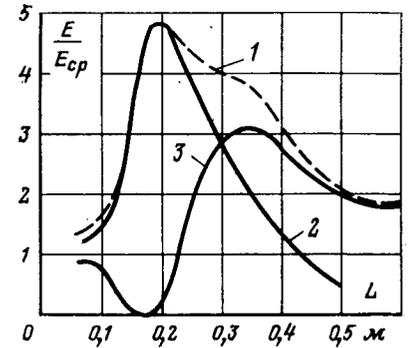


Рис. 3. Распределение электрического поля вдоль наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра ввода при $L=120$ см и $K_э=13,5\%$.

1 — модуль вектора напряженности; 2 — тангенциальная составляющая; 3 — нормальная к поверхности изоляционного цилиндра составляющая напряженности электрического поля.

мостью длины скользящих разрядов от давления воздуха, окружающего твердый диэлектрик, по поверхности которого развивается разряд.

Однако в рассматриваемом случае все указанные характеристики являются противоположными:

визуально наблюдаемые ионизационные явления, как уже отмечалось, отсутствуют практически до напряжения, равного разрядному;

коэффициент импульса при изоляционном расстоянии 120 см превышает 1,8 (рис. 4);

разрядное напряжение существенно возрастает с увеличением давления (рис. 5).

Все это обусловлено, по-видимому, особенностями электрического поля вводов данной конструкции, а именно: глубоким экранированием наружного фланца.

Естественно предположить, что ионизационные явления начинаются в зоне максимальных напряженностей. Причем, при напряжении промышленной частоты максимальная напряженность электрического поля на поверхности твердого диэлектрика такова (см. таблицу), что ионизация в указанной области возможна только в местах локальных усилений поля, обусловленных неровностями и выступами на поверхности твердого диэлектрика.

Необходимо отметить, что в указанной относительно небольшой зоне максимальных напряженностей (рис. 3) нормаль-

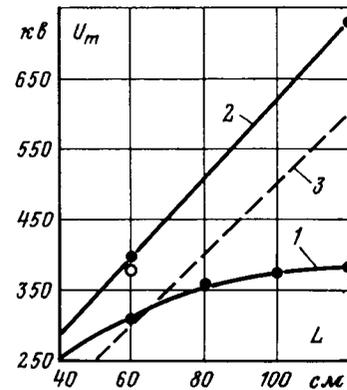


Рис. 4. Зависимость разрядного напряжения по поверхности стеклоэпоксидного цилиндра ввода от изоляционного расстояния при постоянной степени экранирования «заземленного» фланца ($K_э=13,5\%$).

1 — разрядное напряжение промышленной частоты при плавном подъеме (амплитудные значения); 2 — импульсное 50%-ное разрядное напряжение 1,5/40 мксек; 3 — разрядное напряжение промежутка стержень—плоскость при 50 гц; О — разрядное напряжение при униполярной волне с косинусоидальным фронтом и $f=125$ гц.

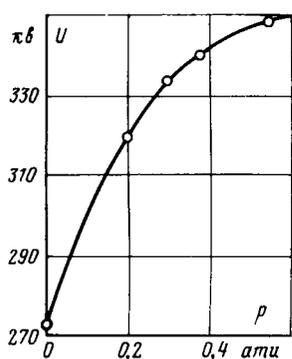


Рис. 5. Зависимость разрядного напряжения в пространстве между фарфоровой крышкой и стеклоэпоксидным цилиндром ввода от давления воздуха; напряжение 50 гц плавного подъема $L=120$ см.

грессирующему развитию к завершеному разряду.

Существенно отличная картина имеет место при кратковременных воздействиях напряжения. Как следует из экспериментальных данных (см. таблицу), максимальная напряженность на поверхности стеклоэпоксидного цилиндра, соответствующая разрядному импульсному напряжению, равна примерно разрядной напряженности небольших чисто воздушных промежутков с однородным полем. Причем, это характерно не только при коротких (стандартная волна), но и при весьма длинных унipoлярных импульсах, так как в последнем случае разрядное напряжение практически равно разрядному напряжению при стандартной волне (рис. 4).

Таким образом, отличие разряда вдоль наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра ввода данной конструкции от аналогичного разряда классического типа заключается в существенном различии начальных стадий ионизационных явлений, обусловленных особенностями электрического поля.

Изложенное позволяет также понять наличие значительно го коэффициента импульса рассматриваемой изоляции.

Действительно, роль локальных неоднородностей на поверхности твердого диэлектрика при импульсных напряжениях существенно ослаблена. Максимальная напряженность, соответствующая разрядному импульсному напряжению, такова, что разрядный канал может сформироваться в основном поле. В то же время условия для распространения разрядного канала существуют, по-видимому, уже до его возникновения. Отмеченное подтверждается также горизонтальностью вольт-секундных характеристик разряда по наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра ввода данной конструкции при стандартной волне.

Следует отметить, что при воздействии длинного унipoлярного коммутационного импульса с косинусоидальным фронтом при $f=125$ гц разрядное напряжение имеет значение, весьма близкое к импульсному (рис. 4) при значениях предразрядного времени 4 000—5 000 мксек.

Повышение давления под фарфоровой крышкой приводит к тому, что начальные ионизационные явления на поверхности

ная составляющая практически отсутствует. В связи с этим начальные ионизационные явления в зоне максимальных напряженностей не могут привести к возникновению скользящих разрядов со свойственной им термической ионизацией.

Однако при повышении напряжения зона ионизации расширяется, захватывая область поля, где начинает играть роль нормальная к поверхности твердого диэлектрика составляющая вектора напряженности. Это приводит к появлению скользящих разрядов.

Распространение скользящего разряда, причем как в сторону потенциального, так и «заземленного» фланцев, происходит в направлении увеличения нормальной составляющей электрического поля (рис. 3) при еще значительной тангенциальной. Поэтому небольшое повышение напряжения приводит к существенному увеличению зоны термической ионизации и про- разрядного канала, приводящему

стеклоэпоксидного цилиндра возникают в зоне наибольшей концентрации поля при более высоких напряженностях. Однако наряду с этим повышение давления приводит к увеличению эффективности локальных поверхностных неоднородностей, усиливающих основное поле. Этим, вероятно, объясняется некоторая непропорциональность зависимости разрядного напряжения от давления воздуха под фарфоровой крышкой при промышленной частоте (рис. 5).

Полученные экспериментальные результаты позволяют принять довольно простую методику расчета разрядного напряжения вдоль наружной поверхности изоляционного цилиндра вводов рассматриваемой конструкции при унipoлярных импульсах. Для этого необходимо известными способами получить картину электрического поля. Напряжение, при котором максимальная напряженность на поверхности твердого диэлектрика достигает значения, равного разрядной напряженности воздушных промежутков с однородным полем, будет равно разрядному напряжению вдоль поверхности ввода такой конструкции.

Выводы. 1. Рассмотренные высоковольтные вводы обладают высокой тепловой стабильностью, существенно меньшим весом по сравнению с масломполненными и другими вводами; являются пожаробезопасными.

2. Как показали исследования, электрическое поле на наружной поверхности стеклоэпоксидного цилиндра воздушнонаполненного ввода рассмотренной конструкции в значительном объеме близко к однородному. Разрядные характеристики вдоль этой поверхности определяются электростатическим полем, поскольку разряд формируется как безэлектродный в области наиболее сильного поля, причем наибольшие напряженности при кратковременных воздействиях напряжений (типа грозových или унipoлярных коммутационных перенапряжений) весьма близки к пробивной напряженности воздушных промежутков с однородным полем.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пузырский Г. С. Электрический ввод. А. С. № 192881 (СССР). Оpubл. в бюл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1967, № 6.
2. Бирюков С. В. и др. Новая серия воздушных выключателей 110—750 кв.— Электропромышленность. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы». 1970, вып. 2, с. 17—18.
3. Пузырский Г. С. О построении воздушных выключателей.— «Электротехника», 1963, 10, с. 10—15.
4. Сысоев М. И., Яковлев В. В. Внутренняя изоляция воздушнонаполненных аппаратов при повышенных давлениях.— «Электротехника», 1970, № 3, с. 59—61.
5. Сысоев М. И. Основные закономерности импульсной прочности изоляции воздушнонаполненных аппаратов.— «Электричество», 1960, № 1, с. 63—68.
6. Sysoev M. I., Iakovlev V. V. Peculiarities of compressed air breakdown in uniform field, «International conference on gas discharges», IEE Conference publication, London, 1970, p. 485—489.
7. McDonald D. The electrolytic analogue in the design of high-voltage power transformers, Proc. IEE, IV, vol. 100, pt. II. 1953, p. 145—146, 176—183.
8. Сысоев М. И., Яковлев В. В. Устройство для измерения напряженности электрического поля. А. С. № 277102 (СССР). Оpubл. в бюл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1970, № 24.

[11.1.1973]



Управляемый предохранитель УПСН-35 и экономическая эффективность его применения

В. А. АНДРЕЕВ, А. Я. ЗОТОВ, А. П. ФЕДОРОВ

Ульяновск

Недостатки высоковольтных предохранителей общеизвестны. Дальнейшее совершенствование этих аппаратов направлено на создание на их основе так называемых управляемых предохранителей [Л. 1]. В Ульяновском политехническом институте разработан управляемый предохранитель на 35 кВ (УПСН-35) [Л. 2]. Управление осуществляется способом преднамеренного механического разрыва цепи предохранителя по сигналу релейной защиты.

Принципиальной особенностью является наличие внутри патрона предохранителя наряду с плавкой вставкой контактной системы, удерживаемой в замкнутом положении подпружиненной защелкой. В случае полной передачи защитных свойств предохранителя релейной защите плавкий элемент из устройства исключается.

