



ISSN 0013-5380

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1984

•ЭНЕРГОАТОМИЗДАТ•

7

УДК 621.311.016.2.001.24

Экспресс-метод оптимизации аварийного резерва мощности в сложных энергообъединениях

ДУБРОВИНА И. В., ЛЯЛИК Г. Н., ШЛИМОВИЧ В. Д.

Москва

Проблема обеспечения надежности систем энергетики приобретает все возрастающее значение по мере развития электроэнергетических систем, охватывающих фактически всю обжитую территорию страны и оказывающих непосредственное влияние на эффективность развития и функционирования народного хозяйства.

Основным мероприятием, направленным на обеспечение оптимального уровня надежности систем энергетики, является резервирование генерирующей мощности и развитие системообразующих связей, без чего надежное и качественное электроснабжение потребителей невозможно.

В то же время создание резервной мощности и системообразующих связей является весьма дорогостоящим мероприятием, требующим для своей реализации длительного времени. Поэтому эти мероприятия должны быть тщательно обоснованы и предусмотрены с достаточной заблаговременностью, что может быть сделано только на стадии перспективного проектирования.

Ретроспективный анализ этой проблемы показал, что к настоящему времени разработан ряд методов и моделей для учета требований надежности при перспективном проектировании электроэнергетической системы (ЭЭС). Однако использование имеющихся программ не удовлетворяет требованиям практики, так как связано с большими затратами машинного времени и не обеспечивает получение достаточно надежных и однозначных результатов.

В связи с этим назрела необходимость в разработке методов, обеспечивающих с наименьшими затратами труда и времени получение результатов с необходимой для практических расчетов степенью точности.

С этой целью разработана описанная ниже методика определения оптимальных размеров и размещения ава-

рийного резерва мощности, в комплексе с определением оптимальных значений пропускной способности системообразующих связей (необходимой для реализации потоков взаиморезервирования) в сложных объединениях ЭЭС, включающих как разомкнутые, так и замкнутые схемы сети.

Эта методика может использоваться как при ручном счете, так и в качестве алгоритма экспресс-программы оптимизации резервирования мощности в энергосистемах, обеспечивая более чем на порядок сокращение затрат машинного времени при стабильности и однозначности результатов.

Предложения методики базируются на результатах специального анализа, включившего:

1. Минимизацию числа учитываемых факторов. В результате представилось возможным ограничиться учетом структуры генерирующих мощностей (по типам оборудования, показателям их надежности и относительной крупности), вероятностной характеристикой графика нагрузки энергосистем, удельной стоимостью дополнительной резервной мощности и значением удельного ущерба от вынужденного недоотпуска электроэнергии. Для концентрированных энергосистем, в которых отсутствуют ограничения потоков взаиморезервирования, учет всех перечисленных факторов в наиболее простой обобщенной форме обеспечивается использованием универсальных характеристик удельного резерва [1]. Это обстоятельство учтено при формировании методических рекомендаций, в которых широко используется резерв концентрированной системы R^k .

Для сложных электросистем с протяженными связями рассматривался вопрос об учете ограничений, связанных как с недостаточной пропускной способностью системообразующих связей, так и с их отказами.

Установлено, что в случае объединения сбалансированных по мощности энергосистем можно не учитывать аварийность электрических связей, реализующих потоки аварийной взаимопомощи.

В то же время обязательно должны учитываться такие характеристики сетей как их пропускная способность и удельные затраты на дополнительный киловатт пропускной способности z^L , которые оказывают решающее влияние на результаты комплексной оптимизации резерва мощности и пропускной способности системообразующих связей.

2. Выявление обобщенных зависимостей между оптимизируемыми переменными и основными влияющими факторами, как основы их агрегированного учета и ускорения вычислительного процесса. Для этой цели производилась статистическая обработка и обобщение большого числа экспериментальных расчетов, выполненных с помощью имеющихся моделей оптимизации надежности энергосистем и в первую очередь моделей [2—4].

В качестве основных обобщенных зависимостей получены:

зависимость коэффициента $(1-K)$, характеризующего долю возможной экономии резервной мощности при объединении систем, реализация которой целесообразна при данном соотношении удельных приведенных затрат на усиление системообразующих связей к удельным приведенным затратам на увеличение резерва мощности z^L/z^R ;

значения коэффициента γ , определяющего связь между реализуемой экономией резерва мощности и оптимальной пропускной способностью системообразующих связей в зависимости от соотношения z^L/z^R . Для учета влияния на размеры резервов и пропускной способности системообразующих связей совмещения максимумов нагрузки выявлены соответствующие коэффициенты Z и β (см. рис. 1).

Рекомендации настоящей методики разработаны в такой форме, при которой обеспечивается наиболее полное использование возможностей существующих методов определения необходимого резерва мощности для «концентрированных» энергосистем [1, 5].

Переход от значения резерва мощности «концентрированных» систем к размеру резерва в условиях реального объединения может быть осуществлен с помощью найденных зависимостей и коэффициентов K , γ , Z , β ,

учитывающих соотношение удельных приведенных затрат на усиление пропускной способности системообразующих связей z^L и удельных приведенных затрат на резервную мощность z^R .

Ниже приведены основные рекомендации разработанной методики.

Определение оптимальной величины аварийного резерва мощности объединенной ЭЭС с учетом эффекта совмещения максимальных нагрузок ΔP при оптимальном развитии системообразующей сети рекомендуется осуществлять по формуле:

$$R_{\text{совм}}^{\text{об}} = R^K + K \left(\sum_i R_i^K - R^K \right) + Z \left(\sum_i P_i^{\text{max}} - P_{\text{совм}}^{\text{max}} \right), \quad (1)$$

где R^K , R_i^K — оптимальная величина аварийного резерва мощности объединенной системы в целом и каждой i -й системы объединения, определенные для условий концентрированной системы ($z^L \rightarrow 0$) с помощью универсальных характеристик удельного резерва [1] или по программе [5]; краткое изложение методики определения R^K дано в [1, 5]; K — коэффициент, определяющий долю возможной экономии резерва мощности, реализация которой неэффективна при данном соотношении удельных приведенных затрат $z_{\text{взв}}^L/z^R$.

Численные значения средневзвешенных удельных приведенных затрат в системообразующие связи определяются для всего рассматриваемого объединения (см. далее формулу (2)). Зависимость $K = f_1(z_{\text{взв}}^L/z^R)$ представлена на рис. 1; i — порядковый номер системы; n — число систем рассматриваемого объединения; Z — коэффициент, определяющий долю совмещения максимальных нагрузок объединяемых систем, используемую в качестве аварийного резерва объединения; зависит от соотношения $z_{\text{взв}}^L/z^R$ (см. рис. 1); P_i^{max} — собственный регулярный максимум нагрузки в i -й энергосистеме, кВт; $P_{\text{совм}}^{\text{max}}$ — совмещенный регулярный максимум нагрузки объединения, кВт.

Принятый способ учета совмещения имеет некоторую условность, неизбежную, как показал анализ, в случае, когда приходится иметь дело с совмещением максимумов нагрузки.

Действительно, поскольку в ряде случаев неэффективно полностью реализовать эффект совмещения максимальных нагрузок, величина расчетного максимума нагрузки объединения может меняться от его наименьшего значения (при полной реализации совмещения) до наибольшего, равного сумме собственных максимумов нагрузки (что соответствует раздельной работе энергосистем).

Учитывать каждый раз оптимальную величину совмещенного максимума нагрузки сложно и неудобно. Поэтому и предложена формула (1), которая исходит из условия получения всех необходимых результатов по отношению к расчетной величине совмещенного максимума без ограничений; т. е. величины $R_{\text{совм}}^{\text{об}}$ и R^K в формуле (1) определяются по отношению к совмещенному максимуму нагрузки рассматриваемого объединения, R_i^K — по отношению к собственному максимуму нагрузки изолированных систем, Z — по отношению ко всей величине возможного совмещения максимальных нагрузок.

Удельные показатели стоимости дополнительной пропускной способности при определении коэффициентов K и Z необходимо оценивать по их средневзвешенной ве-

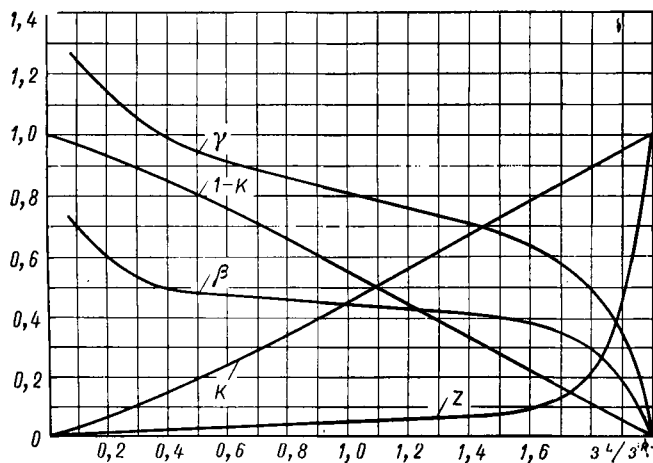


Рис. 1

личине:

$$z_{\text{взв}}^L = \frac{\sum_j z_j^L \Delta R_{j\text{совм}}^{\text{max}}}{\sum_j \Delta R_{j\text{совм}}^{\text{max}}}, \quad (2)$$

где j — порядковый номер сечения; m — номер системообразующей связи ($m=1, 2, \dots, k$); $\Delta R_{j\text{совм}}^{\text{max}}$ — максимальная экономия аварийного резерва мощности и совмещения нагрузки, которая может быть получена от объединения систем в j -м сечении при условии деления многоузлового объединения на две эквивалентные концентрированные системы, кВт; z_j^L — удельные приведенные затраты на усиление системообразующих связей в j -м сечении рассматриваемого объединения, руб/кВт,

$$\Delta R_{j\text{совм}}^{\text{max}} = R_{A_j}^k + R_{B_j}^k - R^k + \Delta P_j, \quad (3)$$

где A, B — части условной двухузловой системы, на которые делится рассматриваемое объединение по сечению j ; $R_{A_j}^k, R_{B_j}^k, R^k$ — оптимальный размер аварийного резерва мощности, определенный для условно концентрированной системы по универсальным характеристикам удельного резерва или по программе [1,5] соответственно для выделенных частей A, B и для объединения в целом; ΔP_j — эффект совмещения максимальных нагрузок в сечении j ,

$$\Delta P_j = P_{A_j}^{\text{max}} + P_{B_j}^{\text{max}} - P_{\text{совм}}^{\text{max}}, \quad (4)$$

$P_{A_j}^{\text{max}}, P_{B_j}^{\text{max}}$ — совмещенный максимум нагрузки частей A и B рассматриваемого объединения.

При наличии замкнутых контуров в объединении следует вычислить эквивалентные значения удельных приведенных затрат в системообразующих связях при всех расчетных сечениях j данного контура по следующей формуле

$$z_{\text{эвб}}^L = \frac{\sum_m z_m^L}{\sum_{m_j} z_{m_j}^L \sum_{m_j} 1/z_{m_j}^L}, \quad (5)$$

где m_j — системообразующая связь m в сечении j ; $z_{m_j}^L$ — удельные приведенные затраты m -й системообразующей связи, находящейся в j -м сечении; z_m^L — удельные приведенные затраты системообразующих связей, входящих в объединение.

Полученные по формуле (5) эквивалентные удельные приведенные затраты в системообразующих связях должны быть включены в формулу (2) для определения средневзвешенного значения удельных приведенных затрат на системообразующие сети данного многоузлового объединения.

Комплексная оптимизация требований к величине аварийного резерва мощности и величине пропускной способности системообразующих связей невозможна без одновременной оптимизации требований к размещению аварийного резерва мощности по отдельным системам объединения. Совершенно очевидно, что неблагоприятное размещение резерва (например, в одной из объединяемых систем) потребует значительного усиления связей для его выдачи по сравнению с вариантом целесообразного распределения резерва мощности между системами объединения. Для объединения из двух энерго-

систем или для двух частей объединения, на которые оно может быть разделено в любом сечении, наиболее эффективным является распределение между ними поровну той экономии резерва мощности, которая может быть получена при объединении этих частей.

В этом случае размер взаимопомощи в обоих направлениях будет одинаковым и наименьшим, что подтверждается экспериментальными расчетами.

Следовательно, наименьшими будут и дополнительные затраты в системообразующие сети.

Решение задачи по распределению резерва в рамках настоящей методики осуществляется в достаточно четких и сравнительно узких границах, определяемых тем, что для каждой системы объединения известна наибольшая величина резерва, определенная в условном предположении ее изолированной работы R_i^k , а для всего объединения известна оптимальная величина суммарного резерва объединения R^{06} , найденного на предыдущем этапе расчетов. В этих условиях и решается задача распределения суммарного резерва по системам.

Распределение суммарного резерва по энергосистемам объединения может быть получено на базе последовательного сечения системы на эквивалентные двухузловые. При этом для каждой выделенной части системы, рассматриваемой как изолированной, резерв определяется описанным выше методом.

Необходимо рассматривать также каждую выделенную часть (если она включает несколько систем) не как концентрированную, а как систему, резерв мощности в которой зависит и от стоимостных показателей на сети внутри этой части объединения. Только в этом случае обеспечивается правильное распределение экономии резервной мощности в рассматриваемом сечении j

$$\begin{aligned} \Delta R_j &= R_{A_j}^{06} + R_{B_j}^{06} - R_{\text{совм}}^{06} + \Delta P_j = \\ &= \sum_{i \in A, B} R_i^{06} - R_{\text{совм}}^{06} + \Delta P_j, \end{aligned} \quad (6)$$

где $R_{A_j}^{06}, R_{B_j}^{06}, R_{\text{совм}}^{06}$ — оптимальный аварийный резерв мощности, определенный для выделенных в результате сечения j частей A, B и объединения в целом с учетом совмещения максимумов нагрузки; $\sum_{i \in A, B} R_i^{06}$ —

сумма оптимальных значений резервов мощности в любых двух частях объединения A и B , выделенных в результате его сечения на изолированные части объединения с учетом ограничений по сетевой составляющей внутри частей A и B .

Наличие замкнутых контуров вносит некоторую сложность в определение экономии резервной мощности, так как в месте сечения замкнутого контура j может оказаться больше одной системообразующей связи.

В этом случае для определения экономии резервной мощности между системами, объединенных m -й системообразующей связью, следует составить систему линейных уравнений. С этой целью для каждого сечения j определяется экономия резерва по формуле (6) и составляется уравнение, включающее все составляющие экономии резерва, которые находятся в данном сечении j . При этом принимается, что во всех расчетных случаях экономия резерва мощности в прямом и обратном направлениях одинакова.

Для каждой системы объединения, любой его выделенной части и объединения в целом в зависимости от заданного состава и аварийности оборудования, его относительной крупности, показателей графика нагрузки и стоимости резервной мощности определяется величина аварийного резерва мощности без учета сетевых ограничений (концентрированная система) по универсальным характеристикам удельного резерва [1] или по программе [5]. Результаты расчетов для рассматриваемого примера приведены в таблице.

Для того, чтобы определить оптимальный аварийный резерв мощности, необходимо предварительно вычислить значение коэффициента K , входящего в формулу (1) и зависящего от соотношения стоимостных показателей в системообразующие связи и резервную мощность z^L/z^R .

Значение удельных приведенных затрат в резервную мощность для всех систем принято равным 20 руб/кВт.

В связи с тем, что стоимостные показатели системообразующих связей z^L на отдельных участках сети отличаются друг от друга, необходимо для всего объединения вычислить по формуле (2) средневзвешенные удельные затраты в системообразующие связи $z_{взв}^L$ для определения оптимальной величины резерва мощности во всем объединении с учетом экономических ограничений по сетям.

Так как в состав рассматриваемого многоузлового объединения входит замкнутый контур, то сначала по формуле (5) следует определить $z_{экв}^L$ для преобразования этого замкнутого контура в эквивалентный разомкнутый для всех возможных сечений j этого замкнутого контура:

$$z_{экв I}^L = \frac{(z_{23}^L \cdot z_{24}^L)(z_{23}^L + z_{24}^L + z_{34}^L)}{(z_{23}^L + z_{24}^L)(z_{23}^L + z_{34}^L)} = 5,6;$$

$$z_{экв II}^L = \frac{(z_{32}^L \cdot z_{34}^L)(z_{23}^L + z_{24}^L + z_{34}^L)}{(z_{32}^L + z_{34}^L)(z_{32}^L + z_{34}^L)} = 7,78;$$

$$z_{экв III}^L = \frac{(z_{42}^L \cdot z_{43}^L)(z_{23}^L + z_{24}^L + z_{34}^L)}{(z_{42}^L + z_{43}^L)(z_{42}^L + z_{43}^L)} = 7,78.$$

На следующем этапе для всех возможных сечений j данного объединения по формуле (3) определяются максимальные значения экономии резервной мощности ΔR_j^{\max} , численные значения которых приведены в таблице. Тогда

$$z_{взв}^L = 10,08.$$

Используя значение $z_{взв}^L$, можно определить соотношение удельных приведенных затрат в системообразующие сети и резервную мощность, в данном случае $z_{взв}^L/z^R = 0,504$.

Подготовив таким образом необходимый материал для дальнейших расчетов, по формуле (1) можно определить оптимальную величину аварийного резерва мощности во всем объединении.

Для этого по кривой $K = f_1(z^L/z^R)$, приведенной на рис. 1, определяется численное значение коэффициента K при $z_{взв}^L/z^R = 0,504$ (в нашем случае $K = 0,195$). Тогда оптимальный аварийный резерв мощности рассматриваемого объединения

$$R^{об} = 3,316.$$

Номер сечения	Условия деления объединения на части А—Б	Аварийный резерв мощностей для выделения частей объединения в результате сечения j , тыс. МВт		Экономия резервной мощности в месте сечения j , тыс. МВт
		$\frac{R_{Aj}^k}{R_{Bj}^k}$	$\frac{R_{Aj}^{об}}{R_{Bj}^{об}}$	
				$\frac{\Delta R_j^{\max}}{\Delta R_j} = \frac{R_{Aj}^k + R_{Bj}^k - R^k}{R_{Aj}^{об} + R_{Bj}^{об} - R^{об}}$
I	1,2 — 3,4,5	$\frac{1,417}{1,452}$	$\frac{2,010}{2,127}$	$\frac{0,277}{0,263}$
II	1,2,4,5 — 3	$\frac{2,586}{2,721}$	$\frac{0,8}{0,8}$	$\frac{0,236}{0,205}$
III	1,2,3 — 4,5	$\frac{2,010}{2,127}$	$\frac{1,417}{1,499}$	$\frac{0,277}{0,310}$
IV	1 — 2,3,4,5	$\frac{0,800}{2,709}$	$\frac{2,586}{0,800}$	$\frac{0,236}{0,193}$
V	1,2,3 — 5	$\frac{2,586}{2,672}$	$\frac{0,800}{0,800}$	$\frac{0,236}{0,156}$
VI	1,2,3,4,5	$\frac{3,15}{3,316}$		$\frac{0,850}{0,684}$

Примечание: в числителе приведены значения для концентрированных систем; в знаменателе — с учетом сетевых ограничений.