Устройство (рис. 1) условно можно разделить на две части: основную и дополнительную. Основная состоит из опорных изоляторов 1, газогенерирующего патрона 2, гибкой токоведущей связи 3 с плавкой вставкой 4 и рубящего контактного ножа 5, находящегося под воздействием пружины. Основная часть позволяет устройству работать как обычному серийному предохранителю ПСН-35.

Дополнительная часть обеспечивает срабатывание управляемого предохранителя по команде релейной защиты и содержит: валоповоротный механизм с общим для всех трех фаз валом 6 с рабочей пружиной 7 и тремя эксцентриками 8 (вал вращается в подшипниках 9); ударное устройство с ударной скобой 10, находящейся под воздействием ударной пружины 11, и защелкой 12; изолятор-толкатель 13, обеспечивающий механическую связь между валоповоротным механизмом и ударным устройством; контактную систему 14 и узел управления 15, содержащий расцепитель, выполненный на базе привода ПРА-17.

Дополнительная часть обеспечивает работу УПСН-35 следующим образом. По сигналу релейной защиты срабатывает расцепитель и освобождает общий вал 6. Вал под действием предварительной взведенной пружины 7 поворачивается и с помощью эксцентриков 8 посылает вниз по направляющим 16 и 17 изолятор-толкатель 13. Надавливая на защелку 12 ударного устройства, изолятор-толкатель освобождает ударную скобу 10. Скоба благодаря усилиям ударных пружин 11 воздействует на рубящий контактный нож 5. Последний, действуя

на нижний конец токоведущей связи, размыкает контактную систему 14.

Электрическая цепь размыкается одновременно в трех фазах. Введение рабочей пружины 7 производится рукояткой 18. Подъем изоляторов-толкателей в исходное положение осуществляется пружинами 19. Регулирование одновременности размыкания контактов производится с помощью винтов 20. Для увеличения гололедостойкости все подвижные части аппарата закрыты влагозащитными кожухами.

Управляемый предохранитель без плавкой вставки был испытан на гололедостойкость, быстродействие, отключающую способность, термическую устойчивость к сквозным токам короткого замыкания. Он прошел высоковольтные испытания изоляции и испытания на нагрев при длительной работе с плавкими вставками и без них.

Исследования работоспособности аппарата ставили целью определить принципиальную возможность использования УПСН-35 для защиты понижающих трансформаторов распределительных сетей 35 кВ.

Аппарат был подвергнут частичным типовым испытаниям изоляции напряжением промышленной частоты. Они сводились к проверке внутренней и внешней изоляции полюсов по отношению к земле при замкнутой контактной системе и внешней изоляции полюсов при разомкнутой контактной системе и откинутом контактном ноже. Было установлено, что изоляция УПСН-35 удовлетворяет необходимым требованиям.

При определении гололедостойкости на обезжиренную поверхность аппарата наращивалась равномерная корка прозрачного льда толщиной 10 мм искусственным измельченным дождем. Испытания проводились при температуре окружающей среды -9°C . После выдержки льда в течение 4 ч производилось отключение аппарата от релейной защиты. Отключение происходило быстро и легко. Усилие размыкания контакта составляло 10 кг. Собственное время отключения аппарата не превышает 0,05—0,06 сек.

На первом этапе коммутационных испытаний определялась отключающая способность УПСН-35 с использованием виннипластовых трубок ПСН-35 (основа виннипласта — смола ПБ-2). Исследования проводились как в однофазном, так и в трехфазном режимах. Испытательная цепь имела индуктивный характер с коэффициентом мощности не более 0,15.

В однофазном режиме аппарат успешно отключал ток от 9,4 до 1400 а (эффективное значение)¹. Время гашения дуги не превышало 0,12 сек. Величина эффективного значения возвращающегося напряжения составляла 36 кВ (при изменении частоты восстанавливающегося напряжения от 0,250 до 1,8 гц).

Полученная зависимость времени гашения дуги ($t_{г.д}$) от значения испытательного тока ($I_{исп}$) показана на рис. 2 (кривая 1). Кривая 2 соответствует предохранителям ПСН-35 [Л. 3].

В тех же условиях были испытаны предохранители ПСН-35 с плавкими вставками на 100 а. Предохранители не справились с отключением тока 930 а. Дальнейшие испытания показали, что они едва справляются с отключением тока 800 а. Очевидно, это является следствием изменения качества виннипластовых трубок ПСН-35.

¹ Везде далее рассматривается эффективное значение тока.

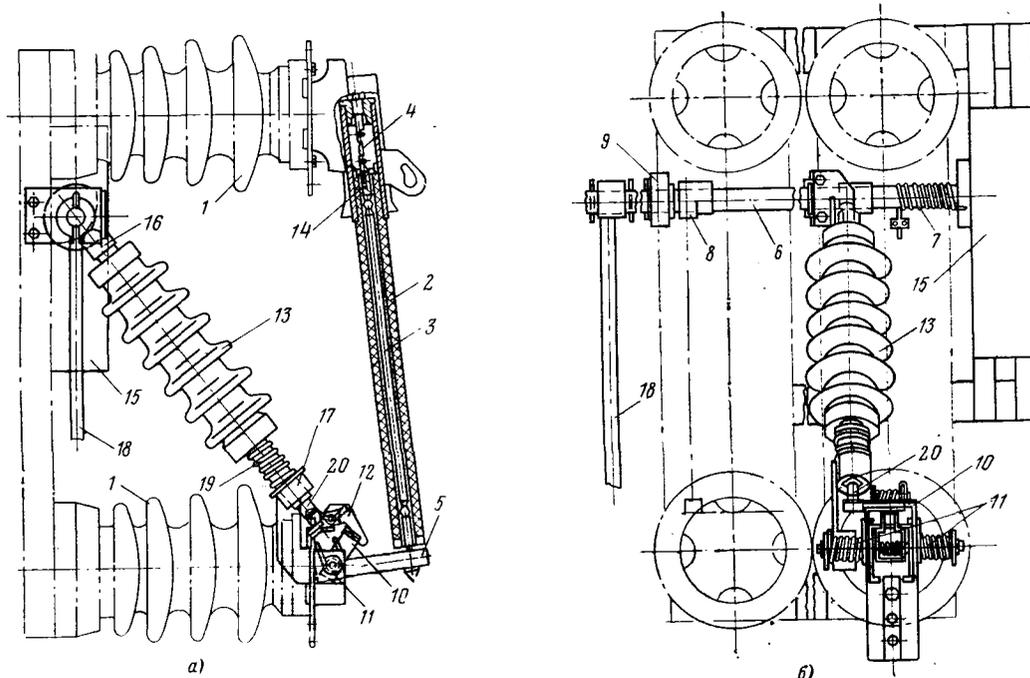


Рис. 1. Управляемый предохранитель УПСН-35.
а — вид сбоку; б — вид спереди (показан один полюс).

Материал патрона	Отключаемый ток, <i>ка</i>	Возвращающееся напряжение, <i>кв</i>	Относительное содержание аперийодической составляющей	Частота восстанавливающегося напряжения, <i>кГц</i>	Время гашения дуги, <i>сек</i>	Количество отключений
Однофазный режим	Винипласт	1,27—1,42	30,5—32,4	0,49—0,122	3,6—3,61	0,0284—0,08
	Фибра	3,07—3,15	35,0—35,9	0,177—0,128	6,29—3,61	0,0304—0,029
	Оргстекло	6,16—6,56	34,1—35,0	0,0154—0,013	8,22—11,5	0,02—0,029
Трехфазный режим	Винипласт	1,97—2,57	36,2—40,5	—	—	0,172—0,04

Было установлено, что: УПСН-35 имеет отключающую способность 1 400 *а*; полное время отключения составляет не более 0,17 сек; контактная система, токоведущая связь и трубка предохранителя могут использоваться многократно при токах отключения до 1,0—1,4 *ка* (при испытаниях в трехфазном режиме аппарат отключал ток до 2,5 *ка*).

Низкая отключающая способность ПСН-35 потребовала создания предохранителей на основе других газогенерирующих материалов. Были изготовлены из разрядников РТ-110 и испытаны на отключение больших токов экспериментальные патроны с фиброй (патрон 1) и оргстеклом (патрон 2). Их внутренние размеры соответствовали размерам патронов ПСН-35.

Патрон 1 трижды отключал токи до 3,18 *ка*, а патрон 2 отключал токи до 6,56 *ка* 7 раз. Причем эти токи не являлись предельными. Износ газогенерирующих трубок по их внутреннему диаметру составил не более 2—2,5 *мм*. Он наблюдался главным образом в месте расположения контактной системы. Результаты испытаний при наибольших токах представлены в таблице.

Коммутационные испытания экспериментальных патронов позволили считать, что

трубчатая фибра и органическое стекло обеспечивают высокую отключающую способность;

полное время отключения УПСН-35 при больших токах составляет 0,07—0,08 *сек*;

необходимо упрочнение конструкции экспериментальных предохранителей (в одном из опытов при токе 3 *ка* треснул фибровый вкладыш и патрон 1 откатал в работе).

Вместе с тем, следует отметить недостаточность проведенных испытаний и необходимость дальнейшего изучения коммутационных характеристик фибры и оргстекла в зависимости от длительного воздействия на них различных атмосферных условий.

Для всех патронов УПСН-35 как при использовании в них плавких вставок (УПСН-35 работает по совмещенной характеристике), так и без них были определены номинальные токи. Опыты показали, что независимо от типа значение номинального тока при соответствующем исполнении токоведущей части патрона остается постоянным. Было установлено, что при использовании гибкой токоведущей связи ПСН-35 как с плавкой вставкой, так и без нее номинальные токи патронов во всех случаях определяются или номинальным током используемой плавкой вставки, или допустимым перегревом контак-

ной системы, но не допустимым перегревом газогенерирующего материала.

При работе по совмещенной характеристике, особенно с плавкими вставками на большие номинальные токи, контактная система интенсивно подогревается теплом плавкой вставки. Это ведет к снижению номинального тока управляемого предохранителя.

На рис. 3 дана зависимость номинального тока патронов УПС-35, определяемого допустимым перегревом контактной системы или номинальным током установленной плавкой вставки, от номинальных параметров используемых вставок ПСН-35.

На оси абсцисс указан номинальный ток используемых плавких вставок $I_{в.н.}$, а по оси ординат — значение $K = I_{к.н.}/I_{в.н.}$, где $I_{к.н.}$ — номинальный (допустимый) ток контактной системы, определяемый при наличии в патроне плавкой вставки, номинальный ток которой указан в знаменателе.

Из анализа кривых 1 и 2 следует, что при работе по совмещенной характеристике предпочтение следует отдать посеребренным контактам. Учитывая, что плавкие вставки предохранителя, как правило, выбираются с полутора-двукратным запасом к номинальному току замещаемого элемента сети, например, трансформатора, контактная система УПСН-35 практически не создает ограничений его применению в сравнении с ПСН-35.

Вместе с тем, для полного исключения подогрева контактной системы теплом плавкой вставки очевидна необходимость их разнесения в разные концы патрона.

Значительные номинальные токи патронов удается получить при полной передаче защитных свойств предохранителей релейной защите. При этом, как показали опыты, вследствие исключения плавких вставок номинальные токи возрастают до 125 *а* при контактной системе без посеребрения, и до 140 *а* при посеребренных контактах (при среднестатистическом значении сопротивления токоведущей связи).

Если в патронах УПСН-35 с плавкими вставками термическая устойчивость обеспечивается перегоранием вставки до наступления предельно допустимых температур нагрева их внутренних частей, то при отсутствии вставок появляется необходимость испытания патронов предохранителя на термическую устойчивость построения их тепловых характеристик. В этом случае долговечность устройства будет обеспечиваться выбором уставок релейной защиты, меньших по величине, чем найденное по его тепловой характеристике предельно допустимое время, соответствующее наибольшему значению тока короткого замыкания в месте установки аппарата.

При исследовании термической устойчивости значения испытательных токов варьировались от 100 до 9 000 *а*. Опыты показали, что термическая устойчивость патронов всех типов значительно превышает термическую устойчивость трансформаторов мощностью 4 и 6,3 *Мва*. Такие же результаты были получены и для контактной системы аппарата.

На рис. 4 изображена полученная опытным путем тепловая характеристика 1 (*abc*) винипластового патрона УПСН-35 без плавкой вставки. На участке *ab* термическая устойчивость патрона определяется допустимым нагревом винипласта в наиболее опасной по нагреву точке патрона (нагрев до 90 °С); на участке *bc* — гибкой токоведущей связью (нагрев до 200 °С).

Кривые 2 и 3 — тепловые характеристики понижающих трансформаторов соответственно 6,3 и 4 *Мва*.

Анализ кривых 1, 2 и 3 показывает возможность использования УПСН-35 для защиты силовых трансформаторов до 6,3 *Мва* включительно.

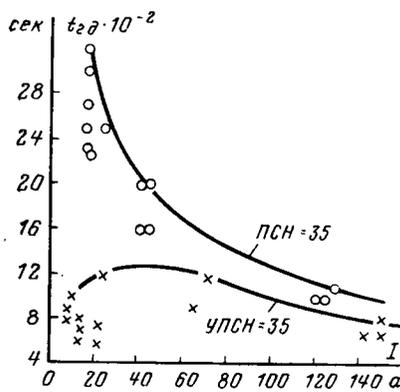


Рис. 2. Зависимость времени гашения дуги предохранителями УПСН-35 (кривая 1) и ПСН-35 (кривая 2) от величины отключаемого тока.

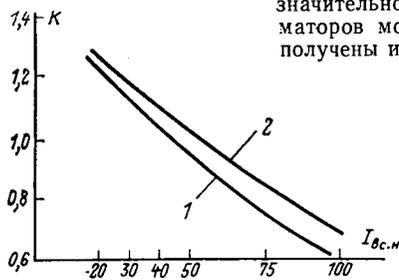


Рис. 3. Влияние контактной системы УПСН-35 на его номинальный ток.
1 — контактная система без покрытия (латунь Л62); 2 — контактная система, покрытая серебром.

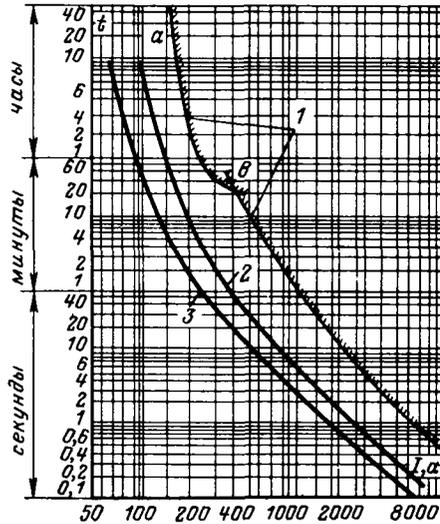


Рис. 4. Тепловые характеристики.

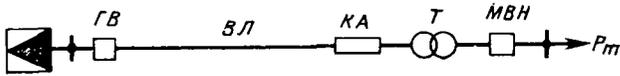


Рис. 5. Схема электрической сети.

ГВ — головной выключатель; ВЛ — воздушная линия; КА — коммутационный аппарат; Т — трансформатор; МВН — масляный выключатель ввода низшего напряжения.

Некоторые предварительные выводы об экономической эффективности УПСН-35 можно сделать из сопоставительных технико-экономических расчетов их применения в электрических сетях 35 кВ вместо других коммутационных аппаратов, используемых в ячейке ОРУ упрощенной подстанции на стороне высшего напряжения трансформатора.

Принципиальная схема для сопоставительных расчетов приведена на рис. 5. В качестве конкурирующих коммутационных аппаратов (КА) в схемах а, б и в приняты соответственно короткозамыкатель с отделителем, предохранитель ПСН-35, управляемый предохранитель УПСН-35 без плавкой вставки.

Оценка сравнительной экономической эффективности применения УПСН-35 производилась по выражениям

$$\Delta Z_{ав} = Z_а - Z_в \text{ и } \Delta Z_{св} = Z_б - Z_в,$$

где $\Delta Z_{ав}$ — экономия приведенных затрат с учетом величины математического ожидания народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения при замене короткозамыкателя и отделителя (схема а) управляемым предохранителем (схема в); $\Delta Z_{св}$ — то же при замене ПСН-35 (схема б) управляемым предохранителем (схема в).

В расчетах учитывалась стоимость ячейки с короткозамыкателем и отделителем и с ПСН-35, стоимость же ячейки с УПСН-35 принималась аналогично с ПСН-35 с удорожанием на 290 руб. за счет установки привода и релейной защиты.

При определении величины математического ожидания народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения потребителя вероятностное время восстановления (аварийного ремонта) схемы определялось с учетом увеличения удельной повреждаемости головного выключателя линии в зависимости от кратности АПВ, типа упрощенной подстанции и т. д. [Л. 4]. При этом необходимо иметь в виду, что по сопоставленным вариантам будет иметь место разное годовое время ревизии головного выключателя после отключения им 10 раз токов короткого замыкания. Это время следует учитывать в составе вероятностного годового времени простоя схемы электроснабжения, поскольку оно не является планируемой частью в системе плано-предупредительных ремонтов выключателей.

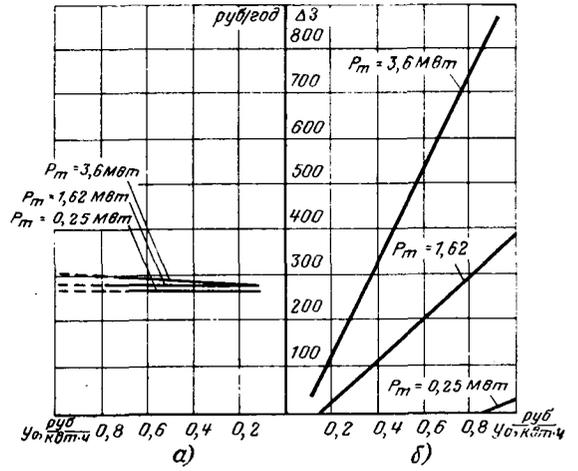


Рис. 6. Номограмма для определения годового экономического эффекта от применения УПСН-35.

— — — УПСН-35 вместо отделителя и короткозамыкателя;
— — — то же, но вместо ПСН-35.

Удельная повреждаемость комплекта ПСН-35 и его плавкой вставки вследствие ее ложного срабатывания в расчетах принимались соответственно 0,0372 и 0,9 (по данным обследования автарами одной из энергосистем). Ввиду отсутствия статистики повреждаемости УПСН-35 в расчетах принималось: удельная повреждаемость привода УПСН-35 — 0,004 (как для привода отделителя), удельная повреждаемость комплекта УПСН-35 — 0,0372 (как для комплекта ПСН-35).