Для распределения вычисленного значения оптимального аварийного резерва мощности по системам данного объединения по формуле (11) необходимо предварительно определить экономию резервной мощности между всеми системами данного объединения, что можно сделать с помощью формулы (6).

Для этого по формуле (1) определяются численные значения аварийного резерва мощности с учетом сетевых ограничений в выделенных в результате сечения частях объединения A и B , а также — экономия резерва мощности ΔR_j в месте сечения j , по формуле (6). Например, для сечения j -IV $\Delta R_{IV}=0,193$ тыс. МВт. Результаты расчетов приведены в таблице.

Располагая известными значениями экономии резервной мощности в каждом j -м сечении данного объединения ΔR_j , можно определить экономию резервной мощности между системами рассматриваемого объединения ΔR_{mj} . С этой целью для всех расчетных сечений j составляется система уравнений:

$$\begin{aligned}\Delta R_{12} &= 0,193; \\ \Delta R_{23} + \Delta R_{24} &= 0,263; \\ \Delta R_{32} + \Delta R_{34} &= 0,205; \\ \Delta R_{43} + \Delta R_{42} &= 0,310; \\ \Delta R_{45} &= 0,156.\end{aligned}$$

Решив эту систему уравнений с помощью метода Гаусса, получим распределение экономии резервной мощности между системами, тыс. МВт:

ΔR_{12}	ΔR_{23}	ΔR_{24}	ΔR_{34}	ΔR_{45}	$\sum_j \Delta R_{mj}$
0,193	0,079	0,184	0,126	0,156	0,738

Для уточнения экономии резервной мощности вводится поправочный коэффициент $\varepsilon=0,927$. При этом экономия резервной мощности (в тысячах мегаватт) между системами может быть определена по выражению (10) ($\Delta R_{12}^{\text{об}}=0,179$):

$\Delta R_{12}^{\text{об}}$	$\Delta R_{23}^{\text{об}}$	$\Delta R_{24}^{\text{об}}$	$\Delta R_{34}^{\text{об}}$	$\Delta R_{45}^{\text{об}}$	$\sum_j \Delta R_{mj}$
0,179	0,073	0,171	0,117	0,144	0,684

Определив экономию резервной мощности между системами с учетом сетевых ограничений, можно по формуле (11) найти оптимальную величину резерва мощности в любой i -й энергосистеме с учетом сетевых ограничений, а по формуле (12) — оптимальную пропускную способность системообразующих связей. При этом необходимо отметить, что значения коэффициента γ могут быть определены только для тех удельных приведенных затрат в системообразующие связи, для которых определяется искомая величина пропускной способности.

Ниже приведены результаты расчетов оптимальной пропускной способности системообразующих связей и аварийного резерва мощности (в тысячах мегаватт).

$R_1^{\text{об}}$	$R_2^{\text{об}}$	$R_3^{\text{об}}$	$R_4^{\text{об}}$	$R_5^{\text{об}}$	$\sum_i R_i^{\text{об}}$	L_{12}	L_{23}	L_{24}	L_{34}	L_{45}
0,711	0,588	0,705	0,584	0,728	3,316	0,170	0,061	0,183	0,111	0,137

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лялик Г. Н., Урванцев В. И. Универсальные характеристики удельного аварийного резерва с учетом аварийности резервных агрегатов. — Труды ин-та «Энергосетьпроект», вып. 16. — М.: Энергия, 1979.
2. Иткин Б. А., Шадрин В. А. Построение модели анализа надежности сложной электроэнергетической системы с использованием аппроксимирующих кривых для описания случайных величин. — В кн.: Методические вопросы исследования надежности больших систем энергетики. — Иркутск, 1976, вып. 12.
3. Скиданов Н. И. Модель оптимизации надежности в ОЭС на основе метода деформируемого многогранника. — В кн.: Исследования и расчеты надежности энергосистем на этапах проектирования и эксплуатации (тезисы докладов республиканского семинара). — Фрунзе, 1978.
4. Туфанов В. А., Чукреев Ю. Я. Программа синтеза надежности ОЭС и ЕЭС при перспективном проектировании их развития. — В кн.: Резервирование в энергосистемах и вопросы повышения надежности при глубоких ограничениях (тезисы докладов республиканского семинара). — Фрунзе, 1981.
5. Волков Г. А. Расчет оптимального резерва активной мощности при проектировании развития энергосистем с помощью ЭЦВМ «Урал-2». — В кн.: Вопросы оптимального развития энергосистем и новые технические средства их защиты. — М.: Наука, 1970.

[24.11.83]

УДК 621.311.018.782.3.001.24

Усовершенствование волнового метода расчета

переходных электромагнитных процессов в электрических системах

ЛЕВИНА Л. С., ЛЬВОВ Ю. Н., СТУПЕЛЬ А. И., ЧЕРНОВА Ю. Р.

Москва

В волновом методе расчета переходных электромагнитных процессов в электрических сетях индуктивности и емкости, включенные в конце или начале линии на землю, приближенно замещаются фиктивными L - и C -линиями [1]. Время пробега волны вдоль фиктивной линии равно $\Delta\tau/2$ ($\Delta\tau$ — шаг расчета), волновое сопротивление L -линии $Z_L = \frac{L}{\Delta\tau/2}$, а C -линии — $Z_C = \frac{\Delta\tau/2}{C}$.

Конец L -линии включен на землю, конец C -линии — разомкнут. Погрешность расчета, возникающая при таком замещении, уменьшается с уменьшением шага

расчета $\Delta\tau$ [2]. Однако для сложных систем оценки погрешности и выбор на этой основе величины шага весьма затруднительны.

В данной статье развит новый подход к волновому методу расчета переходных электромагнитных процессов на основе записи уравнений узлов в виде уравнений в конечных разностях. Это позволяет ввести единое описание для любых узлов сети, в том числе и сложных, связывающих сети разных уровней напряжения, проанализировать погрешности традиционного волнового метода, базирующегося на замещении реактивных эле-

ментов фиктивными линиями и ввести в этот метод соответствующие уточнения.

Разностные уравнения простых узлов, включенных на землю. В волновом методе расчета линии с распределенными параметрами позволяют моделировать сеть рядом простых стандартных узлов, между которыми происходит обмен дискретными волнами. Схемы этих узлов приведены на рис. 1. Для каждого типа узлов можно записать точное разностное уравнение, связывающее переменные на границах шага. Значение прямой волны $U^+[n]$ известно только на границах шага. Предполагается, что в интервале $(n-1)\Delta\tau+0 \leq \tau \leq n\Delta\tau-0$ $U^+(\tau) = U^+((n-1)\Delta\tau+0)$. В результате получим ступенчатую форму прямой волны $U^+(\tau)$.

Для схемы рис. 1, а можно вычислить напряжение $U[n]$ и ток $i[n]$ преломленной волны:

$$U[n] = 2U^+[n] - Ri[n]; \quad (1)$$

$$i[n] = i[n-1]e^{-\Delta\tau/T} + \frac{2}{R}U^+[n-1](1 - e^{-\Delta\tau/T}), \quad (2)$$

где $R = \frac{1}{\Sigma y_i} = \frac{1}{y}$; y_i — волновая проводимость i -й ли-

нии, подходящей к узлу; $T = L/R$; $U^+[n] = \frac{\Sigma y_i u_i^+[n]}{\Sigma y_i}$.

Применяя к (1) и (2) Z-преобразование [3], получим, что напряжение узла

$$U(Z) = 2U^+(Z) \frac{Z-1}{Z - e^{-\Delta\tau/T}}. \quad (3)$$

Соответствующее разностное уравнение

$$U[n] = U[n-1]e^{-\Delta\tau/T} + 2U^+[n] - 2U^+[n-1]. \quad (4)$$

Обратная волна, движущаяся по i -й линии,

$$U_i^-[n] = U[n] - U_i^+[n]. \quad (5)$$

Погрешности расчета напряжения в узле и обратных волн по уравнениям (4) и (5) возникают лишь за счет замены непрерывно изменяющихся волн кусочно-постоянными (ступенчатыми) кривыми.

Ниже приведены разностные уравнения для схемы рис. 1, а в предположении, что индуктивность приближенно замещена L -линией:

$$U'[n] = 2U^+[n] \frac{y}{y+y_L} + 2U_L^+[n] \frac{y_L}{y+y_L}; \quad (6)$$

$$U_L^+[n] = -(U'[n-1] - U_L^+[n-1]); \quad (7)$$

штрих указывает на приближенность вычислений.

Применяя к (6) и (7) Z-преобразование и исключая $U_L^+(Z)$, получим

$$U'(Z) = 2U^+(Z) \frac{y}{y+y_L} \frac{Z-1}{Z - \frac{y-y_L}{y+y_L}}. \quad (8)$$

Из сравнения (3) и (8) следует

$$U(Z) = \frac{y+y_L}{y} U'(Z) \quad (9)$$

при условии

$$\frac{y-y_L}{y+y_L} = e^{-\Delta\tau/T}. \quad (10)$$

Из (10) получим

$$y_L = \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{1 + e^{-\Delta\tau/T}} y. \quad (11)$$

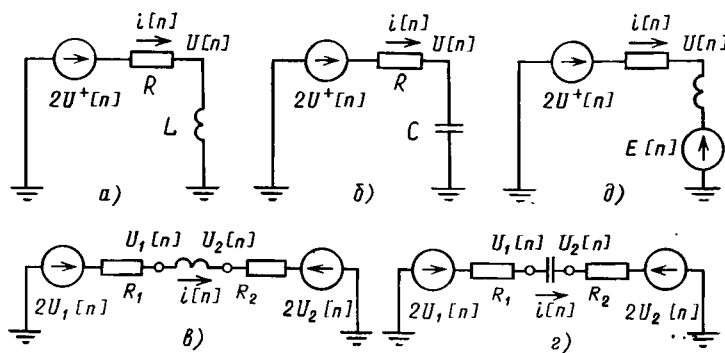


Рис. 1. Схемы стандартных узлов при расчете переходных электромагнитных процессов волновым методом

При малых относительно T значениях шага

$$e^{-\Delta\tau/T} \approx 1 - \frac{\Delta\tau}{T}$$

и

$$y_L = \frac{\Delta\tau}{2T} y. \quad (12)$$

Так как $y = 1/R$, а $T = L/R$, то из (12) получим

$$y_L = \frac{\Delta\tau/2}{L}, \text{ равное волновой проводимости } L\text{-линии [1].}$$

С учетом (11) коэффициент

$$\frac{y}{y+y_L} = \frac{1}{2} (1 + e^{-\Delta\tau/T}).$$

Вычисляемое по волновому методу [1] напряжение в узле

$$U'(Z) = \frac{2\Sigma y_i U_i^+(Z)}{\Sigma y_i}. \quad (13)$$

Согласно (9) точное значение напряжения

$$U(Z) = \frac{2\Sigma y_i U_i^+(Z)}{\frac{1}{2} (1 + e^{-\Delta\tau/T}) \Sigma y_i}. \quad (14)$$

Таким образом, в узлах с индуктивностью напряжения могут вычисляться по (13) с замещением индуктивности L -линией с волновой проводимостью, определяемой по (11), и эквивалентной проводимостью узла

$$y_a = \frac{1}{2} (1 + e^{-\Delta\tau/T}) \Sigma y_i. \quad (15)$$

Иными словами, традиционный метод сохраняется. Анализ разностных уравнений позволяет уменьшить погрешность расчета, выявить причины погрешности и устранить их за счет уточнения параметров L -линии и эквивалентной проводимости узла.

Для узла с емкостью, включенной на землю (рис. 1, б), напряжение можно записать в виде разностного уравнения:

$$U[n] = U[n-1]e^{-\Delta\tau/T} + 2U^+[n-1](1 - e^{-\Delta\tau/T}), \quad (16)$$

где $T = RC$.

Применяя к (16) Z-преобразование, получим

$$U(Z) = 2U^+(Z) \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{Z - e^{-\Delta\tau/T}}. \quad (17)$$

Аналогично можно записать разностное уравнение для узла с емкостью в предположении, что емкость

замещена C -линией. Применяя затем Z -преобразование, получим

$$U'(Z) = 2U^+(Z) \frac{y}{y+y_c} \frac{Z+1}{Z - \frac{y_c-y}{y_c+y}}. \quad (18)$$

Из сравнения (17) и (18) следует, что при замещении емкости C -линией нельзя добиться полного соответствия разностному уравнению путем выбора подходящих параметров схемы замещения.

Однако погрешность можно уменьшить, выполнив условие

$$\frac{y_c-y}{y_c+y} = e^{-\Delta\tau/T}. \quad (19)$$

Из (19) при $\Delta\tau \ll T$ может быть получена проводимость

$$y_c = \frac{C}{\Delta\tau/2},$$

равная волновой проводимости C -линии [1].

Используя (19), после несложных преобразований можно получить

$$U'(Z) = U^+(Z) \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{Z - e^{-\Delta\tau/T}} (Z+1). \quad (20)$$

На основании (17) и (20) весовые функции $H[n]$ и $H'[n]$, т. е. напряжения $U[n]$ и $U'[n]$ при $U^+[n] = 1, 0, 0, 0, \dots$, $U^+(Z) = 1$:

$$H[0] = 0; H[n] = 2(1 - e^{-\Delta\tau/T}) e^{-(n-1)\Delta\tau/T}; \quad (21)$$

$$H'[0] = 1 - e^{-\Delta\tau/T}; H'[n] =$$

$$= (1 - e^{-\Delta\tau/T}) \left(e^{-n\frac{\Delta\tau}{T}} + e^{-(n-1)\frac{\Delta\tau}{T}} \right), \quad n = 1, 2, \dots \quad (22)$$

Для $n > 0$ отношение члена последовательности $H'[n]$ к члену последовательности $H[n]$

$$\frac{H'(n)}{H(n)} = \frac{1}{2} (1 + e^{-\Delta\tau/T}). \quad (23)$$

При произвольном воздействии $U^+[m]$

$$U'[n] = 2 \sum_{m=0}^{n-1} U^+[m] H'[n-m] + 2H'(0) U^+[n]. \quad (24)$$

Из (24) следует, что погрешность будет сведена к минимуму, если скорректировать значение $H'[n-m]$ согласно (23). Это эквивалентно следующему выражению:

$$U'(Z) = U^+(Z) \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{Z - e^{-\Delta\tau/T}} \frac{Z+1}{\frac{1}{2}(1 + e^{-\Delta\tau/T})}, \quad (25)$$

для которого

$$H'(0) = 2 \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{1 + e^{-\Delta\tau/T}}, \quad H'[n] = H[n], \quad n = 1, 2, \dots \quad (26)$$

Из (26) следует, что аналогично случаю с индуктивностью эквивалентная проводимость узла с C -линией должна вычисляться согласно выражению (15). При этом накопление ошибки не происходит, так как $H'(n) = H'[n]$ для $n = 1, 2, \dots$. Погрешность, вызванная тем, что $H'(0) \neq 0$, имеет порядок $\Delta\tau/T$.

Разностные уравнения узлов, включенных в рассечку линии. При соединении сетей разных классов напряжения через трансформатор, замещенный реактивным сопротивлением рассеяния, необходим расчет случая с индуктивностью, включенной в рассечку линии (рис. 1, в). В [1] показано, что этот случай может быть сведен к индуктивности, включенной на землю, т. е. к случаю,

рассмотренному ранее. Если же не использовать замещение L -линией, то напряжения в узлах, примыкающих к индуктивности, могут быть вычислены по следующим разностным уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} U_{(1)}[n] &= 2U_{(1)}^+[n] + U_{(1)}[n-1] e^{-\Delta\tau/T} - \\ &\quad - 2\varepsilon_{(1)}U_{(1)}^+[n-1] + 2\varepsilon_{(2)}U_{(2)}^+[n-1]; \\ U_{(2)}[n] &= 2U_{(2)}^+[n] + U_{(2)}[n-1] e^{-\Delta\tau/T} - \\ &\quad - 2\chi_{(2)}U_{(2)}^+[n-1] + 2\chi_{(1)}U_{(1)}^+[n-1], \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

где

$$\varepsilon_{(1)} = 2 \left[e^{-\Delta\tau/T} + \frac{R_{(1)}(1 - e^{-\Delta\tau/T})}{R_{(1)} + R_{(2)}} \right];$$

$$\varepsilon_{(2)} = 2 \frac{R_{(1)}}{R_{(1)} + R_{(2)}} (1 - e^{-\Delta\tau/T});$$

$$\chi_{(1)} = 2 \left[e^{-\Delta\tau/T} + \frac{R_{(2)}(1 - e^{-\Delta\tau/T})}{R_{(1)} + R_{(2)}} \right];$$

$$\chi_{(2)} = 2 \frac{R_{(2)}}{R_{(1)} + R_{(2)}} (1 - e^{-\Delta\tau/T}).$$

Для емкости, включенной в рассечку линии (схема продольной компенсации рис. 1, в), в [1] показано, что этот случай также может быть сведен к емкости, включенной на землю, т. е. к случаю, рассмотренному ранее. Если же не использовать замещение C -линией, то напряжения в узлах, примыкающих к емкости, могут быть вычислены по следующим разностным уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} U_{(1)}[n] &= U_{(1)}[n-1] e^{-\Delta\tau/T} + U_{(1)}^+[n] - \\ &\quad - (1 + 2e^{-\Delta\tau/T}) U_{(1)}^+[n-1] + U_{(2)}^+[n]; \\ U_{(2)}[n] &= U_{(2)}[n-1] e^{-\Delta\tau/T} + U_{(2)}^+[n] - \\ &\quad - (1 + 2e^{-\Delta\tau/T}) U_{(2)}^+[n-1] + U_{(1)}^+[n]. \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

Разностные уравнения для узлов с источниками э. д. с. В узле с источником э. д. с., присоединенным через индуктивность к сети (рис. 1, д), при $U^+(\tau) = 0$ составляющая напряжения узла, создаваемая э. д. с. $e_1(\tau) = 1(\tau)$,

$$U_{E1}(\tau) = 1(\tau) - e^{-\tau/T}.$$

Дискретные значения напряжения $U_{E1}[n] = 1[n] - e^{-n\Delta\tau/T}$

$$\text{или } U_{E1}(Z) = \frac{Z}{Z-1} - \frac{Z}{Z - e^{-\Delta\tau/T}}.$$

Учитывая, что $E_1(Z) = \frac{Z}{Z-1}$, получим для произвольной э. д. с. $E(Z)$ напряжение

$$U_E(Z) = \frac{U_{E1}(Z)(Z-1)}{Z} E(Z) = \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{Z - e^{-\Delta\tau/T}} E(Z). \quad (29)$$

При $U^+(\tau) \neq 0$ напряжение узла

$$U(Z) = 2 \frac{Z-1}{Z - e^{-\Delta\tau/T}} U^+(Z) + \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{Z - e^{-\Delta\tau/T}} E(Z). \quad (30)$$

Переходя от (30) к разностному уравнению, получим

$$U[n] = U[n-1] e^{-\Delta\tau/T} + 2U^+[n] - 2U^+[n-1] + E[n-1] (1 - e^{-\Delta\tau/T}). \quad (31)$$

В [1] узел с источником э. д. с., включенном последовательно с индуктивностью, эквивалентуется узлом с источником тока I и индуктивностью, включенной на

землю. В расчет вводятся дискретные значения $I[n]$, т. е. $I(\tau)$ замещается ступенчатой кривой. Такое замещение вносит погрешность, так как, во-первых, ступенчатая кривая тока не соответствует ступенчатой кривой э.д.с. (при обратном переходе от источника тока к источнику э.д.с. дифференцированием получим серию δ -функций) и, во-вторых, скачки в кривой э.д.с. не приводят к скачкам в напряжении узла, а скачки в кривой тока — приводят. Рассматриваемая погрешность мала, если напряжение узла, полученное при приложении к узлу э.д.с., представленной серией δ -импульсов, мало отличается от напряжения, полученного при приложении ступенчатой кривой э.д.с. Весовая функция узла $h(\tau) = \frac{1}{T} e^{-\tau/T}$.