Для принятых исходных данных выражения $\Delta Z_{ав}$ и $\Delta Z_{св}$ принимают вид:

$$\Delta Z_{ав} = 265 + P_m \beta y_0 \cdot 15 \cdot 10^{-3};$$

$$\Delta Z_{св} = P_m \beta y_0 \cdot 395 \cdot 10^{-3} - 64,$$

где P_m — максимальная нагрузка потребителя, квт; β — годовой коэффициент заполнения графика нагрузки; y_0 — удельная величина ущерба у потребителя на один аварийно недоотпущенный квт·ч, руб.

На рис. 6 представлена номограмма определения годового экономического эффекта $\Delta Z_{ав}$ и $\Delta Z_{св}$ в вариации удельного ущерба потребителя y_0 и его максимальной нагрузки P_m .

Выводы. 1. Управляемый предохранитель может успешно применяться в открытых установках для защиты понижающих трансформаторов мощностью до 6,3 Мва включительно.

2. При работе от релейной защиты УПСН-35 с патронами из винипласта обеспечивает надежное отключение токов от нуля до 2,5 ка.

3. Предохранители ПСН-35 отключают ток до 0,8 ка. Увеличение коммутационной способности предохранителей возможно за счет применения трубчатой фибры и органического стекла. Однако этот вопрос требует дополнительного изучения.

4. В зоне небольших P_m потребителя (до 0,25 Мвт) замена ПСН-35 управляемым предохранителем экономически целесообразна.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- О целесообразности применения управляемых предохранителей. — «Электричество», 1968, № 8. Авт.: В. Л. Фабрикант, В. А. Андреев, Я. Ф. Кузьмин и др.
- Андреев В. А., Зотов А. Я. Высоковольтный автогазовый выключатель. Авторское свидетельство № 266887, 1970, Бюлл. изобр., 1970, № 12.
- Мелькумов А. М. Новая серия высоковольтных предохранителей для наружной установки. — «Вестник электропромышленности», 1951, № 9.
- Андреев В. А., Зотов А. Я., Федоров А. П. К вопросу об исследовании удельной повреждаемости выключателей. — «Электрические станции», 1970, № 6.

[5.1.1973]



Приближенный учет электромагнитных переходных процессов в асинхронном электроприводе

Канд. техн. наук Н. Н. БУТОРИН

Архангельский лесотехнический институт

Проектирование электрического привода механизмов сводится к совместному решению дифференциальных уравнений рабочей машины и электродвигателя. Во многих случаях приходится учитывать электромагнитные переходные процессы в электродвигателе.

Например, кривошипно-шатунный механизм резания лесопильной рамы, приводимый в движение асинхронным двигателем, работает неравномерно. Скорость вращения вала рамы дважды за оборот изменяется на 7%, тогда как номинальное скольжение двигателя составляет 2%. Очевидно, двигатель испытывает сильные толчки момента сопротивления с частотой примерно 10 гц, смягчаемые ременной передачей. Частота колебаний электромагнитного момента в переходных режимах близка к частоте колебаний скорости вращения вала рамы. При некоторых значениях жесткости ременной передачи возможны резонансные явления. В практике не редки случаи поломки валов электродвигателей по этой причине.

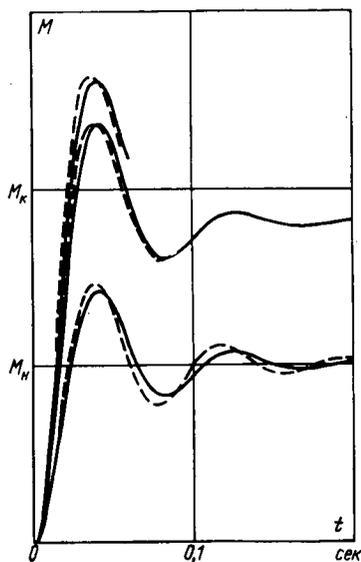
В этом случае, а также, очевидно, и в других случаях при расчетах электропривода важно учитывать электромагнитные переходные процессы.

Системы дифференциальных уравнений, описывающие электромагнитные переходные процессы асинхронных электродвигателей и приведенные в [Л. 1—4], включают параметры, которые нельзя определить по каталожным данным: Поэтому использование этих уравнений при расчетах динамики системы «двигатель — рабочая машина» затруднительно.

В [Л. 1] предлагаются простые уравнения, приближенно учитывающие электромагнитные переходные процессы в асинхронном двигателе:

$$\left. \begin{aligned} s &= \frac{s_k}{2M_k} M + \frac{1}{2\omega M_k} \frac{dM}{dt}; \\ M_c &= M + J \frac{\omega}{p} \frac{ds}{dt}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где s и M — скольжение и электромагнитный вращающий момент; s_k и M_k — критическое скольжение и критический момент; ω — угловая частота питающей сети; J — момент инерции движущихся масс, приведенный к валу двигателя; p — число пар полюсов двигателя; M_c — момент сопротивления рабочей машины.



В статическом режиме, т. е. при постоянном скольжении и моменте, из этих уравнений получается механическая характеристика асинхронного двигателя в виде прямой:

$$M = \frac{2M_k}{s_k} s.$$

Действительная характеристика криволинейна и приближается к прямой только лишь при малых скольжениях, поэтому область применения уравнений (1) ограничена скольжением, лишь немного превышающим номинальное значение.

Систему (1) можно уточнить, если коэффициент при M в первом уравнении заменить отношением s_1/M_1 , где s_1 и M_1 — скольжение и вращающий момент, которые имели бы место, если бы не учитывались электромагнитные переходные процессы. Для определения s_1 и M_1 надо ввести в систему еще одно уравнение:

$$M_c = M_1 + J \frac{\omega}{p} \frac{ds_1}{dt}.$$

Здесь $M_1 = M_1(s_1)$ определяется по известной упрощенной формуле Клосса:

$$M_1 = \frac{2M_k}{\frac{s_1}{s_k} + \frac{s_k}{s_1}}.$$

Таким образом, система дифференциальных уравнений асинхронного двигателя с учетом электромагнитных переходных процессов при работе на устойчивой части механической характеристики может быть записана в виде:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dM}{dt} &= 2\omega M_k \left(s - \frac{s_1}{M_1} M \right); \\ \frac{ds}{dt} &= \frac{p}{\omega J} (M_c - M), \\ \frac{ds_1}{dt} &= \frac{p}{\omega J} (M_c - M_1). \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Эта система включает в себя только такие параметры, которые легко находятся из каталожных данных.

На рисунке показан пример решения этой системы на ЦВМ по методу Рунге-Кутты с шагом 0,0006 сек (двигатель А62-4, инерция вращающихся масс приводимого механизма не учитывается). Кривая 1 дает изменение электромагнитного вращающего момента двигателя при набросе нагрузки от 0 до M_n , кривая 2 соответствует набросу нагрузки от 0 до $1,9M_n$ и кривая 3 — от 0 до $1,1M_k$.

На этом же рисунке штриховыми линиями показаны также точные решения, полученные интегрированием системы дифференциальных уравнений асинхронной машины из [Л. 2].

Вывод. Предлагаемая система дифференциальных уравнений (2) пригодна для практических расчетов асинхронного электропривода на цифровых вычислительных машинах в тех случаях, когда требуется учитывать электромагнитные переходные процессы при работе на устойчивой части механической характеристики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Петров И. И., Мейстель А. М. Специальные режимы работы асинхронного электропривода. М., «Энергия», 1968.
- Соколов М. М., Петров Л. П., Масандилов Л. Б., Ладензон В. А. Электромагнитные переходные процессы в асинхронном электроприводе. М., «Энергия», 1967.
- Копылов И. П., Мамедов Ф. А., Беспалов В. Я. Математическое моделирование асинхронных машин. М., «Энергия», 1969.
- Трещев И. И. Методы исследования машин переменного тока. Л., «Энергия», 1969.

{6.4.1972}

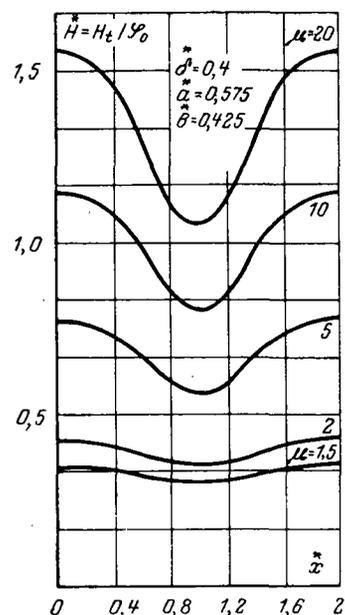
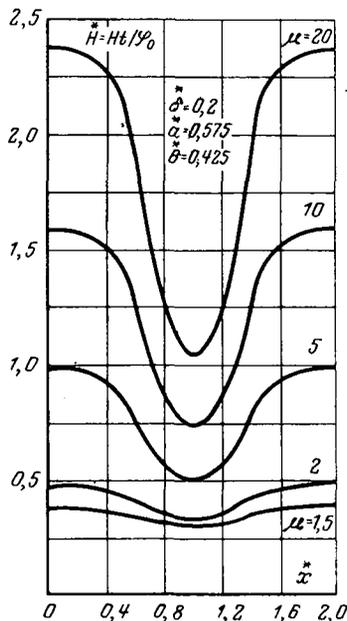
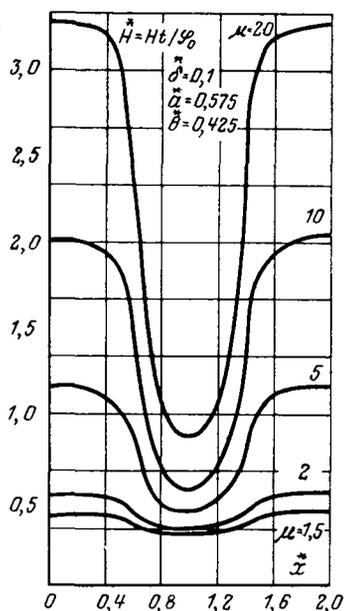


В редакцию журнала «Электричество»

При проведении повторных расчетов полей в воздушном зазоре электрических машин авторами были обнаружены неточности в кривых, опубликованных в статье «Аналитический

Неправильности в ходе кривых появились из-за ошибки при составлении программы расчета на ЦВМ.