Вклад в напряжение $U(\tau)$ «ступеньки» $E(v)$ длительностью $\Delta\tau$, приложенной в момент v ,

$$\Delta U_v(\tau) = \int_v^{v+\Delta\tau} E(v) h(\tau-v) dv = E_v (e^{\Delta\tau/T} - 1) e^{-\frac{v-\tau}{T}}.$$

Если $\Delta\tau \ll T$, то

$$\Delta U_v(\tau) \approx \Delta\tau E_v \frac{1}{T} e^{-\frac{\tau-v}{T}},$$

т. е. значение $\Delta U_v(\tau)$ такое же, как и при приложении в момент v δ -импульса с интенсивностью $\Delta\tau E_v$. Величина шага расчета должна быть по крайней мере на порядок меньше минимальной постоянной времени T сети.

Напряжение узла в схеме рис. 1, ∂

$$U(Z) = 2U^+(Z) \frac{Z-1}{Z-e^{-\Delta\tau/T}} + I(Z) \frac{1}{y} \frac{Z-1}{Z-e^{-\Delta\tau/T}}. \quad (32)$$

При замещении индуктивности L -линией напряжение

$$U'(Z) = 2U^+(Z) \frac{Z-1}{Z-\frac{y-y_L}{y+y_L}} \frac{y}{y+y_L} + I(Z) \frac{1}{y+y_L} \frac{Z-1}{Z-\frac{y-y_L}{y+y_L}}. \quad (33)$$

Из сравнения (32) и (33) следует, что при соблюдении условий (11) и (15) удастся избежать дополнительной погрешности при переходе от схемы с индуктивностью к схеме с L -линией.

Представление источников э.д.с. При вычислении напряжений в узлах по разностным уравнениям возникает погрешность за счет замены синусоидальных э.д.с. источников E_p ступенчатой э.д.с. $E_{ст}$. Можно записать, что

$$E_p = \frac{1}{2} E_M (e^{j\omega_0\tau} - e^{-j\omega_0\tau}), E_{ст} = \frac{1}{2} E_M (e^{j\omega_0 n \Delta\tau} - e^{-j\omega_0 n \Delta\tau}),$$

где ω_0 — промышленная частота.

При воздействии синусоидальной э. д. с. напряжение в узле с источником, присоединенным через индуктивность к сети рис. 1, ∂ , в дискретные моменты времени

$$U_p[n] = \frac{1}{2} E_M \frac{1}{1+j\omega_0 T} (e^{j\omega_0 n \Delta\tau} - e^{-n \Delta\tau/T}) + \frac{1}{2} E_M \frac{1}{1+j\omega_0 T} (e^{-j\omega_0 n \Delta\tau} - e^{-n \Delta\tau/T}). \quad (34)$$

При воздействии ступенчатой э. д. с. напряжение в узле в соответствии с (29)

$$U_{ст}[n] = \frac{1}{2} E_M \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{e^{-\Delta\tau/T} - e^{j\omega_0 \Delta\tau}} [e^{-n \Delta\tau/T} - e^{nj\omega_0 \Delta\tau}] + \frac{1}{2} E_M \frac{1 - e^{-\Delta\tau/T}}{e^{-\Delta\tau/T} - e^{-j\omega_0 \Delta\tau}} [e^{-n \Delta\tau/T} - e^{-nj\omega_0 \Delta\tau}]. \quad (35)$$

Обозначив первые слагаемые в (34) и (35) через $\dot{U}_p(n)$ и $\dot{U}_{ст}(n)$ соответственно, получим отношение

$$\rho = \frac{\dot{U}_p(n)}{\dot{U}_{ст}(n)} = \frac{e^{j\omega_0 \Delta\tau} - e^{-\Delta\tau/T}}{(1+j\omega_0 T)(1-e^{-\Delta\tau/T})} = \rho e^{j\psi}, \quad (36)$$

которое не зависит от n и $\lim_{\Delta\tau \rightarrow 0} \rho = 1$. Можно записать, что

$$U_p[n] = \rho [U_{ст}[n] e^{j\psi} + \dot{U}_{ст}[n] e^{-j\psi}], \quad (37)$$

где $*$ — обозначение комплексно-сопряженной величины.

Из (37) следует, что если заменить синусоидальную э. д. с. $E_p(\tau)$ расчетной э. д. с. $\dot{E}(\tau) = \rho \dot{E}_p(\tau) e^{j\psi}$, то расчетные значения напряжения $U_E[n]$ на границах шага, создаваемые э. д. с. $E(\tau)$, будут совпадать с реальными. Из (36) следует

$$\rho = \frac{1}{1 - e^{-\Delta\tau/T}} \sqrt{\frac{1 - 2e^{-\Delta\tau/T} \cos^2 \omega_0 \Delta\tau + e^{-2\Delta\tau/T}}{1 + \omega_0^2 T}};$$

$$\psi = \arctg \frac{e^{-\Delta\tau/T} \sin \omega_0 \Delta\tau}{1 - e^{-\Delta\tau/T} \cos \omega_0 \Delta\tau} + \omega_0 \Delta\tau - \arctg \omega_0 T.$$

Замещение прямой волны кусочно-линейной кривой. После введения напряжения $U_E[n]$ в узлах с э.д.с. и разностных уравнений (или эквивалентных им модулей узлов с индуктивностью и емкостью) единственным источником погрешности волнового метода является замена действительной кривой $U^+(n)$ ступенчатой.

Для уменьшения этой погрешности целесообразно представить действительную кривую $U^+(\tau)$ на интервале шага линейным приближением. Очевидно, что на тех шагах, где отсутствуют скачки $U^+(\tau)$, такое приближение лучше ступенчатого. Если же на границе шага возникает скачок, то применение линейного приближения сглаживает фронт скачка, создавая некоторую погрешность. Учитывая, однако, что вертикальные фронты волн в системе все равно сглаживаются при пробеге вдоль линии, возникающую погрешность можно допустить. Для линейного приближения выведено разностное уравнение применительно к схеме рис. 1, a . Напряжение внутри шага расчета

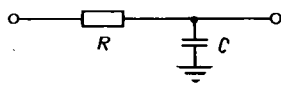
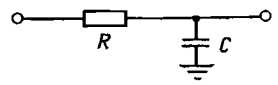
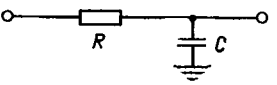
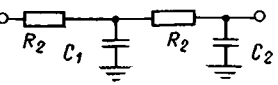
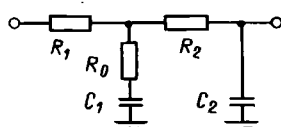
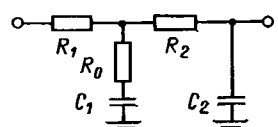
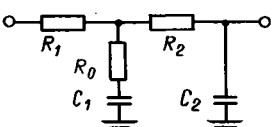
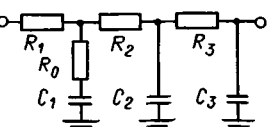
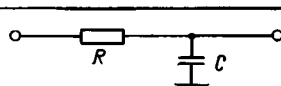
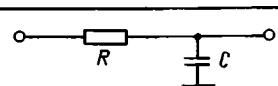
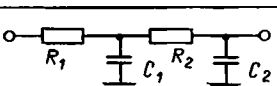
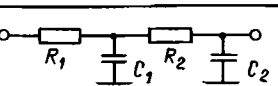
$$U^+(\tau) = U^+(n-1) + \frac{U^+(n) - U^+(n-1)}{\Delta\tau} \tau = U^+(n-1) + \alpha\tau.$$

При таком напряжении

$$i_{л}[n] = i_{л}[n-1] e^{-\Delta\tau/T} + \frac{2}{R} U^+[n-1] (1 - e^{-\Delta\tau/T}) + \frac{2}{R} \xi [U^+[n] - U^+[n-1]]; \quad (38)$$

$$U_{л}[n] = 2U^+[n] - Ri[n], \quad (39)$$

где индекс «л» означает линейное представление напряжений волн внутри шага.

Номинальное напряжение ВЛ	Длина участков ВЛ			
	25 км	50 км	100 км	200 км
330 кВ	 $T=RC=0,316 \cdot 10^{-1} c$	 $T=RC=0,63 \cdot 10^{-1} c$	 $T=RC=0,132 \cdot 10^{-3} c$	 $T_1=R_1 C_1=0,229 \cdot 10^{-3} c$ $T_2=R_2 C_2=0,69 \cdot 10^{-4} c$
500 кВ	 $T_0=R_0 C_1=0,122 \cdot 10^{-2} c$ $T_1=R_1 C_1=0,3 \cdot 10^{-4} c$ $T_2=R_2 C_2=0,333 \cdot 10^{-4} c$	 $T_0=R_0 C_1=0,953 \cdot 10^{-3} c$ $T_1=R_1 C_1=0,47 \cdot 10^{-4} c$ $T_2=R_2 C_2=0,715 \cdot 10^{-4} c$	 $T_0=R_0 C_1=0,435 \cdot 10^{-3} c$ $T_1=R_1 C_1=0,92 \cdot 10^{-4} c$ $T_2=R_2 C_2=0,132 \cdot 10^{-3} c$	 $T_0=R_0 C_1=0,256 \cdot 10^{-2} c$ $T_1=R_1 C_1=0,24 \cdot 10^{-3} c$ $T_2=R_2 C_2=0,1565 \cdot 10^{-3} c$ $T_3=R_3 C_3=0,136 \cdot 10^{-3} c$
750 кВ	 $T=RC=0,33 \cdot 10^{-4} c$	 $T=RC=0,692 \cdot 10^{-3} c$	 $T_1=R_1 C_1=0,132 \cdot 10^{-3} c$ $T_2=R_2 C_2=0,398 \cdot 10^{-4} c$	 $T_1=R_1 C_1=0,229 \cdot 10^{-3} c$ $T_2=R_2 C_2=0,1 \cdot 10^{-3} c$

Из уравнения (39) следует:

$$i_n[n-1] = \frac{1}{R} [2U^+[n-1] - U_n[n-1]]. \quad (40)$$

Подставляя в (38) значение тока из (39) и (40), получим:

$$U_n[n] = U_n[n-1] e^{-\Delta\tau/T} + 2U^+[n] (1-\zeta) - 2U^+[n-1] (1-\zeta); \quad (41)$$

$$U_n(Z) = 2U^+(Z) \frac{Z-1}{Z - e^{-\Delta\tau/T}} (1-\zeta). \quad (42)$$

С учетом (3) и (14)

$$U_n(Z) = \frac{(1-\zeta) 2 \sum y_i U_i^+(Z)}{\frac{1}{2} (1 + e^{-\Delta\tau/T}) \sum y_i}. \quad (43)$$

Таким образом, переход к линейному приближению сводится к вычислению эквивалентной проводимости узла по выражению

$$y_a = \frac{1 + e^{-\Delta\tau/T}}{2 \frac{T}{\Delta\tau} (1 - e^{-\Delta\tau/T})} \sum y_i.$$

Повышение точности расчетов достигается без дополнительных вычислений.

Учет эквивалентного затухания и искажения волн по каналам последовательностей линии электропередачи. Для учета эквивалентного затухания и искажения волны по каналу нулевой последовательности при ее пробеге от начала до конца канала линии применены RC-цепочки, параметры которых определяются по методике, изложенной в [4]. В таблице приведены параметры RC-цепочек для линии электропередачи 330—750 кВ для участков ВЛ длиной 25; 50; 100 и 200 км по каналам нулевой последовательности.

Сопоставление экспериментальных и расчетных значений переходных токов короткого замыкания. Для оценки достоверности расчетов переходных электромагнитных процессов волновым методом проведено сопоставление экспериментальных и расчетных значений

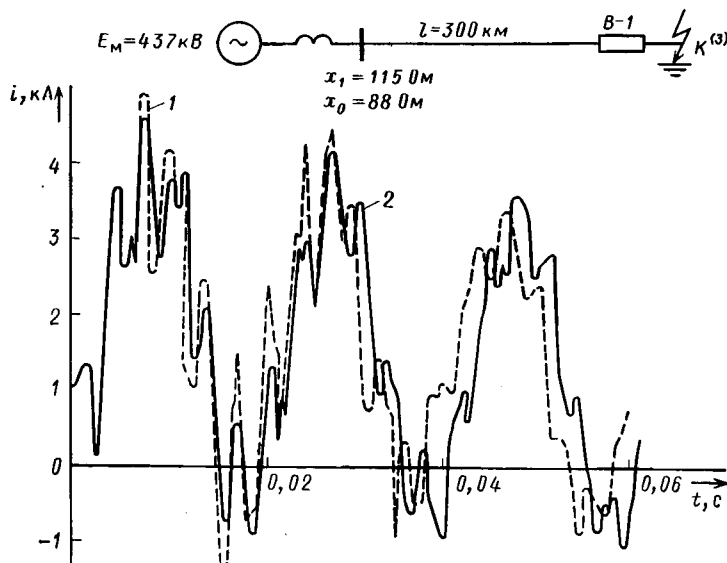


Рис. 2. Расчетные и экспериментальные значения токов трехфазного короткого замыкания на участке линии электропередачи 500 кВ Москва — Волжская ГЭС: 1 — экспериментальная кривая тока в фазе C; 2 — расчетная кривая в фазе C

переходных токов короткого замыкания. С этой целью на выделенном участке линии электропередачи 500 кВ Волжская ГЭС — Москва длиной 302 км осуществлено трехфазное короткое замыкание на землю путем включения на трехфазную металлическую закоротку, присоединенную к земле выключателем B=1 (рис. 2)*.

В качестве источников питания для опытов были выделены два блока из шести гидрогенераторов и двух трансформаторов с расщепленными обмотками со стороны Волжской ГЭС. Для исключения погрешности транс-

* В проведении опытов коротких замыканий на передаче 500 кВ принимал участие сотрудник ПО «Дальние передачи» В. В. Ильиничин.

форматоров тока при осциллографировании переходных токов короткого замыкания запись процесса со стороны заземления конца линии была выполнена с помощью шунтов. Разброс фаз выключателя при включении на короткое замыкание относительно фазы A согласно имеющимся осциллограммам составил:

$\varphi_{AB}=0,628$ рад; $\varphi_{AC}=0,053$ рад; начальная фаза включения $\varphi_A=1,4$ рад. Расчетные и экспериментальные значения переходного тока короткого замыкания в фазе C линии приведены на рис. 2. Из этого рисунка видно, что экспериментальные и расчетные значения тока короткого замыкания согласуются удовлетворительно.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Расчет переходных процессов в электрических системах на ЭЦВМ/А. И. Долгинов, Л. С. Левина, А. И. Ступель, В. С. Шатин. — М.: Энергия, 1968.
2. Долгинов А. И. Техника высоких напряжений в электроэнергетике. — М.: Энергия, 1968.
3. Дёж Г. Руководство к практическому применению преобразования Лапласа и Z-преобразования. — М.: Наука, 1971.
4. Ступель А. И., Львов Ю. Н., Левина Л. С. Моделирование на ЦВМ частотных характеристик линии при расчете переходных процессов волновым методом. — Электричество, 1972, № 1.

[23.12.83]

УДК 621.314.1.018.782.3.001.24

Приближенный метод исследования переходных процессов в сложных преобразовательных системах

АНТОНОВ Б. М., канд. техн. наук,

ЛАБУНЦОВ В. А., доктор техн. наук, СЛУЧАНКО Е. И., инж.

Институт высоких температур АН СССР

В настоящее время большое внимание уделяется разработке сложных преобразовательных систем, необходимых для передачи электроэнергии постоянного тока от мощных многоэлектродных МГД-генераторов в трехфазную сеть промышленной частоты [1]. Эти системы могут состоять из десятков вентильных преобразователей, соединенных последовательно-параллельно относительно канала МГД-генератора и работающих параллельно на сеть переменного тока. Для повышения надежности работы системы, снижения ее стоимостных и массо-габаритных показателей необходимо знание переходных процессов.

Известны различные методы исследования переходных процессов в вентильных преобразовательных системах, например [2 и 3]. Методы, основанные на точном представлении исследуемой системы, являются трудоемкими в связи с необходимостью решения системы дифференциальных уравнений высокого порядка. Области применения различных приближенных методов зависят от принятых допущений. Но и приближенные методы при анализе сложных преобразовательных систем не избавляют исследователей от решения дифференциальных уравнений достаточно высокого порядка [4].

В данной статье описан новый приближенный метод исследования переходных процессов в сложных преобразовательных системах, позволяющий свести задачу к решению дифференциального уравнения, максимальный порядок которого обусловлен только порядком одной преобразовательной цепью рассматриваемой системы. Метод основан на использовании выражения, записанного для операторной схемы замещения системы по методу узловых напряжений и имеющего следующий вид [5]:

$$U_{k0}(p) \sum_{m=0}^{q-1} Y_{km} \sum_{m=0}^{q-1} Y_{km}(p) U_{m0}(p) = \sum_{m=0}^{q-1} Y_{km}(p) E_{km}(p), \quad (1)$$

где q — число узлов; k — номер узла, напряжение на котором $U_{k0}(p)$ относительно произвольно выбранного опорного узла, имеющего индекс «0», определяется с помощью (1); при $k=1, 2, \dots, q-1$ получаем систему уравнений, из которой определяем напряжения узлов относительно опорного; $m=0, 1, 2, \dots, q-1$ номера остальных узлов ($m \neq k$); $Y_{km}(p)$ — операторная проводимость ветвей между k -м и m -м узлами; $E_{km}(p)$ — операторная э.д.с. источника, включенного в ветви между k -м и m -м узлами.