Исправленные кривые, построенные по результатам расчета новой программы, приводятся ниже.



метод расчета магнитного поля в воздушном зазоре электрических машин с односторонней зубчатостью» («Электричество» № 3, 1972).

Авторы приносят благодарность к. т. н. И. И. Куржалову за сообщение в редакцию журнала, что в рисунках нашей статьи имеются неточности.

А. В. Иванов-Смоленский, М. С. Мнацаканян



НОВЫЕ КНИГИ ИЗДАТЕЛЬСТВА «ЭНЕРГИЯ»

Барский В. А. **Раздельное управление реверсивными тиристорными преобразователями.** 1973. 112 с. с ил. 31 к.

Дмитренко Л. П. **Тиристорные релейные устройства.** 1973. 88 с. с ил. (Б-ка по автоматике. Вып. 479). 31 к.

Карасев В. И., Монес Д. С. **Методы оптических измерений при монтаже турбоагрегатов.** 193. 168 с. с ил. 49 к.

Варшавский В. И. и др. **Однородные структуры.** 152 с. с ил. 46 к.

Силин В. Б., Заковряшин А. И. **Автоматическое прогнозирование состояния аппаратуры управления и наблюдения.** 1973. 336 с. с ил. 1 р. 04 к.

Соболев О. С. **Однотипные связанные системы регулирования.** 1973. 136 с. с ил. (Б-ка по автоматике. Вып. 483). 44 к.

Проблема повышения класса номинальных напряжений ВЛ. — «Electra» (France), 1972, num spec., с. 5—15. Рост потребления электроэнергии и единичных мощностей агрегатов привел к повышению предельных напряжений ВЛ со 100—230 кВ в 1921 г. до 765 кВ в настоящее время. В среднем предельное напряжение ВЛ и токовые нагрузки удваиваются каждые 20 лет. Статистические данные свидетельствуют о том, что в течение длительного периода времени средняя длина ВЛ возрастала. В настоящее время доля выработки электроэнергии на ГЭС уменьшилась; АЭС сооружаются вблизи от центров нагрузки; защита окружающей среды заставляет выбирать площадки ГЭС у побережья морей и океанов. Совокупность этих факторов привела к стабилизации средней длины ВЛ. Дальнейшее повышение предельного напряжения возможно и выше 1500 кВ; однако с повышением напряжения стоимость ВЛ растет быстрее, чем передаваемая мощность. Если оптимальное напряжение будет 1500 кВ, то следует стандартизировать это номинальное напряжение в международном масштабе. Полагают, что дальнейшее повышение пропускной способности ВЛ будет осуществляться путем увеличения токовых нагрузок.

Повышение напряжения вторичных распределительных сетей. «Agr. Chem.», 1972, 27, № 8, с. 18—19. Напряжение распределительных однофазных сетей для городских жилых кварталов и сельскохозяйственных районов 120/240 В, считавшееся наиболее экономичным, подвергается за последние 10 лет пересмотру вследствие роста плотности нагрузки, которая практически удваивается за 7—10 лет. Разные авторы, выдвигая более высокие напряжения (240/480 В в однофазной сети; 265/460, 240/416 и 277/480 В в трехфазной сети), считают, что при этом затраты на медь и алюминий снижаются до 60%, стоимость эксплуатационных материалов и вспомогательных устройств — до 50%, падение напряжения при той же нагрузке и сечении проводов — в 4 раза, кроме того, сокращается число распределительных ВЛ и сглаживается снижение напряжения при пуске электродвигателей. Однако напряжение 480 В требует более дорогих выключателей и предохранителей и нуждается в изучении безопасности от пожаров и поражений током. Рассматривая вопрос о безопасности, большинство авторов считает, что при 480 В может быть обеспечена не меньшая безопасность, чем при 240 В, напоминая, что в ряде стран Европы, Азии и Южной Америки давно применяются более высокие напряжения, в частности в ФРГ и Австрии трехфазные сети 220/380 и 230/398 В стандартизированы 50 лет тому назад.

Комплексная автоматизация энергосистем с использованием ЦВМ. — «Elec. World», 1972, 178, № 1, с. 60—62. В электроэнергосистеме Bonneville Power Administration (BPA), США открыт центр диспетчерского управления, в котором для диспетчерских целей и регулирования по заданным графикам будет использоваться система управления с ЦВМ, действующая в реальном масштабе времени — Real-time Operations, Dispatch & Scheduling (RODS). В ведении центра диспетчерского управления будут находиться более 18 000 км ВЛ высокого напряжения, нагрузка общей мощностью 10 000 Мвт, распределяемая между двадцатью шестью отдельными ГЭС, регулирование обменной мощности в пределах от 3 000 Мвт, локализация аварий в возможно узких границах с последующим восстановлением нормальной работы. RODS обеспечит необходимые уровни напряжения в узловых точках BPA на основании анализа перетоков мощности местных нагрузок и заданных напряжений на шинах, а также подскажет диспетчеру оптимальный график регулирования и наилучший вариант использования размещенных в системе устройств для регулирования напряжения. RODS может предсказать на неделю вперед графики перетоков мощности с учетом опыта предыдущих нагрузок, прогнозов погоды, уровней воды в водохранилищах и характеристик генераторов. Регулирование по графикам генерируемой мощности и нагрузок для BPA потребует

ввода данных по мощности, погоде, запасам воды. На их основе делаются прогнозы нагрузок ГЭС и выдаются данные для планирования работы оперативного персонала. RODS позволяет обеспечить устойчивость работы системы, предупреждая диспетчера о неадекватности его действий в случае, когда они могут привести к аварийной ситуации. RODS способна прогнозировать до двухсот случаев подобных действий, рассчитывать возможные перетоки мощности и сравнить их с предельными по условиям устойчивости. Хотя ожидается, что данные, получаемые от RODS, будут достаточно точные, такие величины, как перетоки мощности, напряжения на шинах, сигналы телеизмерения и телеуправления и система сбора данных (Scoda), будут периодически перепроверяться.

Рационализация и автоматизация выработки электроэнергии. — «Neue Techn. und Wirt.», 1972, 26, № 9, с. 196, 198.

На примере конкретной электроэнергетической системы Австрии, в которой с 1948 по 1971 г. выработка электроэнергии возросла в 9 раз, а установленная мощность — в 7 раз, рассмотрены вопросы рационализации и автоматизации. Отмечается, что рационализация и автоматизация за указанный период позволили снизить в 3 раза удельное число работающих (относительно выработанной электроэнергии). Концепция рационализации распространяется на технико-эксплуатационный и коммерческо-административный секторы. Основная задача в первом секторе — руководить, планировать и управлять производством с помощью незначительного, но наилучшим образом обученного персонала. При автоматизации в технико-эксплуатационном секторе следует различать две большие группы установок: ГЭС и ТЭС. Автоматизация ГЭС рассмотрена на конкретном примере. Степень автоматизации ГЭС существенно зависит от ее местоположения. В коммерческо-административном секторе автоматизация сначала осуществлялась путем машинной обработки данных, нанесенных на перфокарты; в последующем для их переработки используются ЦВМ.

Программа исследований и разработок криогенных кабельных линий. — «Elec. World», 1972, 178, № 2, с. 125. Компания General Electric (GEC), США добилась финансирования продолжения работ по разработке промышленной подземной криогенной кабельной линии (с охлаждением жидким азотом). Двухлетняя программа исследований стоимостью 687 тыс. долл., финансируемая Edison Electric Institute и US Interior Department, следует за недавно завершенной трехлетней программой, которая установила, что на пути создания промышленной криогенной кабельной линии нет каких-либо крупных технологических барьеров и что такая линия может быть экономически конкурентоспособна при передаваемых мощностях свыше 3 000 Мва на цепь. В течение следующих двух лет усилия GEC будут сконцентрированы на разработке улучшенных изолирующих материалов, конструкции кабельных вводов, концевых и соединительных кабельных муфт и другой арматуры, необходимой для промышленной криогенной кабельной линии, а также на выработке технических требований к криогенным кабелям большей длины. Затем последуют два дополнительных двухлетних этапа разработок, в течение которых будет построена и испытана опытная криогенная трехфазная кабельная линия длиной 305 м, способная работать при полных напряжениях и нагрузке и являющаяся малым, но функционально эквивалентным вариантом криогенных кабельных линий длиной от 32 до 64 км, по которым в будущем десятилетии можно было бы передавать большие потоки мощности из электроэнергетических систем в городские распределительные сети.

Резонансные перенапряжения, их классификация, величина, длительность, форма волны и частота появления. — «CIGRE. Int. Conf. Large High Tens. Elec. Syst.», Paris, 1972, Sess., s. a., № 33—12, с. 14. Резонансные перенапряжения (РП) возникают либо в режимах одностороннего питания после коммутации, либо в послеаварийных режимах весьма малых нагрузок. РП в системах высокого и сверхвысокого напряжений по условиям воздействия на вентиляемые разрядники (ВР) классифицируются на три группы: РП с частотой колебаний, равной или близкой к силовой, возникающие из-за сброса нагрузки, зарядного эффекта ВЛ, несимметричных коротких замыканий, однополюсных коммутаций или вынужден-

¹ В данном номере дается обзор ряда материалов 1—3 выпусков за 1973 г. РЖ ВИНТИ АН СССР «Электрические станции, сети и системы».