Узловые напряжения $U_{k0}(p)$ и $U_{m0}(p)$ имеют положительное направление от k -го или m -го узла к опорному узлу; $U_{km}(p) = U_{k0}(p) - U_{m0}(p)$. Оригинал правой части выражения (1) находится, как обычно, по теореме разложения, а к левой части применяется теорема свертывания (Бореля) с последующим решением интегральных сверток с помощью одного из известных методов численного вычисления определенных интегралов (формулы прямоугольников, трапеций, парабол и т.д.).

В качестве примера использования метода рассмотрим систему, состоящую из n ведомых сеть инверторов, параллельно подключенных к источнику постоянного тока, имеющему э.д.с. E_r и конечное внутреннее сопротивление R_r (рис. 1). К такой схеме приводится система из n инверторов, подключенных своими одноименными полюсами к близким токоємным зонам диагонального МГД-канала, если принять, что в схеме замещения поперечные сопротивления между этими зонами много больше продольного сопротивления канала R_r [6]. Инверторы могут иметь продольную емкостную компенсацию реактивной мощности либо работать без компенсации ($C=\infty$).

Операторная схема замещения каждого такого инвертора найдена в [7]. Используя эти схемы замещения, получим схему замещения исследуемой системы, изображенную на рис. 2, где приняты следующие обозначения: i_r — ток источника постоянного тока ИПТ; U_{di} — входное напряжение i -го инвертора; i_{di} — входной ток

i -го инвертора; $Z_{di}(p) = pL_{di} + R_{di}$ — операторное сопротивление цепи постоянного тока i -го инвертора; L_{di} — индуктивность сглаживающего дросселя i -го инвертора; R_{di} — активное сопротивление цепи постоянного тока i -го инвертора; $K_i \operatorname{Re} Z_i(p + j\omega) = K_i p \left[\frac{1}{C_i(p^2 + \omega^2)} + L_i \right]$ — операторное сопротивление цепи переменного тока, приведенное к цепи постоянного тока i -го инвертора; C_i — фазная емкость конденсатора продольной компенсации реактивной мощности i -го инвертора; L_i — фазная индуктивность рассеяния трансформатора i -го инвертора, приведенная к схемной обмотке; $K_i = \frac{18}{\pi^2} \frac{\sin \gamma_i}{\gamma_i}$ — коэффициент приведения для i -го инвертора; γ_i — угол коммутации i -го инвертора; $E_{di} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} E_{m\phi i} [\cos \alpha_i + \cos(\alpha_i + \gamma_i)]$ — среднее значение э.д.с. i -го инвертора; $E_{m\phi i}$ — амплитуда фазной э.д.с. сети i -го инвертора; α_i — угол управления i -го инвертора.

При анализе приняты следующие допущения: 1) вентили идеальные; 2) ток дросселя непрерывен; 3) угол коммутации γ_i в течение переходного процесса не пре-

вышает 60° (при этом изменение γ_i незначительно влияет на характер переходного процесса [8]; 4), угол регулирования α_i в течение переходного процесса остается постоянным и может принимать фиксированные значения от 0 до 180° ; 5) э.д.с. сети симметричны по фазам, операторные сопротивления фаз равны.

Для операторной схемы замещения, изображенной на рис. 2, можно записать следующую систему дифференциальных уравнений

$$U_{10}(p) \sum_{i=0}^n G_i(p) = \sum_{i=0}^n E_i(p) G_i(p); \quad (2)$$

$$I_i(p) = U_{10}(p) G_i(p) - E_i(p) G_i(p); \quad (3)$$

$$I_0(p) = \sum_{i=1}^n I_i(p), \quad (4)$$

где $I_0(p) = I_r(p)$; $E_0(p) = E_r(p)$, $G_0(p) = 1/R_r$ — ток, э.д.с. и внутренняя проводимость ветви с генератором, которой присвоен индекс «0»; $I_i(p)$, $E_i(p)$, $G_i(p) = 1/Z_i(p)$ — операторные ток, э.д.с. и проводимость i -й ветви системы ($i=1, 2, \dots, n$).

В развернутом виде операторная проводимость $G_i(p)$ имеет вид

$$G_i(p) = \frac{1}{R_{di} + pL_{di} + \frac{18}{\pi^2} \frac{\sin \gamma_i}{\gamma_i} p \left[\frac{1}{C_i(p^2 + \omega^2)} + L_i \right]}. \quad (5)$$

Для реальных параметров рассматриваемой системы два из трех корней характеристического уравнения (5) являются комплексно сопряженными x_{1i} , $x_{2i} \pm j\omega_i$, тогда проводимость i -й ветви можно записать в виде

$$G_i(p) = \frac{p^2 + \omega_i^2}{(p - x_{1i})[(p - x_{2i})^2 + \omega_i^2]}. \quad (6)$$

Для нахождения оригиналов выражений (2) — (4) применим формулу разложения к произведениям, содержащим известные сомножители $E_i(p) G_i(p)$, а к произведениям, содержащим искомое значение Узлового напряжения $U_{10}(p)$, применим теорему Бореля. В результате получим:

$$\int_0^t U_{10}(\tau) \sum_{i=0}^n G_i(t - \tau) d\tau = \frac{E_0}{R_0} + \sum_{i=1}^n \left[\frac{B_i(0)}{A_i(0)} + \frac{B_i(x_{1i}) e^{x_{1i}t}}{x_{1i} A_i'(x_{1i})} + 2 \operatorname{Re} \frac{B_i(x_{2i} + j\omega_i) e^{t(x_{2i} + j\omega_i)}}{(x_{2i} + j\omega_i) A_i'(x_{2i} + j\omega_i)} \right]; \quad (7)$$

$$i_i(t) = \int_0^t U_{10}(t) G_i(t - \tau) d\tau - \left[\frac{B_i(0) B_i(x_{1i}) e^{x_{1i}t}}{A_i(0) x_{1i} A_i'(x_{1i})} + 2 \operatorname{Re} \frac{B_i(x_{2i} + j\omega_i) e^{t(x_{2i} + j\omega_i)}}{(x_{2i} + j\omega_i) A_i'(x_{2i} + j\omega_i)} \right]; \quad (8)$$

$$i_0(t) = E_0/R_0 - U_{10}(t)/R_0, \quad (9)$$

где $B_i(p_i) = E_i(p_i^2 + \omega_i^2)$; $A_i(p) = (p - x_{1i}) \times [(p - x_{2i})^2 + \omega_i^2]$; $B_i(0) = E_i \omega_i^2$; $A_i(0) = -x_{1i}(x_{2i}^2 + \omega_i^2)$; $A_i'(p_i) = (p_i - x_{2i})^2 + \omega_i^2 + 2(p_i - x_{1i})(p_i - x_{2i})$.

Для нахождения из системы уравнений (7) — (9) напряжения $U_{10}(t)$ применим к левой части уравнения (7) любой из известных приближенных методов вычис-

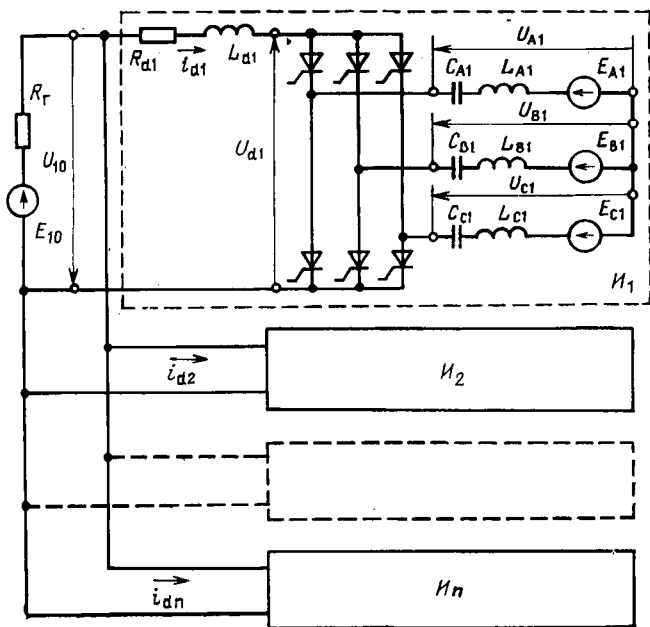


Рис. 1. Электрическая схема системы, состоящей из n преобразователей с продольной компенсацией, взаимосвязанных по цепи постоянного тока

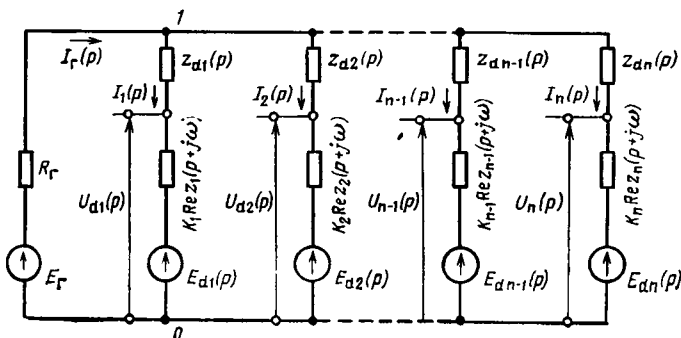


Рис. 2. Схема замещения системы, состоящей из n взаимосвязанных по цепи постоянного тока инверторов

ления определенных интегралов. В данной статье для нахождения $U_{10}(t)$ к левой части равенства (7) применялась формула прямоугольников, что позволяет упростить вычисления. После применения формулы прямоугольников имеем:

$$U_{10}(Nh) = \frac{\frac{E_0}{R_0} + \sum_{i=1}^n [I_{yi} + H_{1i} e^{x_{1i} Nh} + F_i e^{x_{2i} Nh} \sin(\omega_i Nh + \varphi_i)]}{1/R_0 + h \sum_{i=1}^n (N_{1i} + N_{2i})/L_{\partial i}} - h \frac{\sum_{i=1}^n \sum_{M=1}^{N-1} U_{10}(Mh) \{N_{1i} e^{x_{1i} h(N-M)} + \rightarrow$$

$$\rightarrow + V_i e^{x_{2i} h(N-M)} \sin[\omega_i h(N-M) + \psi_i]\}}{1/R_0 + h \sum_{i=1}^n (N_{1i} + N_{2i})/L_{\partial i}}; \quad (10)$$

$$i_i(Nh) = h \sum_{M=1}^N U_{10}(Mh) \{N_{1i} e^{x_{1i} h(N-M)} + + v_i e^{x_{2i} h(N-M)} \sin[\omega_i h(N-M) + \psi_i]\} - [I_{yi} + + H_{1i} e^{x_{1i} Nh} + F_i e^{x_{2i} Nh} \sin(\omega_i hN + \varphi_i)]; \quad (11)$$

$$i_0(Nh) = E_0/R_0 - U_{10}(Nh)/R_0, \quad (12)$$

где h — шаг интегрирования; N — номер точки на интервале интегрирования; $t = Nh$; M — номер сдвинутой точки на интервале интегрирования; $\tau = Mh$; $I_{yi} = -\frac{E_i \omega_i^2}{x_{1i} N_i L_{\partial i}}$;

$$H_{1i} = N_{1i}/x_{1i}; N_{1i} = (x_{1i}^2 + \omega_i^2) / [(G_i^2 + \omega_i^2) L_{\partial i}];$$

$$G_i = x_{1i} - x_{2i}; V_i = \sqrt{N_{2i}^2 + N_{3i}^2}; \psi_i = \arctg \frac{N_{2i}}{N_{3i}};$$

$$N_{2i} = (2x_{2i} G_i + D_i) / (G_i L_{\partial i}); D_i = x_{2i}^2 + \omega_i^2 - \omega_i^2; G_i = + G_i^2 + \omega_i^2; N_{3i} = (2x_{2i} \omega_i^2 - G_i D_i) / (\omega_i G_i L_{\partial i});$$

$$F_i = \sqrt{H_{2i}^2 + H_{3i}^2}, \varphi_i = \arctg \frac{H_{2i}}{H_{3i}}; H_{2i} = E_i (x_{2i} N_{2i} - - \omega_i N_{3i}) / (N_i L_{\partial i}); N_i = x_{2i}^2 + \omega_i^2; H_{3i} = E_i (N_{2i} \omega_i + + N_{3i} x_{2i}) / (N_i L_{\partial i}); L_{\partial i} = L_{di} + K_i L_i.$$

Таким образом, получены во временной области удобные в практическом применении результирующие выражения искомых усредненных величин, описывающие переходные процессы в рассматриваемой системе. При этом видно, что при исследовании системы пришлось решать вместо дифференциального уравнения 3-го порядка всего лишь уравнение третьего порядка, что соответствует порядку одной преобразовательной цепи схемы замещения (рис. 2).

Следует отметить, что практически при расчете данной системы более весомый вклад (около 70—80 %) вносит первый член правой части уравнения (10) (характеризующий так называемый задающий ток [5]). Поэтому при расчете второго члена правой части уравнения (10), вклад которого составляет 20—30 %, погрешность при использовании формулы прямоугольников при заданном шаге интегрирования, определяе-

мая по известной формуле

$$\Delta S = h (U_{10}(Nh) - U_{10}(0)),$$

составляет 10 %, а общая ошибка расчетов по усредненным величинам составит всего лишь 2—3 %. Формулы трапеций или парабол (Симпсона) дают возможность при той же величине шага интегрирования получать характеристики переходного процесса в рассматриваемой системе с еще большей точностью.

Как следует из общего уравнения (1), данный метод пригоден не только для анализа схем с двумя узлами (типа схемы на рис. 2, рассмотренной в качестве примера), но и для схем с более сложной топологией. При этом точность расчетов, определяемая по-прежнему точностью применяемой формулы приближенного численного интегрирования для вычисления интегральных сверток, остается весьма высокой. Подробный анализ схем с произвольной топологией выходит за рамки настоящей статьи.

Следует также отметить, что при исследовании переходных процессов в сложных электрических цепях данным методом отпадает необходимость в решении дифференциальных уравнений выше второго порядка, а значит, отпадает необходимость каким-либо из приближенных методов находить и исследовать корни характеристического уравнения высокого порядка.

Если в системе, схема которой изображена на рис. 1, отсутствуют конденсаторы продольной компенсации реактивной мощности, то операторное сопротивление i -й ветви на рис. 2 имеет вид:

$$Z_i(p) = p L_{\partial i} + R_{di}. \quad (13)$$

В этом случае оригиналы выражений (2) и (3) после применения формулы прямоугольников заметно упрощаются:

$$U_{10}(Nh) = \frac{\frac{E_0}{R_0} + \sum_{i=1}^n \left[\frac{E_i}{R_i} (1 - e^{x_i hN}) - h \sum_{M=1}^{N-1} U_{10}(Mh) \frac{e^{x_i h(N-M)}}{L_{\partial i}} \right]}{1/R_0 + h \sum_{i=1}^n 1/L_{\partial i}}; \quad (14)$$

$$i_i(Nh) = h \frac{e^{x_i hN}}{L_{\partial i}} \sum_{M=1}^N U_{10}(Mh) e^{-x_i hM} - - \frac{E_i}{R_i} (1 - e^{x_i hN}), \quad (15)$$

где $x_i = -R_{di}/L_{\partial i}$.

Для иллюстрации и оценки точности предлагаемого метода проведены численные расчеты и экспериментальные исследования переходных процессов в двух системах, состоящих из подключенных к общему источнику постоянного тока E_0 с внутренним сопротивлением R_0 а) двух инверторов с продольной компенсацией; б) трех инверторов без компенсации.

Для первого случая выражения (10) и (11) примут вид:

$$U_{10}(Nh) = \frac{\frac{E_0}{R_0} + \sum_{i=1}^2 [I_{yi} + H_{1i} e^{x_{1i} hN} + F_i e^{x_{2i} hN} \sin(\omega_i hN + \varphi_i)]}{1/R_0 + h \sum_{i=1}^2 (N_{1i} + N_{2i})/L_{\partial i}} -$$

$$-h \sum_{i=1}^2 \sum_{M=1}^{N-1} U_{10}(Mh) \{N_{1i} e^{x_{1i}h(N-M)} + \rightarrow$$

$$\frac{1/R_0 + h \sum_{i=1}^2 (N_{1i} + N_{2i})/L_{0i}}{\rightarrow + U_i e^{x_{2i}h(N-M)} \sin[\omega_i h(N-M) + \psi_i]\}; \quad (16)$$

$$\frac{1/R_0 + h \sum_{i=1}^2 (N_{1i} + N_{2i})/L_{0i}}$$

$$i_i(Nh) = h \sum_{M=1}^N U_{10}(Mh) \{N_{1i} e^{x_{1i}h(N-M)} + V_i e^{x_{2i}h(N-M)} \times$$

$$\times \sin[\omega_i h(N-M) + \psi_i]\} - [I_{yi} + H_{1i} e^{x_{1i}hN} +$$

$$+ F_i e^{x_{2i}hN} \times \sin(\omega_i hN + \varphi_i)]. \quad (17)$$

По формулам (12), (16) и (17) были проведены расчеты переходных процессов, вызванных пуском системы при двух режимах ее работы:

1. «Симметричный» режим работы системы — равенство всех параметров инверторов.

2. «Асимметричный» режим работы системы — активные сопротивления цепи дросселя не равны между собой: $R_{d1}=0,5$ Ом; $R_{d2}=0,3$ Ом.

При этом система имела следующие параметры: $E_0=2000$ В; $E_{m1}=E_{m2}=1630$ В; $R_0=1$ Ом; $L_{d1}=$

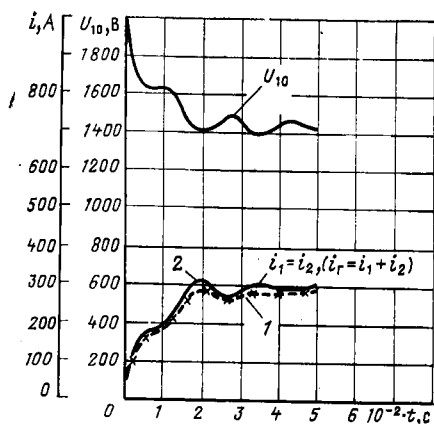


Рис. 3. «Симметричный» пуск двух компенсированных инверторов: 1 — экспериментальная усредненная кривая; 2 — теоретическая кривая

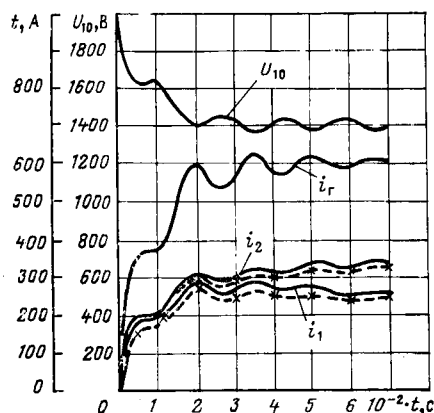


Рис. 4. «Асимметричный» пуск двух компенсированных инверторов: — — — теоретические кривые; \times — \times — \times — экспериментальные усредненные кривые

$=L_{d2}=0,01$ Гн; $C_{A1}=C_{B1}=C_{C1}=C_{A2}=C_{B2}=C_{C2}=$
 $=0,0022$ Ф; $\alpha_1=\alpha_2=116^\circ$; $\gamma_1=\gamma_2=6^\circ$; $R_{d1}=R_{d2}=$
 $=0,5$ Ом, шаг интегрирования $h=0,001$ с (18°).