ных гармонических колебаний; РП с частотой колебаний выше силовой, возникающие из-за включения с низкой стороны ВЛ с трансформаторами на конце или из-за вынужденных высших гармонических колебаний в слабо нагруженных сетях; РП, возникающие из-за вынужденной субгармоники в схемах с последовательной компенсацией. Ограничение первой группы РП обеспечивается установкой компенсирующих устройств в релейной защите от перенапряжений с уставкой по напряжению около 1,4 от рабочего напряжения. При вероятности негашения ВР менее $5 \cdot 10^{-2}$ целесообразно применение разрядников-ограничителей. Ограничение второй группы РП достигается релейной защитой. Так как перенапряжения переходного резонанса могут привести к многократным пробоям ВР, защита с использованием их неприемлема. Ограничение РП третьей группы может осуществляться путем срабатывания уставленного параллельно реактору ВР с активным рабочим сопротивлением. РП первой и второй групп не ограничиваются ВР, однако сами ВР должны работать в условиях РП, что в большой степени определяет требования к характеристикам ВР. При этом основное значение имеет оценка вероятностей отказа в гашении и ожидаемой длительности режима негашения. Поскольку РП возникает после коммутаций, расчеты вероятности срабатывания ВР требуют совместного изучения как РП, так и статистических распределений предшествующих коммутационных перенапряжений.

Технико-экономические вопросы применения вентильных разрядников. — «Elec. Times», 1972, 162, № 17, с. 31—34. В современной электроэнергетической системе сверхвысокого напряжения вентильные разрядники используются для защиты от грозových и внутренних перенапряжений и дают возможность снизить требования к уровню изоляции. Хотя технические выгоды от применения вентильных разрядников не вызывают сомнения, для правильного их использования требуется внимательное рассмотрение вопросов надежности и капитальных вложений. В качестве основного случая рассмотрено применение вентильных разрядников для защиты силовых трансформаторов. Приведенный пример для простейшего случая иллюстрирует методику, которая может быть развита для более сложных задач и показывает относительное значение отдельных факторов. При рассмотрении экономики применения вентильных разрядников необходимо учитывать наличие или отсутствие резервного питания. Так, например, в Великобритании вследствие широкого резервирования питания каждой подстанции и применения АПВ грозовой отключение ВЛ считается допустимым и вентильные разрядники, как правило, не устанавливаются. Защита разрядниками применяется, однако, для наиболее уязвимого оборудования — трансформаторных вводов и кабельных вставок.

Исследование молнии и молниезащита. — «Abh. und Ber. Dtsch. Mus.», 1972, № 1—2, с. 1—76. Дается обзор данных, сгруппированных по пяти тематическим разделам: молния, как электрическое явление; данные измерений токов молнии и перенапряжений в ВЛ; данные, полученные из фотографических разверток и осциллографических измерений токов молнии с помощью антенных устройств; ток молнии, как заданная величина, не зависящая от поражаемого объекта; воспроизведение тока молнии в лаборатории и перенесение результатов лабораторных исследований на изучение реальной молнии. В заключении дан перечень организаций и институтов, занимающихся исследованиями молнии и молниезащиты, с краткой характеристикой направлений их работы.

Молниезащита ВЛ сверхвысокого напряжения от разрядов молнии с помощью троса. — «Elec. World», 1972, 178, № 2, с. 46. Излагается доклад по результатам восьмилетних модельных исследований молниезащиты ВЛ, проведенных Edison Electric Institute, США экспериментально, статистически и аналитически. В модели учитывались высота подвеса проводов и тросов, уровень изоляции, грунт и профиль местности, углы

защиты. Делается вывод, что на ВЛ сверхвысокого напряжения при соответствующей защите можно достичь величины удельного числа отключений $0,3/100 \text{ км} \cdot \text{год}$. Прорывы молнии являются определяющими в этой величине на ВЛ с большими углами защиты и малым сопротивлением заземления опоры, обратные перекрытия — при большом сопротивлении заземления опоры, низком уровне изоляции и малой высоте подвеса проводов.

Анализ механизма развития разряда в длинных воздушных промежутках при положительных импульсах коммутационных перенапряжений. — «Дэнки гидзюцу сого кэнкюсю ихо, Bull. Electrotechn. Lab.», 1972, 36, № 4, с. 319—329, 332. Предложена модель развития лидерного разряда в промежутке стержень — плоскость при положительных импульсах коммутационных перенапряжений на основе экспериментальных данных. Показано, что в процессе развития искры средняя напряженность поля вдоль канала лидера, вдоль стримеров и напряженность поля на границе области объемного заряда впереди лидера сохраняются неизменными и равны соответственно 0,22; 4,5 и 9,0 кВ/см . При этом поле в непокрытом лидерном промежутке рассматривается как поле шара с радиусом, равным длине стримеров, соединенных со стержнем проводящим каналом лидера.

Влияние влажности на разряд в шаровых и стержневых промежутках при импульсных напряжениях с короткими и длинными фронтами. — «Proc. Inst. Elec. Eng.», 1972, 119, № 9, с. 1417—1422. Использовался ГИН 500 кВ Ferranty, работа которого была стабилизирована специальной схемой контроля зарядного напряжения с точностью $\pm 0,25\%$ и принудительного запуска триггера в момент достижения заданного уровня зарядного напряжения. Уход величины амплитуды импульсов при 20 сек интервала и 12 ч непрерывной работы ГИН составлял не более 0,5%. Калибровка делителя и микроамперметра производилась измерительными шарами при линейной поправке на плотность воздуха. Точность измерения разрядного напряжения составляла $\pm 1,5 \text{ кВ}$ при $U_{50\%} = 400 \text{ кВ}$; при этом изменение промежутка между шарами на 1 мм меняет вероятность пробоя от 0 до 100%. Применялись импульсы 1/50; 1/1000 и 80/1000 мкс обеих полярностей. Испытывались промежутки шар — шар диаметром 50 см, стержень — плоскость (С — П) и стержень — стержень (С — С); один из электродов заземлялся. Влажность воздуха варьировалась от 4 до 18,6 г/м^3 . Измерения производились в дни с различной влажностью воздуха; при большой влажности в помещении лаборатории дополнительно инжестрировался пар. Влияние влажности на разрядные характеристики шарового промежутка определялось изменением длины разрядного промежутка ступенями по 0,5 мм при неизменной амплитуде импульса. Разрядное напряжение принималось пропорциональным длине промежутка. С увеличением влажности $U_{50\%}$ линейно растет; коэффициент составляет 0,3% на 1 г/м^3 независимо от полярности, формы импульса и длины промежутка (в пределах 90—205 мм). Для стержневых промежутков определялись вероятностные характеристики разрядного напряжения $U_{50\%}$ и σ в зависимости от влажности и длины промежутков (10—80 см). Промежуток +С—П: $\sigma = 1,3—33,5\%$ (большая цифра к малым промежуткам) и не зависит от влажности; $U_{50\%}$ линейно растет с увеличением влажности при коэффициенте 1,15—1,45% на 1 г/м^3 , который не зависит от длины промежутка. Промежуток —С+П: $U_{50\%}$ падает с увеличением влажности, коэффициент — 0,5% на 1 г/м^3 для импульсов 1/50; при импульсах 80/1000 мкс влияния влажности не замечено; но разброс растет с длиной промежутка до значений $\sigma = 7,5\%$. Промежуток С—С: $U_{50\%}$ растет с влажностью как при положительных, так и отрицательных импульсах, коэффициент лежит в пределах 0,87—1,5% на 1 г/м^3 ; влияния влажности на разброс не замечено, $\sigma = 1—4\%$.

Канд. техн. наук Л. И. Павлов



ЧИНГИЗ МЕХТИЕВИЧ ДЖУВАРЛЫ (К 60-летию со дня рождения)

Исполнилось 60 лет со дня рождения и 35 лет производственной, научной и педагогической деятельности известного ученого в области техники и физики высоких напряжений, академика АН АзССР, доктора технических наук, профессора Чингиза Мехтиевича Джуварлы.

Ч. М. Джуварлы родился 1 мая 1913 г. в Гяндже (ныне Кировабад). Творческая деятельность его началась в 1936 г., когда после окончания Азербайджанского индустриального института он был оставлен при кафедре техники высоких напряжений для ведения научно-педагогической работы. Одновременно он работал инженером на производстве.

Кандидатскую диссертацию Чингиз Мехтиевич защитил в 1941 г., а докторскую — в 1950 г. В 1959 г. он был избран членом-корреспондентом, а в 1962 г. — академиком АН АзССР.

Начиная с 1946 г., научная деятельность Ч. М. Джуварлы тесно связана с азербайджанской Академией наук, где он работал руководителем лаборатории, директором Института энергетики, занимал должность академика-секретаря Отделения физико-технических и математических наук.

В настоящее время Ч. М. Джуварлы руководит лабораторией электрофизики Института физики АН АзССР, а также лабораторией высоковольтных сетей Азербайджанского научно-исследовательского института энергетики Минэнерго СССР.

Научные интересы Ч. М. Джуварлы охватывают широкий круг вопросов в области физики и техники высоких на-



пряжений. Им проведены исследования внутренних перенапряжений, электрических полей для интенсификации технологических процессов, высоковольтной изоляции в условиях загрязненной атмосферы, электрофизических свойств изоляционных масел.