На рис. 3 приведены кривые переходных процессов токов $i_1(t)$, $i_2(t)$, $i_0(t)$ и узлового напряжения $U_{10}(t)$ при пуске рассматриваемой системы для первого режима. На рис. 4 — аналогичные кривые при включении системы для второго режима. Осциллограммы, полученные экспериментальным путем для указанных режимов на физической модели системы мощностью 2 кВт, при-

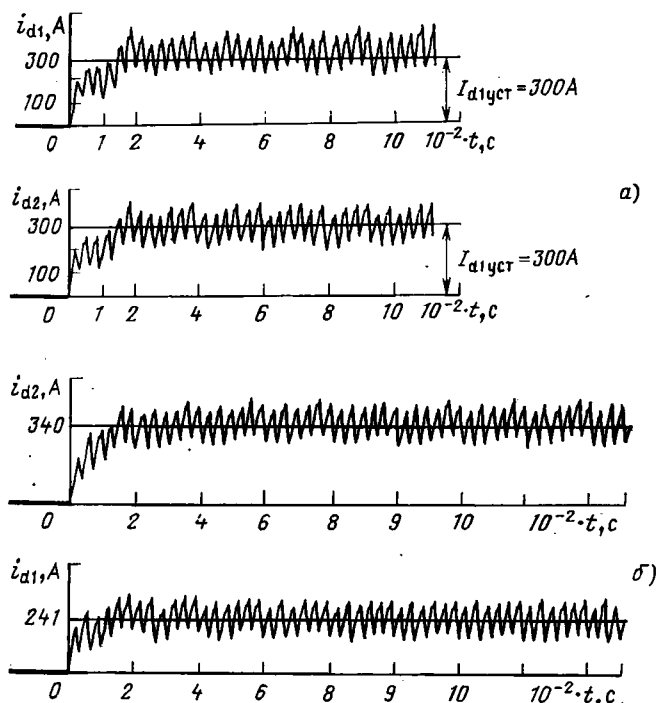


Рис. 5. Экспериментальные кривые переходных процессов в системе, состоящей из двух инверторов с продольной емкостной компенсацией реактивной мощности: а — пуск при $R_{d1}=R_{d2}$; б — пуск при $R_{d1} \neq R_{d2}$

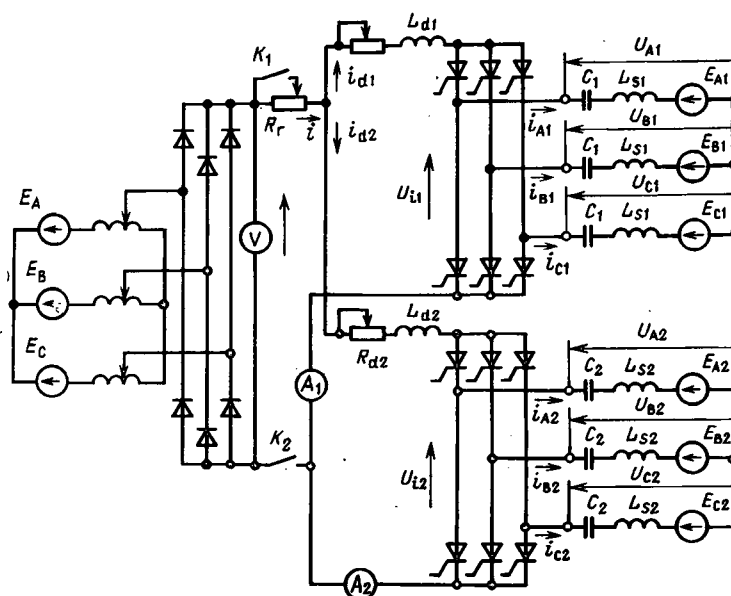


Рис. 6. Схема экспериментальной установки, состоящей из двух компенсированных преобразователей, взаимосвязанных по цепи постоянного тока

ведены на рис. 5. Электрическая схема физической модели представлена на рис. 6. Усредненные экспериментальные кривые, построенные по осциллограммам для оценки точности расчетов, изображены на рис. 3 и 4 штриховыми линиями.

Из сравнения расчетных и экспериментальных кривых видно, что погрешность расчетов по предлагаемому методу при шаге интегрирования $h=0,001$ с (18°), определяемая по максимальному выбросу, лежит в пределах 3–5 %.

Для второго случая (три инвертора без продольной компенсации), пользуясь операторной схемой замещения, полученной также с помощью спектрально-операторного метода [7], выражения (2) и (3) можно записать в виде

$$U_{10}(p) = \frac{E_0(p)/R_0 + E_1(p)G_1(p) + E_2(p)G_2(p) + E_3(p)G_3(p)}{1/R_0 + G_1(p) + G_2(p) + G_3(p)}; \quad (18)$$

$$I_1(p) = U_{10}(p)G_1(p) - E_1(p)G_1(p); \quad (19)$$

$$I_2(p) = U_{10}(p)G_2(p) - E_2(p)G_2(p); \quad (20)$$

$$I_3(p) = U_{10}(p)G_3(p) - E_3(p)G_3(p). \quad (21)$$

Если в (18)–(21) подставить соответствующие операторные проводимости из (13)— $G_i(p) = 1/Z_i(p)$, то после несложных преобразований получим

$$U_{10}(p) = \frac{p^3 B_3 + p^2 B_2 - p B_1 + B_0}{p(p^3 A_3 + p^2 A_2 + p A_1 + A_0)}; \quad (22)$$

$$I_i(p) = \frac{p^3 B_{3i} + p^2 B_{2i} + p B_{1i} + B_{0i}}{p(p^3 A_{3i} + p^2 A_{2i} + p A_{1i} + A_{0i})(p L_{0i} + R_{di})} - \frac{E_i}{p(p L_{di} + R_{di})}, \quad (23)$$

где коэффициенты при операторах $p^i(A_i, B_i, B_{ii}$ и $A_{ii})$ определены через параметры исследуемой системы.

Из (22) и (23) видно, что при использовании для анализа спектрально-операторного метода приходится решать дифференциальное уравнение не ниже третьего порядка. Если же использовать для этой цели предложенный в данной статье метод, то необходимо решать дифференциальное уравнение всего лишь первого порядка. В самом деле, из выражений (14) и (15) для данного случая имеем:

$$U_{10}(Nh) = \frac{E_0}{R_0} + \sum_{i=1}^3 \left[\frac{E_i}{R_i} (1 - e^{x_i h N}) - h \sum_{M=1}^{N-1} U_{10}(Mh) \frac{e^{x_i h (N-M)}}{L_{0i}} \right];$$

$$= \frac{1/R_0 + h \sum_{i=1}^3 1/L_{0i}}{1/R_0 + h \sum_{i=1}^3 1/L_{0i}}; \quad (24)$$

$$i_i(Nh) = h \frac{e^{x_i h N}}{L_{0i}} \sum_{M=1}^N U_{10}(Mh) e^{-x_i h M} - \frac{E_i}{R_i} (1 - e^{x_i h N}). \quad (25)$$

По выражениям (24) и (25), а также по (12) были проведены расчеты переходных процессов при пуске системы, состоящей из трех мостовых трехфазных инверторов, ведомых сетью. При этом система имела следующие параметры: $E_0=2000$ В; $E_{m\phi 1}=E_{m\phi 2}=E_{m\phi 3}=1630$ В; $R_0=1$ Ом; $R_{d1}=R_{d2}=R_{d3}=0,5$ Ом; $L_{d1}=L_{d2}=L_{d3}=0,01$ Гн; $L_1=L_2=L_3=0,00069$ Гн; $\alpha_1=\alpha_2=\alpha_3=116^\circ$; $\gamma_1=\gamma_2=\gamma_3=6^\circ$, шаг интегрирования равен $h=0,001$ (18°). На рис. 7 приведены расчетные кривые переходных процессов в последней системе. Сплошные кривые

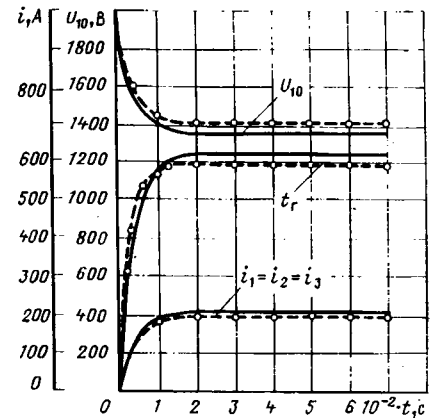


Рис. 7. Теоретические кривые переходных процессов токов и напряжения при пуске трех взаимосвязанных по цепи постоянного тока инверторов

получены по выражениям (12), (23), (24). Штриховые кривые получены по оригиналам выражений (21) и (22), которые имеют вид:

$$U_{10}(t) = U_{уст} + H_1 e^{p_1 t} + H_2 e^{p_2 t} + H_3 e^{p_3 t}; \quad (26)$$

$$i_i(t) = I_{уст i} + N_{1i} e^{p_{1i} t} + N_{2i} e^{p_{2i} t} + N_{3i} e^{p_{3i} t} + N_{4i} e^{p_{4i} t}, \quad (27)$$

где $p_1, p_2, p_3, p_{1i}, p_{2i}, p_{3i}, p_{4i}$ — корни характеристических уравнений (22) и (23) соответственно; H_i, N_{ii} — коэффициенты, полученные в результате применения обратного преобразования Лапласа.

Сравнение кривых, полученных разными методами, показало хорошую их сходимость даже при относительно большом шаге интегрирования, равном 18° .

Выводы. 1. Предложен приближенный метод исследования переходных процессов в сложных вентильных системах, который позволяет найти аналитическое выражение всех основных электрических величин в удобной для практического использования форме.

2. Применение предлагаемого метода позволяет исследовать переходные процессы в сложных вентильных системах, решая при этом систему дифференциальных уравнений значительно более низкого порядка. Порядок решаемого дифференциального уравнения определяется порядком одной преобразовательной цепи исследуемой системы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Магнетогидродинамическое преобразование энергии. Открытый цикл/Под ред. Б. Я. Шумяцкого, М. Петрика. — М.: Наука, 1979.
2. Глинтерник С. Р. Электромагнитные процессы и режимы мощных статических преобразователей. — Л.: Наука, 1968.
3. Антонов Б. М., Пищиков С. И., Случанко Е. И. Метод математического моделирования сложных вентильных преобразовательных систем. — Электричество, 1981, № 2.
4. Случанко Е. И. Исследование переходных процессов в параллельно соединенных вентильных преобразователях при ненулевых начальных условиях. — В кн. Оптимизация устройств энергетической электроники. — Киев: Наукова думка, 1981.
5. Нейман Л. Р., Демирчян К. С. Теоретические основы электротехники, т. 1. — Л.: Энергия, 1967.
6. Электрические схемы замещения канала МГД-генератора/А. А. Блитштейн, Ю. П. Гусев, С. И. Пищиков, В. И. Пищиков. — Теплофизика высоких температур, 1979, т. 17, вып. 3.
7. Антонов Б. М., Случанко Е. И. Методика исследования вентильных преобразователей при ненулевых начальных условиях. — Электричество, 1980, № 3.
8. Мерабишвили П. Ф., Случанко Е. И. Исследование установившихся и переходных процессов в трехфазных мостовых выпрямителях с помощью коммутационных функций. — Электричество, 1973, № 4.

[17.11.83]

Типовые испытания высоковольтных тиристорных вентилей электропередач и вставок постоянного тока

ЛЫТАЕВ Р. А., канд техн. наук, СЕВРЮГОВ А. В., канд. техн. наук

Введение. Преимущества вставок и дальних электропередач постоянного тока могут быть реализованы лишь в том случае, если создаваемое для них оборудование будет обладать высокой надежностью. Этого нельзя достигнуть без тщательно разработанной системы испытаний и, в первую очередь, без детальных испытаний должны обеспечивать всестороннюю проверку принятых технических и конструктивных решений на соответствие техническому заданию.

В Советском Союзе накоплен достаточно большой опыт по проведению типовых испытаний оборудования электропередач и вставок постоянного тока и особенно по испытаниям основных элементов преобразовательных подстанций — высоковольтных тиристорных вентилей (ВТВ) [1].

Принципы построения ВТВ. В основу всех мощных вентилей отечественной разработки, предназначенных для внутренней установки, положены следующие принципы [2]:

модульная структура построения вентиля в сочетании с автономным питанием собственных нужд и световой системой управления;

передача основных сигналов управления с потенциала земли на высокий потенциал и вспомогательных сигналов управления, защиты и контроля на потенциал земли с помощью гибких световодов;

управление вентилем в нормальных и переходных режимах от единого резервированного источника света, находящегося на потенциале земли;

управление тиристорами посредством импульсов малой длительности, обеспечивающих включение вентиля в заданном интервале проводимости;

непрерывный контроль за состоянием каждой тиристорной ячейки с выдачей предупредительного и защитного сигналов;

применение схем, ограничивающих динамические воздействия на силовых тиристорах и обеспечивающих их защиту в зоне восстановления запирающих свойств;

отказ от параллельного соединения силовых тириستоров;

охлаждение силовых тириستоров и других тепло выделяющих элементов вентиля деионизованной водой.

Объем типовых испытаний. Программа типовых испытаний ВТВ состоит из двух этапов. Первый включает всесторонние испытания одного вентиля, которые преследуют цель проверить соответствие характеристик изделия требованиям технического задания. Эти испытания относительно кратковременны. На втором этапе проводятся длительные испытания нескольких опытных образцов для подтверждения заданных эксплуатационных свойств и прежде всего показателей надежности.

В объем первого этапа испытаний входят проверка электрической прочности вентиля в запертом состоянии, проверка его работоспособности в экстремальных рабочих режимах, включая предельные температурные воздействия, а также определение суммарных потерь в вентиле.

В процессе второго этапа испытаний, имеющего продолжительность порядка нескольких тысяч часов и состоящего из периодически повторяющихся циклов, воспроизводятся электрические и температурные воздействия, характерные для работы ВТВ в условиях реальной передачи.

В соответствии с установившейся отечественной практикой режимная часть типовых испытаний проводится в схеме трехфазного моста при высоком напряжении. Испытания вентилей на полную (или частичную при неполном количестве модулей) мощность в условиях, близких к реальным, позволяют получить более достоверную информацию о работоспособности изделия по сравнению с испытаниями, проводимыми на отдельных модулях. В первую очередь это касается систем, для которых разброс характеристик элементов вентиля является важным обстоятельством, например, для некоторых систем управления, систем защиты и контроля, или, например, для определения наиболее критичных по нагреву элементов, в особенности, если каналы охлаждения охватывают последовательно несколько модулей. Отсутствие возможности на стадии разработки производить полномасштабные испытания в ряде случаев заставляет отказаться от некоторых перспективных технических решений и заменить их менее эффективными.

Отмеченные обстоятельства свидетельствуют о том, что детальная проверка принятых при разработке технологических и конструктивных решений может быть осуществлена только при полномасштабных натурных испытаниях ВТВ в одномостовой (круговой) и двухмостовой (кольцевой) схемах. В круговой схеме одна группа вентилей моста работает в выпрямительном режиме, другая — в инверторном. В кольцевой схеме один мост — выпрямитель, другой инвертор. При этом следует иметь в виду, что в круговой схеме форма кривой напряжения на ВТВ и воздействия в коммутационных и аварийных режимах имеют отклонения от тех, которые будут иметь место в реальных условиях. Поэтому круговую схему следует рассматривать как промежуточный этап испытаний, в процессе которого может быть реализована лишь часть режимов. Основной объем типовых испытаний проводится в кольцевой схеме.

Стенд натурных испытаний. Схема стенда натурных испытаний ВТВ, изображенная на рис. 1, содержит два мостовых преобразователя 1 и 2, имеющих следующие номинальные параметры:

Выпрямленный ток, А	2100
Ток перегрузки длительностью до 15 мин, А	2800
Выпрямленное напряжение моста, кВ	$375 \pm 10\%$
Максимальное рабочее напряжение верхнего полюса моста относительно земли, кВ	1200

Мосты присоединяются к питающей сети через две группы однофазных трансформаторов 3 и 4 мощностью 3×175 мВ·А. В зависимости от числа работающих групп и схемы соединения вентильных обмоток трансформаторов номинальное напряжение моста равно 110, 190 или 375 кВ. В тракте выпрямленного тока включена группа сглаживающих реакторов 5, рассчитанная на длительную работу с током 2400 А при индуктивности 2 Гн.

Оборудование преобразовательных мостов размещается в вентильном зале на отдельно стоящих платформах, изолированных на 750 кВ относительно земли. Там же установлен специальный источник постоянного напряжения, образованный диодным блоком 6 и регулируемым трансформатором 7. «Подпор» напряжением этого источника платформ мостов эквивалентно воздействию, которые имеют место в реальных условиях на последнем от земли мосту преобразовательной подстанции.

Кроме трансформаторов 3 и 4 на территории ОРУ 500 кВ установлены выключатели 8—11 и 12—17, фильтрокомпенсирующие устройства 18 и 19 и необходимый комплекс коммутационных, измерительных и защитных аппаратов.

В зависимости от режима питающей энергосистемы, программы и количества испытываемых ВТВ стенд работает в круговой или кольцевой схемах. Соответственно изменяется состав фильтрокомпенсирующего устройства стенда и положение выключателей 12—17.

Существенным моментом в реализации режимов испытаний ВТВ при номинальной нагрузке и особенно режимов перегрузки является правильный выбор параметров фильтрокомпенсирующего устройства по условиям электромагнитной совместимости режимов испытаний с режимами и параметрами энергосистемы. Выбор параметров и состава фильтрокомпенсирующего устройства проводится в результате расчетов на ЦВМ. Алгоритм программы на основе уравнения [3]

$$i_{1v} + i_{2v} + i_{3v} = -\frac{\dot{U}_v}{Z(jv)} + \sum_{m=1}^n \frac{\dot{E}_{mv}}{Z_m(jv)}, \quad v=0, \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (1)$$

организует расчет комплексных амплитуд напряжения \dot{U}_v на шинах стенда и растекания токов высших гармоник в ветвях питающей энергосистемы. В (1) обозначено: i_{1v} , i_{2v} — комплексные амплитуды токов мостов; i_{3v} — комплексные амплитуды токов в ветвях фильтров; $Z(jv)$ — собственное сопротивление питающей сети; $Z_m(jv)$ — взаимное сопротивление между источниками э. д. с. E_m энергосистемы ($\dot{E}_{mv} = 0$, если $v \neq \pm 1$) и точкой примыкания стенда.

Анализ частотных характеристик питающей сети и результаты расчетов и измерений показывают, что по условиям допустимого уровня искажения напряжения на шинах стенда и отсутствия резонансных явлений в энергосистеме минимальный состав фильтрокомпенсирующего устройства для круговой схемы должен быть определен в виде трех узкополосных фильтров, рассчитанных на шунтирование 4-, 5- и 7-й гармоник; соответственно для кольцевой схемы — в виде фильтров 5- и 7-й гармоник.

Высоковольтные статические и импульсные испытания. Типовые испытания ВТВ начинаются с проверки электрической прочности вентиля. Эти испытания проводятся на полностью собранном вентиле, система охлаждения которого заполнена деионизованной водой. На ВТВ последовательно подаются постоянное и переменное напряжения (статические испытания), а затем импульсы — «грозовой» и коммутационный (импульсные испытания). В процессе испытаний на образец вначале подается напряжение, составляющее примерно 50 % максимального значения. На этом исходном уровне проводится измерение распределения напряжения

по модулям. В том случае, если распределение соответствует норме, воздействие увеличивают до значений, рекомендованных в [4].

Вентиль считается выдержавшим испытание постоянным и переменным напряжением, если уровень возникновения частичных разрядов в изоляции превышает максимально-повторяющееся рабочее напряжение и отсутствуют выходы из строя электрических и электронных устройств на потенциале вентиля.

Затем проводятся импульсные испытания. Помимо проверки электрической прочности они должны по крайней мере частично подтвердить помехоустойчивость устройств распределения и формирования управляющих импульсов на высоком потенциале. В связи с этим перед испытаниями необходимо убедиться в том, что система управления вентиля способна нормально функционировать. Для этого в конце испытаний переменным напряжением на вентиль подаются импульсы управления в моменты, близкие к переходу синусоидального напряжения от положительных значений к отрицательным. Появление площадок проводимости на кривой напряжения свидетельствует о готовности ВТВ к дальнейшим испытаниям. Непосредственно перед воздействием импульсных волн энергонакопителя системы питания устройств управления должны быть заряжены от постороннего источника.

В процессе испытаний «грозовым» импульсом проверяется способность силовых тириستоров выдерживать высокие скорости нарастания прямого напряжения (du/dt). Известно, что вольт-секундная характеристика запятого тиристора в области крутых воздействий имеет тенденцию к снижению, что отличает ее от большинства типов электротехнической изоляции, и прежде всего, от воздушной изоляции. Это снижение тем больше, чем выше температура структуры прибора. В связи с этим вентиль перед испытанием должен быть нагрет до рабочей температуры.

Важным условием испытаний должно быть надлежа-

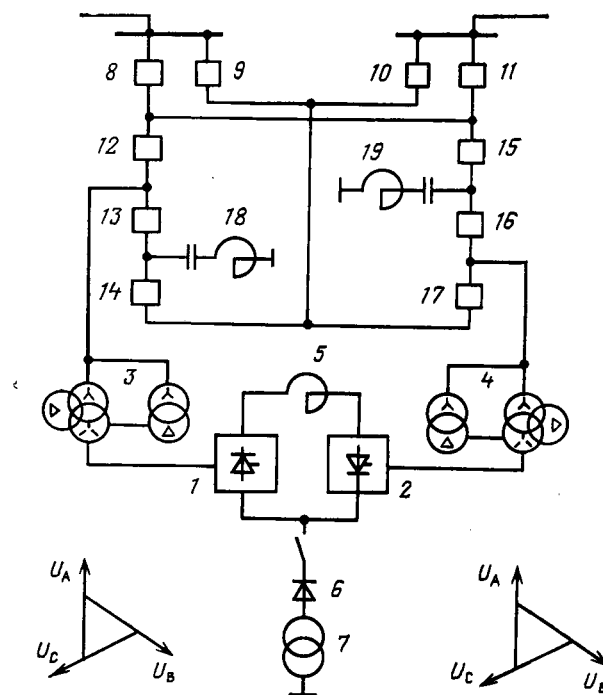


Рис. 1. Схема испытательного стенда

щее расположение испытываемого образца по отношению к другому оборудованию. Собственные емкости вентиля должны быть по возможности близки к тем, которые ожидаются в реальных условиях.

На ВТВ подаются три импульса одной и три импульса другой полярности. Для некоторых конструкций вентиля может оказаться необходимым в процессе испытаний поменять местами заземленный вывод. Коммутационный импульс должен иметь стандартную форму т. е. 250/2500 мкс. Фронт «грозового» импульса на ВТВ не всегда удается получить в соответствии со стандартом. Его длительность зависит от требований, которые предъявляются к вентилю в отношении допустимой скорости нарастания прямого напряжения. Амплитуда импульсных волн выбирается в соответствии с рекомендацией МЭК [4].

Испытания коммутационными импульсами завершаются тремя опытами включения ВТВ с максимума импульса напряжения. Параметры разрядного контура генератора должны быть подобраны так, чтобы токи включения не превышали уровень, который можно ожидать в реальных условиях при подаче импульса управления на ВТВ в период воздействия прямым перенапряжением.

Вентиль считается выдержавшим импульсные испытания, если в процессе испытаний отсутствовали пробои изоляционных участков, не наблюдались выходы из строя электрических и электронных устройств, отсутствовали помехи в системе управления, способные вызвать включения всего вентиля или его отдельных частей.

В период испытаний электрической прочности, а также опытов по непериодическому включению допускается выход из строя обычно не более одного процента тиристорных ячеек. Однако могут быть допущены отклонения от этой величины при условии, что суммарная величина поврежденных ячеек за весь первый этап испытаний не превысит согласованную норму.

Высоковольтные испытания ВТВ завершаются испытаниями по проверке отсутствия видимой короны при наибольшем рабочем напряжении относительно земли. Указанный режим испытаний создается одновременным приложением к одному из выводов ВТВ постоянного напряжения от специального источника 6, 7 и переменного напряжения между выводами ВТВ от вентильной обмотки одной из фаз трансформаторной группы 3 или 4.

Режимная часть типовых испытаний. Испытания ВТВ, выдержавшего высоковольтные испытания, продолжают в мостовой схеме испытательного стенда. Объем этих испытаний должен включать все предельные режимы в наиболее неблагоприятных для вентиля условиях. Ниже указаны эти режимы, причем большая часть опытов иллюстрируется осциллограммами, полученными в кольцевой схеме стенда при работе моста с выпрямленным напряжением 190 кВ и номинальной мощностью 400 МВт. Следует отметить, что испытательные режимы в основном соответствуют рекомендациям [4], хотя и не ограничиваются ими.

Важным моментом в подготовке и организации режимной части типовых испытаний является соответствие воздействия на ВТВ при испытаниях расчетным воздействиям, указанным в техническом задании. В части соответствия параметров колебательных процессов задача решается надлежащим расположением ВТВ по отношению к другому оборудованию и соответствующим выбором параметров анодных реакторов и демпфирую-

щих цепей. Более детального рассмотрения требует вопрос настройки аппаратуры системы управления, регулирования, защиты и автоматики (СУРЗА), обеспечивающей соответствие электрических воздействий на ВТВ в характерных аварийных и переходных процессах. Выбор алгоритма СУРЗА и настройки ее функциональных блоков производится по результатам расчета испытательных режимов с использованием математической модели стенда. Алгоритм программы модели организует расчет независимых токов i_n в ветвях кольцевой ($n = 9$) и круговой ($n = 5$) схем испытаний в результате решения уравнений, описывающих передаточные функции регуляторов, и следующей исходной системы [5]:

$$[e_n] = [L_n] [di_n/dt] + [r_n] [i_n], \quad (2)$$

где $[e_n]$, $[L_n]$ и $[r_n]$ — соответственно матрицы э. д. с. питающей сети, индуктивностей и активных сопротивлений расчетной схемы.

Связь между независимыми токами i_n исходной системы (2) и переменными независимыми i_m ($m < n$), изменяющимися при изменении структуры схемы в результате выключения и включения вентиляй, определяется через матрицу переменных состояний $[A]$:

$$[i_n] = [A] [i_m]. \quad (3)$$

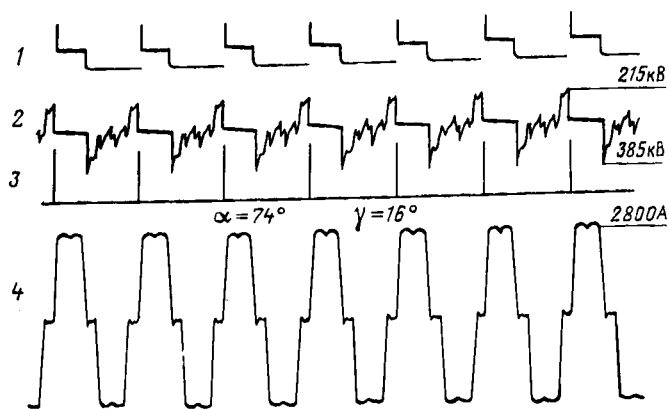
Формирование матрицы $[A]$ производится путем ряда логических операций после каждого изменения структуры схемы, что приводит к существенному сокращению времени расчета переходного процесса при численном интегрировании следующей системы уравнений:

$$[di_m/dt] = ([A]^t [L_n] [A])^{-1} \{[A]^t [e_n] - [A]^t [r_n] [i_n]\}. \quad (4)$$

Предварительный расчет на математической модели является обязательным подготовительным этапом при реализации в процессе испытаний режимов перегрузки ВТВ средним и пульсирующим током, режимов при $\alpha + \gamma = 90^\circ$ и $\alpha = 90^\circ$, режимов прерывистых токов и ряда других режимов по проверке отдельных систем и устройств ВТВ.

Испытания вентиля в схеме стенда начинаются с опытов по включению и отключению преобразователя. При этом осциллографируются фазный ток и напряжение на ВТВ, управляющие импульсы, подаваемые от аппаратуры СУРЗА, а также управляющие импульсы от источников света, установленных на потенциале земли и передающие сигналы на высокий потенциал вентиля.

Затем вентиль испытывается в режиме глубокого регулирования ($\alpha + \gamma = 90^\circ$) при непрерывном токе. Длительность работы в этом режиме устанавливается в техническом задании и составляет обычно одну или несколько секунд. Значение выпрямленного тока, амплитуда линейного напряжения вентильной обмотки трансформатора и температура охлаждающей воды на выходе испытуемого вентиля поддерживаются на заданном максимальном уровне. На рис. 2 приведена осциллограмма этого режима при выпрямленном токе 2800 А, соответствующем длительной перегрузке ($\alpha = 74^\circ$, $\gamma = 16^\circ$). Обратное напряжение на вентиле достигает в этом режиме максимально возможного значения и составляет в данном опыте 325 кВ. На осциллограммах рис. 2—4 приняты следующие обозначения: 1 — управляющий импульс, подаваемый на вентиль от аппаратуры СУРЗА, длительность которого определяет интервал проводимости ВТВ; 2 — напряжение на вентиле; 3 —

Рис. 2. Осциллограмма режима глубокого регулирования ($\alpha + \gamma = 90^\circ$)

управляющие импульсы от источников света, установленных на потенциале земли; 4 — фазный ток моста.

В следующем испытании проверяется способность вентиля длительно работать при угле включения α_{\max} , а также устойчиво работать при α_{\min} и минимальном угле запаса δ_{\min} . В режиме α_{\max} напряжение на вентиле, анодный ток и температура охлаждающей воды максимальны. Длительность режима выбирается таким образом, чтобы она в несколько раз превышала постоянную времени системы охлаждения. Минимальный угол включения α_{\min} при испытаниях должен сочетаться с минимальным эксплуатационным напряжением на стороне вентильной обмотки трансформатора.

Минимальный угол запаса δ_{\min} устанавливается на испытуемом вентиле при минимальном и максимальном уровнях рабочего напряжения, при максимальных значениях рабочего тока и температуры охлаждающей воды. Длительность режима в соответствии с [4] не менее 15 мин. В конце испытаний угол δ на вентиле плавно уменьшается до опрокидывания инвертора. При этом проверяется работоспособность вентиля в условиях, когда не все силовые тиристоры способны восстанавливать свои запирающие свойства.

Принципиальным является испытание вентиля в режиме прерывистых токов. В процессе испытаний воспроизводятся три значения тока, которые позволяют охватить весь диапазон этого режима при углах регулирования, соответствующих реальным условиям. На рис. 3 в качестве примера приведена одна из осциллограмм этого режима. Из осциллограммы видно, что в результате увеличения углов α в течение двух последних периодов система управления ВТВ генерирует дополнительные импульсы при появлении положительного напряжения, обеспечивающие включение ВТВ в заданном интервале проводимости. При этом практически отсутствует порог заключения ВТВ от дополнительных импульсов управления.

В процессе эксплуатации ВТВ могут возникать режимы, сопровождающиеся протеканием через вентиль токов, превышающих номинальный уровень. В техническом задании обычно даются несколько типов перегрузок, кратности которых по отношению к исходному уровню зависит от длительности режима. При этих воздействиях достигаются высокие температуры структуры силовых тириستоров. В связи с этим перегрузочные испытания следует проводить при экстремальных условиях — при максимальной температуре охлаждающей воды и при наивысшем предшествующем токе.

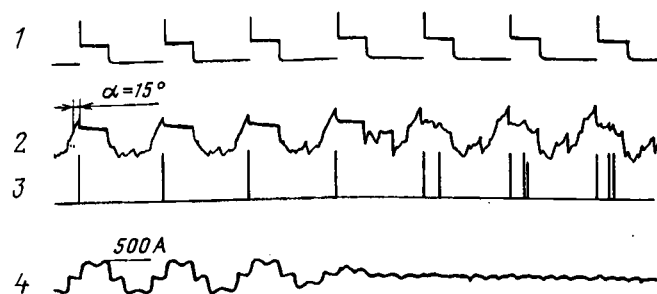


Рис. 3. Осциллограмма режима прерывистых токов

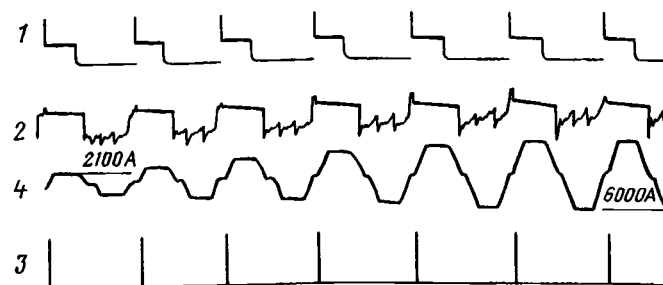


Рис. 4. Осциллограмма режима перегрузки вентиля средним током

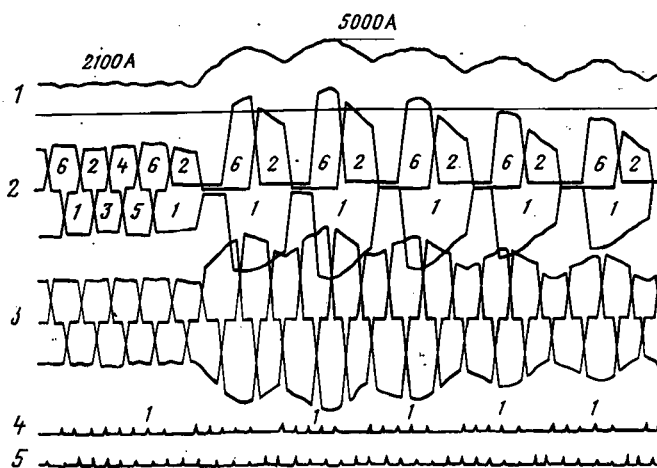


Рис. 5. Осциллограмма режима перегрузки вентиля пульсирующим током

Осциллограмма рис. 4 иллюстрирует испытательный режим перегрузки ВТВ средним током 6000 А при сохранении нормальной последовательности коммутации выпрямителя из предшествующего номинального режима.

Существенное повышение температуры структуры может произойти в режимах нарушения коммутаций. Испытания следует проводить в предельно неблагоприятных условиях в отношении температуры охлаждающей воды и предшествующего тока. Рисунок 5 иллюстрирует режим чередующихся однофазных опрокидываний инвертора, содержащего испытуемый вентиль. На осциллограмме: 1 — ток испытуемого ВТВ (вентиль 1); 2 — фазные токи моста с испытуемым ВТВ (первый мост), 3 — фазные токи второго моста; 4 — импульсы СУРЗА первого моста (цифрой 1 отмечены управляющие импульсы испытуемого ВТВ); 5 — импульсы СУРЗА второго моста.

Как видно из осциллограммы, в результате программного записывания управляющего импульса вентиля 3 первого моста через испытуемый вентиль 1 постоянно протекает пульсирующий ток с максимальным значением около 5000 А. Ток в фазе первого моста, содержащей испытуемый ВТВ, совпадает с током ВТВ за исключением участков однофазного опрокидывания, когда ток в этой фазе равен нулю.

Испытуемый вентиль проверяется не только в нагрузочных режимах, но и в режимах холостого хода выпрямителя и инвертора при различных оговоренных углах включения.

Испытания током короткого замыкания проводятся на модуле в неблагоприятных условиях, рекомендованных в [4].

В соответствии с нормами, принятыми в СССР, на первом этапе испытаний вентиль должен проработать в различных режимах, включая все экстремальные режимы, не менее 72 ч. За этот период допускается повреждение не более трех процентов тиристорных ячеек.

В процессе нагрузочных испытаний выполняются тепловые изменения и дается оценка потерь в вентиле.

Испытания на надежность. Первый этап испытаний не позволяет в полной мере установить соответствие разработанного вентиля требованиям технического задания по показателям надежности. Необходимая информация может быть получена лишь в результате достаточно длительных испытаний несколько образцов. Потребность в таких испытаниях вызывается в частности тем, что при создании мощных ВТВ разработчики в целях улучшения технико-экономических показателей стремятся использовать самые современные материалы и изделия (включая тиристоры), опыта длительной эксплуатации которых нет.

Исходя из требований к надежности, составляется план длительных испытаний вентиляей с указанием количества испытуемых образцов.

Второй этап испытаний начинается и заканчивается плановой ревизией в объеме, который рекомендован разработчиком для внесения в инструкцию по эксплуатации ВТВ. В процессе проведения ревизии в специальном журнале фиксируются: все виды проводимых работ; результаты хронометража времени проведения проверок, ремонтов и настройки отдельных устройств и узлов ВТВ; суммарный объем трудозатрат по всем категориям лиц, выполняющих ревизию; перечень замененных во время ревизии элементов и устройств с указанием причин замены.

Испытания в составе моста предусматривают одинаковое время работы в выпрямленном и инверторном режимах. В программе указывается длительность цик-

лов работы в этих режимах и периодичность реверсов. Указываются другие условия — значение углов регулирования, уровни рабочего напряжения и рабочих токов. Предусматривается определенная длительность работы с минимально и максимально допустимыми температурами охлаждающей воды, а также определенная длительность работы со сниженной надежностью (без избыточности) ряда устройств управления и контроля ВТВ.