В последние годы Ч. М. Джуварлы работает в области физико-технических

проблем энергетики, которые являются одним из важнейших направлений современной науки. Результаты проведенных Ч. М. Джуварлы исследований неоднократно отмечались в числе важнейших достижений советской науки в отчетных докладах Академии наук СССР.

Чингиз Мехтиевич Джуварлы является автором более 250 научных статей и ряда монографий.

Значительна также и педагогическая деятельность Ч. М. Джуварлы. В течение ряда лет он читал лекции на физическом и механико-математическом факультетах Азербайджанского государственного университета им. С. М. Кирова. Многие годы он является профессором кафедры ТВН энергетического факультета Азербайджанского института нефти и химии им. М. Азизбекова.

Большое внимание Чингиз Мехтиевич уделяет подготовке научных кадров. Это привело к созданию азербайджанской школы высоковольтников, которая поддерживает творческую связь со многими научно-исследовательскими институтами и вузами нашей страны и социалистических стран.

В свой юбилей Ч. М. Джуварлы полон творческих сил и энергии и, продолжая интенсивно работать над актуальными проблемами современной техники и физики высоких напряжений, по-прежнему сочетает в своей работе глубину и строгость подхода к изучаемым вопросам и тесную связь научных и практических задач.

Группа товарищей



21 февраля этого года в Московском доме ученых АН СССР состоялась встреча редакции и редколлегии журнала «Электричество» с читателями.

О работе редакции и редколлегии журнала рассказал главный редактор д. т. н., проф. Д. В. Разевиг. С сообщениями выступили также члены редколлегии: д. т. н., проф. И. И. Петров, д. т. н., проф. А. И. Бертинов, д. т. н., проф. А. М. Федосеев и читатели журнала.

В выступлениях читателей и в решении объединенного заседания Электротехнической секции МДУ АН СССР были отмечены высокий научно-технический и теоретический уровень журнала, актуальность и ценность публикуемых материалов, а также большая и полезная работа редколлегии и редакции по формированию направлений деятельности журнала.

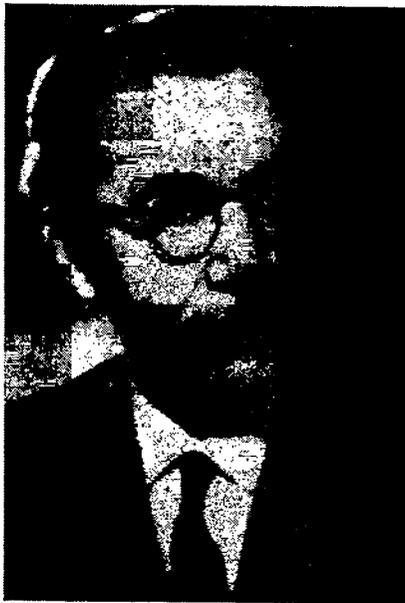
На заседании были сделаны некоторые критические замечания, которые редакция постарается учесть в своей работе.

Г. Р. РАХИМОВ

Внезапно скончался видный ученый и общественный деятель, член КПСС с 1946 г., член-корреспондент АН УзССР, заслуженный деятель науки и техники УзССР, заведующий кафедрой теоретических основ электротехники Ташкентского политехнического института, доктор технических наук, профессор Гафир Рахимович Рахимов.

Г. Р. Рахимов родился в 1905 г. После окончания рабфака Ленинградского государственного университета (1923—1926 гг.) он был студентом Ленинградского электромеханического (ныне политехнического) института (1926—1931 гг.). Со дня окончания института до последних дней своей жизни Г. Р. Рахимов проработал на кафедре теоретических основ электротехники Среднеазиатского индустриального (ныне Ташкентского политехнического) института: в 1931—1934 гг. — ассистентом, в 1934—1960 гг. — доцентом, в 1960—1972 гг. — профессором.

Инициатор создания кафедры ТОЭ и ее бессменный руководитель, профессор Г. Р. Рахимов всю свою трудовую деятельность всецело посвятил созданию, развитию и процветанию электротехнической школы в Узбекистане, подготовке квалифицированных кадров инженеров-энергетиков и научных работников высшей квалификации. Его научные исследования, выполненные без отрыва от педагогической работы, были посвящены актуальным проблемам энергетики и электрификации республики, развитию теории и методов расчета нелинейных



электрических цепей. Его оригинальные труды в области нелинейной электротехники способствовали появлению в республике таких новых отраслей науки и техники, как электроника, автоматика, связь, вычислительная техника и др.

В 1940 г. Г. Р. Рахимовым была защищена кандидатская диссертация, в 1958 г. он становится доктором техни-

ческих наук, профессором. В 1964 г. ему присвоено звание заслуженного деятеля науки и техники УзССР. В феврале 1966 г. он избирается членом-корреспондентом АН УзССР.

Перу Г. Р. Рахимова принадлежит более 150 научных статей, монографий и оригинальных учебников на узбекском языке по электротехнике, электронике и электромагнитной автоматике. Его работа на посту проректора ТашПИ по научной работе (1956—1962 гг.) способствовала подъему научной деятельности профессорско-преподавательского состава института, значительному росту числа кандидатов и докторов наук, улучшению издательской деятельности института. Плодотворная деятельность Г. Р. Рахимова на посту председателя НТОЭ и ЭП УзССР (1963—1972 гг.) благоприятно сказалась на внедрении результатов научных исследований ученых-энергетиков в различные отрасли производства. Большую научно-методическую работу он провел на постах заместителя председателя секции ТОЭ Научно-методического совета МВССО СССР, председателя Научно-методического совета по электротехнике и электронике МВССО УзССР.

Партия и правительство высоко оценили заслуги Г. Р. Рахимова. Он награжден орденами Трудового Красного Знамени, «Знак Почета» и медалями.

Научно-техническая общественность потеряла видного ученого и замечательного педагога. Светлая память о Г. Р. Рахимове навсегда останется в сердцах его учеников, коллег и друзей.

Группа товарищей

ПРОФЕССОР НИКОЛАЙ АЛЕКСАНДРОВИЧ МЕЛЬНИКОВ

4 февраля 1973 г. после кратковременной тяжелой болезни скончался доктор технических наук, профессор Николай Александрович Мельников.

Советские энергетики потеряли одного из видных специалистов в области режимов электрических сетей и систем.

Н. А. Мельников родился 28 февраля 1910 г. в Москве. В 1931 г. Николай Александрович окончил Московский энергетический техникум и начал работать в Мосэнерго. В 1935 г. без отрыва от производства он закончил Московский энергетический институт и был принят в аспирантуру. После защиты в 1939 г. диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук он был утвержден в звании доцента по кафедре «Электрические сети и системы».

Всю Великую Отечественную войну Николай Александрович провел на Западном, Донском, Сталинградском и Степном фронтах. В 1943 г. под Сталинградом он был принят кандидатом в члены КПСС и в 1944 г. стал коммунистом. После демобилизации Н. А. Мельников вернулся в МЭИ, а в 1947 г. перешел работать во Всесоюзный заочный энергетический институт, где возглавил кафедру «Электрические сети и системы». С 1954 г. Николай Александрович по совместительству начал работать в ЦНИЭЛ МЭС (ныне ВНИИЭ).

В 1960 г. Н. А. Мельникову было присвоено звание профессора, а в 1964 г.



он успешно защитил докторскую диссертацию по вопросам современных методов анализа режимов электрических сетей и систем. В 1965 г. он перешел на кафедру «Электрические сети и системы» МЭИ, где работал до последних дней.

Н. А. Мельников — один из видных специалистов в области анализа режимов электрических сетей и систем, регулирования напряжения, компенсации реактивной мощности и нормализации качества электрической энергии. Это нашло отражение в его многочисленных статьях, ряде монографий, а также в директивных материалах, в том числе в ГОСТах.

Большое внимание Николай Александрович уделял подготовке научных кадров. До последних дней своей жизни он консультировал как советских, так и иностранных аспирантов. Под его руководством и при непосредственном участии выполнен ряд интересных научных работ.

Н. А. Мельников вел большую научно-общественную работу. Он являлся членом научных советов МЭИ, ВНИИЭ, ВЗПИ, методического совета по электроэнергетике, редколлегии ВИНТИ и др. Его участие в работах комитетов СЭВ и МЭК способствовало внедрению новейших достижений советской науки в мировую практику.

Плодотворная научная, педагогическая и общественная деятельность Н. А. Мельникова отмечена правительственными наградами.

Светлая память о Николае Александровиче Мельникове навсегда сохранится в сердцах тех, кто с ним работал и учился у него.