В конце испытаний перед проведением ревизии проводятся несколько опытов с экстремальными воздействиями, например, в режиме нарушения коммутаций, а затем в режиме глубокого регулирования. Допустимое количество вышедших из строя тиристорных ячеек согласовывается с заказчиком, но оно не должно превышать величину избыточности, заложенную при разработке. Нормируется также количество повреждений вспомогательных устройств. После проведения ревизии в объеме, рекомендованном в инструкциях, тщательно анализируется состояние всех систем ВТВ и определяются показатели надежности элементов и устройств, перечень которых согласован с заказчиком.

Заключение. Типовые испытания являются важным этапом работы по созданию оборудования для электропередач и вставок постоянного тока. В г. Тольятти сооружен уникальный стенд для проведения полномасштабных испытаний всех основных элементов этого оборудования в условиях, максимально приближенных к реальным. Эти испытания проводятся по программам, составленным на базе многолетнего опыта разработки, испытаний и эксплуатации, а также рекомендаций МЭК.

Возможности испытательного стенда позволили расширить объем типовых испытаний основного элемента преобразовательных подстанций электропередач и вставок постоянного тока — ВТВ — по сравнению с объемом, рекомендуемым МЭК. Испытания вентиляей в соответствии с приведенной методикой позволяют получить большую информацию о работоспособности и надежности ВТВ новой разработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Испытания сверхмощных высоковольтных тиристорных вентиляей на мощном испытательном стенде в г. Тольятти/В. П. Кулаков, Р. А. Лытаев, А. В. Севрюгов, И. П. Таратута, В. П. Фотин. — Доклад 41-01 на сессии СИГРЕ, 1976.
2. Fotin V. P., Taratuta I. P., Lytaev R. A. High-voltage thyristor valves for HVDC systems. — WELC, 1977, section 2, paper 32.
3. Андреев В. А. Метод расчета статических характеристик электропередачи постоянного тока с учетом сложной структуры примыкающей энергосистемы. — Изв. НИИПТ, 1970, № 16.
4. IEC Standard. Publication 700. Testing of semiconductor valves for high-voltage d. c. power transmission, 1981.
5. Williams S., Smith I. R. Fast digital computation of 3-phase thyristor bridge circuits. — Proc. IEE, 1973, vol. 120, № 7.

[23. 11.83]

Эффективность использования рельсовых путей как элемента системы грозозащиты устройств железнодорожного электроснабжения в зонах вечной мерзлоты

КОСАРЕВ Б. И., доктор техн. наук,
КОСОЛАПОВ Г. Н., канд. техн. наук,
КУШНИР А. И., канд. техн. наук

Широкое использование рельсовых путей в качестве естественного заземлителя устройств железнодорожного электроснабжения ставит задачу оценки эффективности их работы в различных режимах. Обоснованию условий применения рельсового пути в виде естественного заземлителя при стационарных режимах в зонах с обычными и вечномерзлыми грунтами посвящена статья [1]. Однако исследование рельсовых путей как заземлителя при импульсных перенапряжениях выполнено экспериментально в [2] только для ряда частных случаев и грунтов с невысоким удельным сопротивлением. Вместе с тем анализ характеристик рельсовых путей как элемента системы грозозащиты особенно актуален для условий Байкало-Амурской магистрали, где они в силу плохой проводимости грунтов являются основной частью заземляющих устройств большинства электроустановок.

Для электроснабжения устройств автоблокировки, железнодорожных (ж. д.) станций и линейных потребителей БАМ используются трансформаторные подстанции (ТП) 35/10/0,4 кВ и ВЛ 10—35 кВ на железобетонных опорах, устанавливаемых в теле земляного полотна в габаритах опор контактной сети. Питание продольных ВЛ 10—35 кВ осуществляется от районных ТП 220/110/35—10 кВ.

Защитные и рабочие заземляющие устройства (ЗУ) ТП систем с изолированной и эффективно заземленной нейтралью выполнены в виде выравнивающих сеток, соединенных с рельсовым путем, поскольку входное сопротивление ж. д. пути на промышленной частоте удовлетворяет нормативным требованиям [3] к сопротивлению заземлителей. Опоры ВЛ объединяются секционированным тросом группового заземления, который присоединяется к рельсам через путевые дроссель-трансформаторы.

В то же время требования ПУЭ к ЗУ в части обеспечения надежной грозозащиты в районах с вечномерзлыми грунтами, характерными для большей части БАМ, без значительных капитальных затрат выполнить практически невозможно.

В соответствии с [3] на подходах ВЛ 35 кВ к ТП следует подвешивать грозозащитные тросы, которые у каждой опоры должны соединяться с индивидуальным заземлителем, сопротивление которого не должно превышать 30 Ом. В плохопроводящих грунтах допускается заземление опор на непрерывные проложенные в земле металлические полосы, так называемые противовесы [4]. Трансформаторные подстанции напряжением выше 35 кВ и напряжением 35 кВ мощностью свыше 1600 кВ·А защищаются от прямых ударов молнии отдельно стоящими молниеотводами с обособленными заземлителями.

Очевидно, что сооружение противовесов и обособленных заземлителей молниеотводов существенно повышает стоимость грозозащиты ТП.

Естественно предположить, что использование рельсовых путей в качестве заземлителя устройств грозозащиты установок продольного и тягового электроснабжения позволит значительно снизить затраты на их сооружение.

Вместе с тем подобное заземление не должно препятствовать нормальной работе устройств ж. д. автоматики, использующих рельсовые пути в качестве проводников сигнального тока. Поэтому основные требования заключаются в ограничении уровня перенапряжений в цепях автоблокировки, зависящих от расстояния между дроссель-трансформатором и местом несимметричного подключения заземляющего спуска устройства грозозащиты к одной из рельсовых нитей. Для условий Европейской части СССР действующими нормативными документами по устройству и эксплуатации контактной сети это расстояние установлено не менее 200 м.

Оценку эффективности и обоснование условий использования железнодорожных путей для заземления устройств грозозащиты выполним по результатам исследования электромагнитных процессов в рельсовых путях, вызванных протеканием токов молнии.

Одной из основных трудностей, связанных с расчетами переходных процессов в электроэнергетических системах при атмосферных перенапряжениях, является обоснованный выбор параметров схемы замещения.

При исследовании нестационарных процессов в электротяговых сетях рельсовые пути обычно рассматриваются как однородная длинная линия с распределенной по длине эквивалентной индуктивностью, сопротивлением и проводимостью. Однако при воздействии импульсных токов молнии, в эквивалентном спектре которых преобладают высокие частоты, следует ожидать увеличения влияния емкости рельсы — земля на переходные процессы.

Учитывая большую площадь контакта рельсового пути с землей процессом искрообразования можно пренебречь и представить его электрическую схему замещения в виде однородной длинной линии с параметрами, не зависящими от величины протекающего тока (рис. 1). Продольное сопротивление схемы замещения Z_1 (удельное сопротивление контура рельсовый путь — земля), как показано многочисленными исследованиями, можно определять по формулам Ф. Поллячека [5], ко-

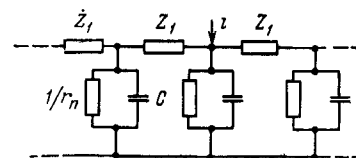


Рис. 1. Расчетная схема замещения рельсового пути

торию несложно обобщить на случай n -путного участка: после чего получим

$$Z_n(j\omega) = \left[\omega \left(\frac{\pi}{2} - 2,11 \sqrt{\omega \gamma} \right) + j\omega (\alpha_n - \ln \omega \gamma + 2,11 \sqrt{\omega \gamma}) \cdot 10^{-4} + Z_p^{вн}/2n, \right. \quad (1)$$

где γ — удельная электрическая проводимость земли; ω — угловая частота; n — число путей; $Z_p^{вн}$ — внутреннее сопротивление рельсов.

Коэффициент α_n зависит от n : при $n = 1$ $\alpha_1 = 16,75$; $n = 2$ $\alpha_2 = 14,2$; $n = 4$ $\alpha_4 = 12,2$.

Значения переходного сопротивления r_n и емкости рельсы — земля вычислялись по методикам [1, 5].

Для оценки уровня напряжений при переходных процессах, вызванных протеканием тока молнии по рельсовому пути, воспользуемся стандартным треугольным импульсом тока, описываемым выражениями

$$i(t) = \begin{cases} a_1 t & \text{при } t \leq \tau_\phi; \\ a_1 t + a_2 (t - \tau_\phi) & \text{при } t \geq \tau_\phi, \end{cases} \quad (2)$$

где τ_ϕ — длительность фронта молнии; a_1, a_2 — постоянные коэффициенты.

Аналитическое исследование нестационарных процессов в рельсовых путях сильно затруднено параметрической зависимостью от частоты первичных параметров схемы замещения. В связи с этим рассмотрим методику расчета перенапряжений численными методами.

Стандартный импульс тока может быть получен как разность двух бесконечных косоугольных импульсов, сдвинутых относительно друг друга на время τ_ϕ . Тогда, принимая во внимание линейность параметров схемы замещения, для определения реакции рельсового пути на треугольный импульс тока предварительно вычислим реакцию на бесконечный импульс вида $i = t$. Общее решение находится наложением реакций системы на заданные косоугольные импульсы тока.

Воспользовавшись решением уравнения однородной длинной линии, получим следующее выражение для изображения напряжения рельсы — земля на расстоянии x от места ввода тока $i = t$ в бесконечный рельсовый путь:

$$U(p, x) = \frac{Z_{вх}(p)}{p^2} \exp[-\gamma(p)x], \quad (3)$$

где $Z_{вх}(p) = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{Z_n(p)}{n(1/r_n + pC)}}$ — входное сопротивление рельсового пути; $\gamma(p) = \sqrt{Z_n(p)n(1/r_n + pC)}$ — постоянная распространения.

Обозначив в формуле (3) $Z_x(p) = 0,5Z_{вх}(p) \times \exp[-\gamma(p)x]$, оригинал напряжения рельсы — земля запишем в виде

$$u(t, x) = L^{-1} \left\{ \frac{Z_x(p)}{p^2} \right\}, \quad (4)$$

где L^{-1} — оператор обратного преобразования Лапласа.

Для определения оригинала $u(p, x)$ сведем вычисление обратного преобразования Лапласа к обращению преобразования Фурье. С этой целью разложим изображение сопротивления в ряд Тейлора в окрестности нуля

$$Z_x(p) = Z_x(0) + Z'_x(0)p + Z''_x(0)p^2,$$

$$u(t, x) = Z_x(0)t + Z'_x(0) + L^{-1} \left\{ \frac{Z''_x(p)}{p^2} \right\}, \quad (5)$$

$$\text{где } Z''_x(p) = \sum_{k=2}^{\infty} C_k p^k.$$

Разложение функции $Z''_x(p)$ в ряд Лорана начинается с члена $C_2 p^2$, следовательно функция $\frac{Z''_x(p)}{p^2}$ не имеет полюсов, и для вычисления выражения (5) можно использовать преобразование Фурье:

$$u(t, x) = Z_x(0)t + Z'_x(0) + \frac{1}{2\pi j} \times \int_0^{\infty} e^{j\omega t} \frac{Z_x(j\omega) - Z_x(0) - Z'_x(0)j\omega}{\omega^2} d\omega. \quad (6)$$

Принимая во внимание четность действительной и нечетность мнимой составляющих сопротивления $Z_x(j\omega)$, после преобразований было получено:

$$u(t, x) = Z_{вх}(0)t + \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{\sin \omega t}{\omega^2} \text{Im} \{ Z_{вх}(j\omega) e^{-\gamma(j\omega)x} \} d\omega. \quad (7)$$

Вычисление импульса напряжения $u(t, x)$ по формуле (7) возможно только численными методами, однако из-за наличия сильно-осциллирующего множителя $\sin \omega t$ обычные квадратурные формулы неприменимы. Для численного вычисления семейства интегралов вида $I(t, x) = \int_0^{\infty} \frac{\sin \omega t}{\omega^2} S_x(\omega) d\omega$ аппроксимируем на отрезке $[AB]$ функцию $S_x(\omega)$ выражением $S_x(\omega) = M + N \ln \omega$. Тогда после некоторых преобразований можно получить [5]:

$$\int_A^B \frac{\sin \omega t}{\omega^2} S_x(\omega) d\omega = t \left[Ci(Bt) - \frac{\sin Bt}{Bt} \right] (N \ln B + M + N) - \\ - t \left[Ci(At) - \frac{\sin At}{At} \right] (N \ln A + M + N) - Nt \int_{At}^{Bt} \frac{Ci Z_0}{Z_0} dZ_0.$$

На основе полученного приближения можно построить алгоритм для численного интегрирования $I(t, x)$.

Соотношение для расчета напряжения рельсы — земля $u_p(t, x)$ при втекании в рельсовый путь импульса тока, описываемого уравнениями (2), находится наложением волн напряжения:

$$u_p(t, x) = a_{1u}(t, x) + a_{2u}(t - \tau_\phi, x). \quad (8)$$

По изложенному алгоритму разработана программа на языке ФОРТРАН-IV применительно к ЭВМ серии ЕС.

Проверка достоверности методики проведена по экспериментальным исследованиям [2]. Расчеты, выполненные для некоторых частных случаев, показали удовлетворительное совпадение с результатами натурных измерений.

Рассмотрим особенности распространения импульсных перенапряжений по рельсовому пути на примере однопутного участка с железобетонными шпалами. Результаты расчетов импульсов напряжений рельсы — земля на расстоянии $x = 50, 100$ и 150 м от места ввода

тока молнии приведены на рис. 2; распределение максимальных значений напряжений по длине пути — на рис. 3. Расчеты $u_p(t, x)$ соответствуют амплитуде тока 1 кА, приведены для условий Европейской части СССР и зон с вечномерзлыми грунтами.

Из выполненного анализа значений $u_p(t, x)$ следует, что неучет емкости рельсы — земля приводит к значительным ошибкам при оценке напряжений вблизи места ввода тока в рельсовый путь. Исследование волн перенапряжений при $x > 150$ м без значительных погрешностей может выполняться на упрощенной схеме замещения, содержащей лишь L_g элементы. Как и следовало ожидать, в зонах с вечномерзлыми грунтами в силу увеличения сопротивления грунта, переходного сопротивления рельсы — земля возрастает амплитуда потенциалов рельсов при одновременном уменьшении затухания волны по длине пути.

Для обоснования условий использования рельсового пути в качестве заземлителя грозащиты минимальное расстояние между местом несимметричного присоединения заземляющих спусков и дроссель-трансформатором определим из равенства напряжений на устройствах автоблокировки в зонах с обычными и вечномерзлыми грунтами. Сравнение зависимостей распределения амплитудных значений напряжений $u_p(t, x)$ по длине пути (рис. 3), вычисленное при средних значениях переходных сопротивлений рельсы — земля в рассматриваемых зонах, указывает на необходимость увеличения этого расстояния до 300 м.

Анализ работы рельсового пути как заземлителя молниеотводов подстанций проведен по значениям показателей грозоупорности

$$M_1 = \frac{1}{NP_1}, \quad (9)$$

где N — общее число поражений молниеотводов; P_1 — вероятность перекрытия изоляции при прямом ударе молнии.

Оценку значений перенапряжений на корпусах оборудования ТП при втекании тока молнии выполним для эквивалентной схемы заземляющего устройства. При этом пренебрегаем влиянием падения напряжения в проводниках, соединяющих заземляющий контур с рельсовым путем, на величину перенапряжений на корпусах оборудования. Данное допущение оправдано незначительным удалением (не более 20 м) рассматриваемой группы ТП от рельсового пути. В этом случае входное сопротивление заземляющей системы превышает входное сопротивление рельсового пути в спектре частот импульса тока молнии на 5—7 %, что вполне допустимо при оценке эффективности грозащиты ТП.

Для этого рельсовый путь представим в виде пассивного двухполюсника, содержащего три RL -ветви. Параметры R_i, L_i ($i = 1, 3$) определены по методике [6] из условия совпадения частотных характеристик входных сопротивлений $Z_{вх}(j\omega)$ и схемы замещения при трех опорных частотах и приведены на рис. 4.

В этом случае операторное сопротивление заземляющего устройства

$$\frac{1}{Z(p)} = \sum_{i=1}^3 \frac{1}{pL_i + R_i} + \frac{1}{R_n}, \quad (10)$$

где R_n — импульсное сопротивление заземляющего контура.

Обозначив через $\xi(t)$ напряжение на заземлителе при протекании косоугольного импульса тока вида

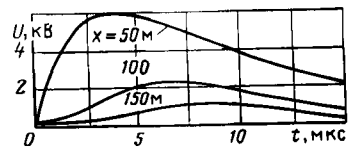


Рис. 2. Импульсы напряжений, возникающие в рельсовом пути при втекании в него тока молнии на расстоянии 50, 100 и 150 м от места ввода

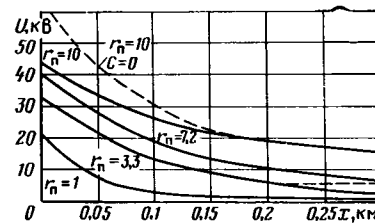


Рис. 3. Распределение максимального значения импульса напряжения по длине рельсового пути

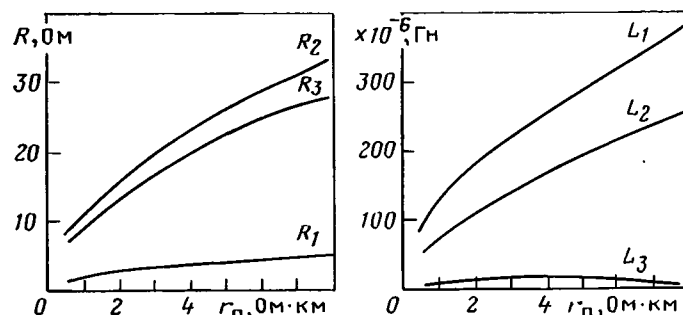


Рис. 4. Параметры эквивалентной схемы замещения однопутного участка рельсового пути: а — активные сопротивления; б — индуктивности

$i = t$, получим $\xi(t) = L^{-1} \left\{ \frac{Z(p)}{p^2} \right\}$, или по теореме разложения

$$\xi(t) = A_1 e^{\alpha_1 t} + A_2 e^{\alpha_2 t} + A_3 e^{\alpha_3 t} + Bt + C, \quad (11)$$

где A_i, α_i, B, C — константы.

Тогда максимальное значение напряжения на изоляции оборудования

$$u = \xi(\tau)a, \quad (12)$$

где τ — длина фронта импульса тока молнии, мкс; a — крутизна тока молнии.