Группа товарищей

СОДЕРЖАНИЕ

Богданов В. А. — Информационная модель электрической сети автоматизированной системы диспетчерского управления	1	Бургсдорф В. В., Возлинский В. Н. — Исследование напряжения возникновения короны в высоковольтных конструкциях с полупроводящими покрытиями	56
Адоц Г. Т., Арутюнян С. Г. — Расчет установившегося режима управляемой дальней линии электропередачи	8	Гук И. П., Пацевич В. В., Эськов В. Д. — Исследование поля статора стержневого электростатического генератора	59
Поспелов Г. Е., Свидерский В. Ф. — Экономические интервалы некоторых параметров электрической сети с учетом динамики роста нагрузки	12	Борин В. Н. — Вольт-секундные характеристики электрического разряда в элегазе	62
Фокин Ю. А., Чан Дин Лонг — Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электропитания	16	Гельман М. З., Мурович В. И. — Статистический метод расчета электрической прочности твердой изоляции	67
Смирнов Э. П. — О критериях надежности	24	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	71
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	28	Айзенфельд А. И. — Определение мест повреждения воздушных линий с переменными пассивными параметрами ответвлений	75
Прудков М. Л. — Об автоматическом регулировании натяжения полосы при тонколистовой прокатке на реверсивных станах	32	Колечицкий Е. С., Меликов Н. А. — К расчету начальных напряжений электрического разряда в воздухе	78
Марголин Ш. М., Медников Л. А. — К расчету вентильного электропривода при периодической и пульсирующей нагрузках	38	Яковлев В. В. — Высоковольтные воздухонаполненные вводы	82
Памфилов Р. К. — Анализ сельсинной трансформаторной схемы с квадратурной обмоткой	42	Андреев В. А., Зотов А. Я., Федоров А. П. — Управляемый предохранитель УПСН-35 и экономическая эффективность его применения	86
Магазинник Г. Г., Факеев А. Г., Тихомиров В. А., Дудченко И. В. — Анализ влияния вентильных преобразователей на питающую сеть при различных способах управления	45	Буторин Н. Н. — Приближенный учет электромагнитных переходных процессов в асинхронном электроприводе	89
Туник А. Т., Захаров И. Н. — Температурное поле в обмотках трансформатора	48	ЗАМЕТКИ И ПИСЬМА	90
Лоханин А. К. — Частоты собственных колебаний обмоток трансформаторов	53	ПО СТРАНИЦАМ ТЕХНИЧЕСКИХ ЖУРНАЛОВ	91
		ХРОНИКА	93
		Чингиз Мехтиевич Джуварлы. Г. Р. Рахимов.	
		Профессор Николай Александрович Мельников	



CONTENTS

An Informational Model for the Network in an Automatic Dispatch Control System — V. A. Bogdanov	1	A Study of Corona Threshold on H. V. Structures with Semiconducting Coatings — V. V. Burgsdorf, V. N. Vozlinski	56
Calculating the Steady State of a Long-Distance Controllable Transmission System — G. T. Adonts, S. G. Arutunian	8	Investigating the Stator Field of a Bar Type Electrostatic Generator — L. P. Guk, V. V. Patsevich, V. D. Eskov	59
The Economic Intervals for Some Network Parameters with Account Taken of Load Growth Dynamics — G. E. Pospelov, V. F. Sviderski	12	The Volt-Second Characteristics of Electric Discharge in SF ₆ — V. N. Borin	62
Structural Analysis and Methods for Appraising the Reliability of Complex Power Supply Networks — U. A. Fokin, Chan Din Long	16	A Statistical Method for Calculating the Electric Withstand of Solid Insulation — M. Z. Gelman, V. I. Murovitch	67
On Reliability Criteria — E. P. Smirnov	24	A Study of the Electrical Insulating and Thermal Characteristics of a H. V. Cable with Gaseous Insulation — I. M. Bortnik, V. P. Borisoglebski, A. A. Volchanin, B. A. Goriunov, L. I. Strokovski	71
A 100 kW A. C. Generator with a Superconducting Inductor — A. S. Veselovski, V. F. Vorobiev, V. E. Keylin, E. U. Klimenko, I. A. Kovalev, A. I. Mironov, S. L. Novikov, B. N. Samoilov, A. M. Rubinraut, N. A. Chernoplekov	28	FROM OPERATING EXPERIENCE	
On Automatic Regulation of Pole Strain for Thin Sheet Rolling on Reversing Mills — M. L. Prudkov	32	Determining Fault Points on Tapped Overhead Lines with Variable Passive Constants — A. I. Aisenfeld	75
On the Design of a Rectifier Drive for Periodic and Pulsating Loads — S. M. Margolin, L. A. Mednikov	38	Calculating the Initial Voltages of Electrical Discharge in Air — E. S. Kolechitski, N. A. Melikov	78
Analysis of a Selsyn Transformer Circuit with a Quadrature Winding — R. K. Pamfilov	42	H. V. Air-Filled Bushings — V. V. Jakovlev	82
Now Electronic Converters Affect the Supply Circuit for Different Kinds of Control — G. G. Magazinnik, A. G. Fakeyev, V. A. Teekhomirov, I. V. Dudchenko	45	Type YPCH-35 Controllable Fuses and Their Economic Effect — V. A. Andreyev, A. J. Zotov, A. P. Fedorov	86
The Temperature Field in Transformer Windings — A. T. Tunik, I. N. Zakharov	48	Approximate Account of Electromagnetic Transients in an Asynchronous Drive — N. N. Butorin	89
The Natural Frequencies of Transformer Windings — A. K. Lokhanin	53	NOTES AND LETTERS	90
		IN OTHER ENGINEERING JOURNALS	91
		CHRONICLE	93

УДК 621.311-52

Информационная модель электрической сети автоматизированной системы диспетчерского управления. Богданов В. А. — «Электричество», 1973, № 5.

Рассмотрены возможные принципы формирования модели электрической сети в памяти ЦВМ автоматизированной системы диспетчерского управления. Сетевая модель формируется совокупностью телеизмеряемых и вычисляемых параметров режима. Предложена модель, формируемая на основе телеанализа положений выключателей, отделителей и разъединителей и телеизмерений потоков активной и реактивной мощности в ветвях дерева сети, примыкающих к контролируемым узлам, в которых телеизмеряются уровни напряжения. Получены соотношения, позволяющие определить необходимое и достаточное число телеизмерений, а также оценить количество необходимых контролируемых узлов. Для случая, когда телеизмерения осуществляются с одинаковой относительной погрешностью, приведены оценки диапазонов возможных значений погрешности, с которой определяются модули и аргументы узловых напряжений. Показано, что для повышения точности вычислений и уменьшения длительности расчетов в качестве базисного целесообразно использовать узел сети, к которому присоединено максимальное число ветвей. Библ. 3.

УДК 621.315.1.004.13.004.24

Расчет установившегося режима управляемой дальней линии электропередачи. Адонц Г. Т., Арутюнян С. Г. — «Электричество», 1973, № 5.

Предлагаемый алгоритм расчета установившегося режима дальней линии электропередачи учитывает распределенность параметров участков линии, наличие в отдельных узлах ВЛ устройств продольной и поперечной емкостной компенсации, управляемых ферромагнитных реакторов со своими характеристиками системы автоматического регулирования и промежуточных отборов мощности, задаваемых в общем случае статическими характеристиками. Алгоритм базируется на теории каскадного соединения трехполосников. Решение получается методом последовательных приближений. В каждом цикле итерации производится уточнение нелинейной индуктивности управляемого реактора и мощностей промежуточного отбора. По алгоритму составлена программа на ЦВМ «Наири». Библ. 11.

УДК 621.316.1

Экономические интервалы некоторых параметров электрической сети с учетом динамики роста нагрузки. Поспелов Г. Е., Сви-дерский В. Ф. — «Электричество», 1973, № 5.

Рассмотрены экономические интервалы линий и трансформаторов с учетом динамики роста нагрузки. Выбор параметров сети с таким учетом может привести к заметному снижению капитальных вложений в электрическую сеть. Библ. 4.

УДК 621.311.031.019.34

Структурный анализ и методы оценки надежности сложных схем электроснабжения. Фокин Ю. А., Чан Динь Лонг. — «Электричество», 1973, № 5.

Излагаются результаты исследования возможности применения методов структурного анализа для определения показателей надежности восстанавливаемых схем, учета пропускных способностей схемы относительно узлов нагрузки. Развиваются некоторые положения оценки многоузловых схем по интегральным показателям. Библ. 10.

УДК 621.3.019.34

О критериях надежности. Смирнов Э. П. — «Электричество», 1973, № 5.

Показано, что при потерях из-за технического несовершенства критерий надежности в виде отношения выходных эффектов — реального и определенного при абсолютной надежности — бессодержателен. Предложена мера надежности в виде отношения реального выходного эффекта, увеличенного на потери по техническому несовершенству, к предельному для данных условий выходному эффекту системы.

Установлено, что критерий надежности за вычетом критерия технического несовершенства составляет меру эффективности функционирования.

Показано, что меры надежности систем промышленного назначения в общем случае зависят от параметров внешнего процесса смены требований функционирования. Библ. 6.

УДК 621.313.12.025:537.312.62

Генератор переменного тока мощностью 100 кВт со сверхпроводящим индуктором. Веселовский А. С., Воробьев В. Ф., Кейлин В. Е. и др. — «Электричество», 1973, № 5.

Описаны конструкция и результаты испытаний трехфазного генератора переменного тока мощностью 100 кВт со сверхпроводящей обмоткой возбуждения. Обмотка возбуждения состоит из двух соленоидов, раздвинутых на 180 мм. Внутренний диаметр соленоидов 200 мм, наружный — 480 мм. Максимальное магнитное поле в центре системы свыше 2,5 тл. Обмотка возбуждения и силовой каркас находятся в криостате со сквозным горизонтальным отверстием диаметром 150 мм. В этом отверстии вращается якорь, выполненный из стеклотекстолита. Обмотка якоря изготовлена из медного транспонированного провода. Охлаждение обмотки якоря испарительное, с использованием жидкого азота. Частота вращения — 3000 об/мин. Наружный диаметр якоря 140 мм. Длина активной зоны — 200 мм.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, И. С. Ефремов, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, Л. Г. Мамиконянц (зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: 101000, 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/III 1973 г.
Формат 60×90/8
Тираж 9 723 экз.

Подписано к печати 28/IV 1973 г.
Усл. п. л. 12
Зак. 112

Т-05760
Уч.-изд. л. 14,41
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.

Вологодская областная универсальная научная библиотека

www.booksite.ru