Параметры a и τ , входящие в выражение (12), являются случайными величинами с плотностями вероятности $f_\xi(x)$ и $f_a(x)$. Следовательно, воздействующее импульсное напряжение необходимо рассматривать как случайную величину с функцией распределения

$$F_u(x) = \int_{\xi a \leq x} f_\xi(\eta_1) f_a(\eta_2) d\eta_1 d\eta_2. \quad (13)$$

Так как крутизна тока молнии распределена по показательному закону $f_a(y) = \lambda_a e^{-\lambda_a y}$, получим

$$F_u(x) = 1 - \int_0^{\infty} f_\xi(\epsilon) e^{-\lambda_a \frac{x}{\epsilon}} d\epsilon. \quad (14)$$

Для численного определения интеграла разобьем интервал изменения t

$$[\tau_0, \tau_1], [\tau_1, \tau_2], \dots, [\tau_{k-1}, \tau_k] \quad (\tau_0 = 0),$$

тогда

$$f_{\xi}(e) = \begin{cases} q_i = \frac{P_i}{\xi_i - \xi_{i-1}} & \text{при } \xi_i \leq e \leq \xi_{i+1}; \\ 0 & \text{в остальных случаях.} \end{cases} \quad (15)$$

Подставив выражение (15) в формулу (14), после несложных преобразований запишем:

$$F_u(x) = 1 - \sum_{i=1}^k q_i \left\{ \xi_i e^{-\frac{\lambda x}{\xi_i}} - \xi_{i-1} e^{-\frac{\lambda x}{\xi_{i-1}}} + \lambda x \left[E_i \left(\frac{\lambda x}{\xi_{i-1}} \right) - E_i \left(\frac{\lambda x}{\xi_i} \right) \right] \right\}. \quad (16)$$

В этом случае вероятность перекрытия изоляции, т. е. возникновения на заземляющем устройстве потенциала, превышающего допустимое напряжение на внутренней изоляции $U_{\text{доп}}$,

$$P_1 = 1 - F_u(U_{\text{доп}}).$$

Для внутренней изоляции силовых и измерительных трансформаторов напряжением 35 кВ $U_{\text{доп}} = 210$ кВ.

Показатели грозоупорности от прямых ударов молнии при соединении заземлителя с рельсовым путем станции или перегона вычислялись для ТП 35 кВ со стержневыми молниеотводами ($h = 20$ м) площадью 20×20 м при 30 грозовых часах в год. Результаты расчетов по изложенному алгоритму, соответствующие 95 % - ному доверительному интервалу изменения $r_{\text{п}}$ [1] для условий центральной Европейской части СССР и зон с вечномерзлыми грунтами, приведены в табл. 1.

Выполненные расчеты наглядно показывают, что рельсовые пути обеспечивают достаточно высокий уровень грозоупорности подстанций при высоких удельных сопротивлениях грунта. Это позволяет отказаться от сооружения обособленных заземлителей молниеотводов.

Эффективности работы рельсовых путей и противовеса в качестве заземлителей грозозащитного троса на подходах сравним по значениям показателя грозозащиты подстанции от волн, набегающих с линии,

$$M_2 = \frac{1}{0,5 N_{\text{л}} l_{\text{п}} P_2}, \quad (17)$$

где $N_{\text{л}}$ — среднее число ударов молнии, приходящееся

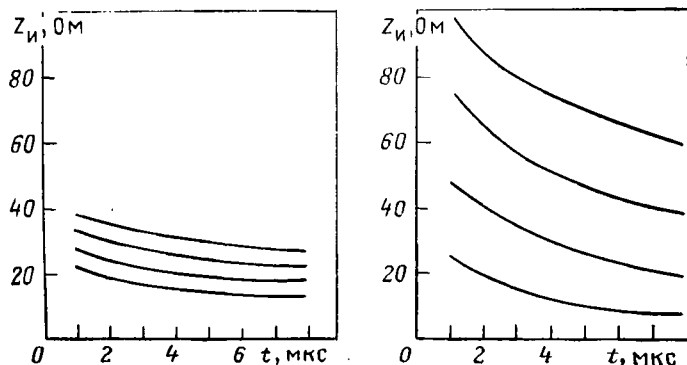


Рис. 5. Зависимости импульсного сопротивления рельсового пути (а) и противовеса (б) от удельного электрического сопротивления грунта

Таблица 1

Графическая зона	Число путей	Показатель грозоупорности ТП 35 кВ с заземленными на общий контур молниеотводами, лет
Центр Европейской части СССР	1	65—50
	2	92—61
	4	152—87
Районы с вечной мерзлотой	1	52—49
	2	72—59
	4	92—79

на 1 км линии; $l_{\text{п}}$ — длина защищенного подхода; P_2 — вероятность возникновения обратного перекрытия при ударе молнии в вершину опоры.

При этом с некоторой погрешностью предполагается, что любое обратное перекрытие на опоре приведет к приходу на подстанцию волны перенапряжения, опасной для изоляции ее устройств.

Следует иметь в виду, что заземление троса на рельсовый путь у каждой опоры подхода приведет к шунтированию рельсовых цепей и нарушению работы путевой автоблокировки. Выходом из создавшегося положения может быть установка на опорах подхода в цепи заземления роговых разрядников, небольшая стоимость, простота монтажа и высокая надежность которых обеспечит независимость работы систем грозозащиты и автоблокировки.

Основным показателем, характеризующим работу заземлителя грозозащиты, является его импульсное сопротивление

$$Z_{\text{и}} = \frac{u(0, t)}{i}. \quad (18)$$

Результаты вычислений по формулам (8) и (18) для различных значений удельного электрического сопротивления грунта приведены на рис. 5. На том же рисунке приведены заимствованные в [7] кривые импульсного сопротивления бесконечных противовесов.

В [8] указывается, что для расчета вероятности перекрытия изоляции ВЛ под воздействием грозовых перенапряжений в качестве сопротивления заземляющего устройства можно взять значение его импульсного сопротивления при $t = 2$ мкс.

Соответствующие результаты расчета импульсного сопротивления $Z_{\text{и}}(t)$ для различных значений удельного электрического сопротивления грунта при $t = 2$ мкс приведены в табл. 2.

Определение вероятности возникновения обратного перекрытия изоляции ВЛ при ударе молнии в вершину опоры проведено по методике [8].

Результаты расчетов средних значений периодов безаварийной работы ТП продольного электроснабжения БАМ при длине защищенного подхода $l_{\text{п}} = 1$ км и среднегодовой длительности гроз $n = 30$ ч приведены в табл. 3.

Из табл. 3 нетрудно сделать вывод, что рельсовый путь обеспечивает более надежную защиту подстанции от волн грозовых перенапряжений, приходящих с линии, чем протяженный противовес для широкого диапазона значений удельного электрического сопротивления грунта.

Выводы. 1. Для трансформаторных подстанций, расположенных в зонах с высоким удельным сопротивлением грунта и использующих рельсовый путь в каче-

Таблица 2

Тип заземлителя	Удельное сопротивление грунта, Ом·м	Импульсное сопротивление, Ом
противовес	12,5	75
	5	65
	2	40
	0,5	21
рельсовый путь	12,5	37
	5	32
	2	26
	0,5	21

Таблица 3

Тип заземлителя	Удельное сопротивление грунта, Ом·м	Показатель грозоподстанции, лет
рельсовый путь	12,5	32
	5	37
	2	41
	0,5	48
противовес	12,5	23
	5	25
	2	31
	0,5	48

стве естественного заземлителя, стержневые молниеотводы можно заземлять на общий контур заземления.

2. Грозозащитный трос воздушных линий, расположенных в зонах с высоким удельным сопротивлением грунта вблизи рельсового пути, следует заземлять на каждой опоре через роговые разрядники на ближайшую рельсовую нить.

Приложение. Обоснование с точки зрения требований электробезопасности предложенных технических решений по заземлению ТП.

Покажем, что при соединении заземляющего устройства ТП с рельсовым путем можно отказаться от сооружения нормируемого по сопротивлению растеканию заземляющего контура, ограничившись выполнением выравнивающей сетки. Для вероятности превышения напряжения, появившимися на заземляющем устройстве ТП в аварийном режиме, допустимого значения можно записать:

$$P_{\Pi} = P \left\{ U_{\Pi}^{3 \cdot c} \leq I^{(1)} \frac{1}{2} \sqrt{Z_p r_{\Pi}} \right\},$$

где $U_{\Pi}^{3 \cdot c}$ — случайная величина допустимого напряжения на заземляющем контуре [9]; $I^{(1)}$ — ток однофазного короткого замыкания на землю; Z_p — продольное сопротивление рельсового пути.

Пользуясь монотонностью логарифмической функции, получим

$$P_{\Pi} = P \left\{ \lg U_{\Pi}^{3 \cdot c} - \frac{1}{2} \lg r_{\Pi} - \lg \left(\frac{1}{2} I^{(1)} \sqrt{Z_p} \right) \leq 0 \right\}.$$

Для сетей БАМ напряжением 35 кВ токи однофазного замыкания могут достигать 50 А.

Считая $I^{(1)}$, Z_p постоянными величинами, $U_{\Pi}^{3 \cdot c}$, r_{Π} случайными, распределенными по логарифмически нормальному закону [9], получим

$$P_{\Pi} = \frac{1}{2} \Phi \left(\frac{m\xi}{\sqrt{2}\sigma_{\xi}} \right),$$

где

$$m\xi = m \left(\lg U_{\Pi}^{3 \cdot c} \right) - \frac{1}{2} m \left(\lg r_{\Pi} \right) - \lg \left(\frac{1}{2} I^{(1)} \sqrt{Z_p} \right);$$

$$\sigma_{\xi} = \sqrt{\sigma^2 (\lg U_{\Pi}^{3 \cdot c}) + \frac{1}{4} \sigma^2 (\lg r_{\Pi})};$$

$$\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-y^2} dy — \text{функция ошибок.}$$

При времени отключения замыкания на землю $t = 1$ с в результате расчетов получено для районов с вечномерзлыми грунтами $P_{\Pi} = 6,4 \cdot 10^{-13}$; для районов с обычными грунтами $P_{\Pi} = 3,4 \cdot 10^{-8}$. При столь ничтожной вероятности возникновения опасной ситуации можно сделать вывод о том, что использование рельсового пути в качестве элемента заземляющей системы трансформаторной подстанции обеспечивает практически абсолютную электробезопасность на ее территории.

Оценим условия электробезопасности при выполнении грозозащиты ВЛ на подходах к подстанции описанным способом. Наиболее опасным режимом будет нарушение изоляции и возникновение однофазного замыкания на крайней, наиболее удаленной от места подведения грозозащитного троса к рельсовому пути опоре.

Возникающее на этой опоре напряжение

$$U^{оп} = I^{(1)} \left(Z_{\Pi} I_{\Pi} + \frac{1}{2} \sqrt{Z_p r_{\Pi}} \right),$$

где Z_{Π} — удельное сопротивление грозозащитного троса, Ом/км.

При времени срабатывания защиты $t = 1$ с от однофазных коротких замыканий вероятность превышения напряжением $U^{оп}$ допустимой величины $U_{\Pi}^{оп}$ составит $P_{\Pi} = 5,5 \cdot 10^{-12}$ для районов вечной мерзлоты и $P_{\Pi} = 7,6 \cdot 10^{-7}$ для районов с обычными грунтами. Эти результаты позволяют считать обоснованной, с точки зрения электробезопасности, предложенную систему заземления подходов ВЛ к трансформаторным подстанциям.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Косарев Б. И., Косолапов Г. Н. Расчет электрических характеристик рельсового пути как естественного заземлителя в зонах с вечной мерзлотой. — Электричество, 1981, № 1.
2. Рыков И. И., Разевиг Д. В. Атмосферные перенапряжения и защита от них тяговых устройств электрических железных дорог. — М.: Трансжелдориздат, 1952.
3. Правила устройства электроустановок. — М.: Энергия, 1966.
4. Рябкова Е. Я., Анненков В. З. Исследование противососос в плохопроводящих грунтах. — Электричество, 1971, № 6.
5. Косарев Б. И., Кушнир А. И. Расчет напряжений в рельсовом пути БАМа при разрядах в него тока молнии. — Вестник ВНИИЖТ, 1980, № 1.
6. Караев Р. И., Асанов Т. К. Схема заземления тяговой сети переменного тока в переходном режиме. — Электричество, 1977, № 11.
7. Рябкова Е. Я. Заземление в установках высокого напряжения. — М.: Энергия, 1978.
8. Техника высоких напряжений/Под ред. М. В. Костенко. — М.: Наука, 1973.
9. Косарев Б. И., Косолапов Г. Н. Условия электробезопасности обслуживания рельсового пути в тяговой сети 2×25 кВ. — Электричество, 1978, № 6.

[19.12.83]

Расчет сложных систем с постоянными магнитами

КОГЕН-ДАЛИН В. В., КУРБАТОВ П. А.

Постановка задачи. По методам расчета систем с постоянными магнитами (СПМ) существует обширная библиография, основная часть которой (по 1976 г.) приведена в [1]. Расчеты СПМ на ЭВМ основаны на решении либо системы дифференциальных уравнений, либо интегральных уравнений Фредгольма. В первом случае при расчете сложных СПМ необходим большой объем памяти ЭВМ, и на решение задачи затрачивается много машинного времени. Использование интегральных уравнений позволяет разбить расчет на два самостоятельных этапа. На первом находят распределение намагниченности во всех ферромагнитных элементах системы, а на втором производят расчет топографии поля в рабочем объеме системы. Таким образом, определяется магнитное поле не во всем пространстве, где размещена СПМ, а лишь в локальных областях.

Как известно, поляризованные ферромагнитные объемы можно рассматривать как совокупность магнитных диполей — кольцевых элементарных токов или магнитных зарядов (авторы некоторых работ используют термин вторичный источник поля). Плотность элементарных токов определяется как ротор вектора намагниченности, а плотность магнитного заряда — как его дивергенция. Введение этих величин упрощает подынтегральные функции и облегчает физическую трактовку промежуточных результатов расчета. В этом отношении особенно удобно применение магнитных зарядов, представляющих собой скалярную величину.

Впервые задача магнитостатики с использованием интегрального уравнения и магнитных зарядов решалась в [2]. На той же основе проводилось электрическое моделирование СПМ [3 и 4]. Метод интегральных уравнений эффективен при расчете систем с магнитами из сплавов редкоземельных металлов, имеющими постоянную намагниченность, так как в этом случае первый этап расчета сводится к определению намагниченности только в магнитно-мягкой арматуре [5—7].

Расчет СПМ, как задача анализа магнитостатического поля, близок к задачам расчета стационарных полей в ферромагнитных средах, которые рассмотрены в [8 и 9].

Современные тенденции развития методов инженерного расчета направлены на достижение большей их эффективности — уменьшение машинного времени, так как единичный расчет становится элементом системы автоматизированного проектирования с обширным экспериментом на ЭВМ. Применительно к расчету СПМ эти требования связаны:

1) с разработкой алгоритма итерационного процесса определения намагниченности в нелинейных средах, обладающего хорошей сходимостью независимо от вида магнитной характеристики и расположения на ней рабочего участка;

2) с разработкой высокопроизводительного алгоритма интегрирования ядер интегральных уравнений по поверхностям элементарных объемов ферромагнитных сред;

3) с построением удобного для ЭВМ математического описания геометрической формы элементов СПМ.

В настоящей статье рассматривается апробированный вариант решения всех трех поставленных задач.

Исходные соотношения и общий алгоритм решения. Для удобства построения математического описания СПМ выделим в ней следующие элементы:

1) постоянные магниты с практически неизменной намагниченностью (феррит-бариевые, самарий-кобальтовые и т. п.);

2) постоянные магниты из материала с изменяющейся под воздействием внешнего или собственного поля намагниченностью;

3) детали, изготовленные из магнитно-мягких изотропных материалов (МММ), магнитное состояние которых заранее не известно;

4) тонкие эквипотенциальные (ненасыщенные) элементы СПМ из МММ.

Напряженность поля \vec{H} , созданного СПМ, связана интегральным соотношением с распределением намагниченности \vec{J} в ферромагнитных объемах и плотностью зарядов σ на эквипотенциальных элементах:

$$\vec{H}(Q) = \frac{1}{4\pi} \left[\int_S \frac{(\vec{J}\vec{n})\vec{r}}{r^3} dS - \int_V \frac{\nabla \vec{J}\vec{r}}{r^3} dV + \frac{1}{\mu_0} \int_{S_0} \frac{\sigma\vec{r}}{r^3} dS \right], \quad (1)$$

где V — объем ферромагнитных элементов СПМ, ограниченных поверхностью S ; S_0 — поверхность тонких ненасыщенных элементов; $\vec{r} = \vec{r}_{QP}$ — радиус-вектор, соединяющий точку наблюдения Q с текущей точкой интегрирования P .

Примем за основу кусочно-постоянную аппроксимацию намагниченности в элементарных объемах, на которые разбиваются элементы СПМ. Тогда из (1) можно исключить объемный интеграл и при постоянстве функции положения нормали \vec{n} на каждой грани элементарного объема заменить интегральное уравнение алгебраическим:

$$\vec{H}(Q) = \frac{1}{4\pi} \left[\sum_{j=1}^N \sum_{v=1}^{L_j} (\vec{J}_j \vec{n}_{vj}) \int_{\Delta S_{vj}} \frac{\vec{r}}{r^3} dS + \frac{1}{\mu_0} \times \sum_{k=1}^M \sigma_k \int_{\Delta S_k} \frac{\vec{r}}{r^3} dS \right], \quad (2)$$

где N — общее число элементарных объемов; ΔS_{vj} — поверхность v -й грани j -го элементарного объема; L_j — общее число граней; ΔS_k — поверхность элементарной площадки, в пределах которой плотность магнитных зарядов считается постоянной.

Система уравнений (2), записанных для центров элементарных объемов с заданными магнитными характеристиками материала элементов используется для расчета неизвестного распределения намагниченности \vec{J} . Расчет распределения зарядов σ на тонких эквипотенциальных элементах базируется на решении уравнения для потенциалов этих элементов:

$$\varphi_a(Q) = \frac{1}{4\pi} \left[\sum_{j=1}^N \sum_{v=1}^{L_j} (\vec{J}_j \vec{n}_{vj}) \int_{\Delta S_{vj}} \frac{dS}{r} + \right]$$

$$+ \frac{1}{\mu_0} \sum_{k=1}^M \sigma_k \int_{\Delta S_k} \frac{dS}{r} \Bigg], \quad (3)$$

где $\varphi_3 = \text{const}$ — потенциал элемента, который может быть исключен из (3) с помощью дополнительного соотношения, выражающего равенство нулю суммарного заряда этого элемента [12].

Расчет СПМ проводится по следующей схеме:

1. Задание нулевого приближения значений намагниченности в ферромагнитных элементах.

2. Расчет по уравнению (3) плотности зарядов σ_k на тонких эквипотенциальных элементах при фиксированном значении намагниченности в остальных деталях СПМ.

3. Итерационное решение уравнения (2) с учетом характеристик использованных материалов при фиксированном значении рассчитанной на втором этапе плотности зарядов σ_k и определение следующего приближения намагниченности \bar{J}_j в каждом элементарном объеме ферромагнитных деталей с непостоянной намагниченностью.

4. Проверка условия достижения заданной точности расчета распределенных источников поля \bar{J}_j и σ_k в СПМ. Если условие не удовлетворяется, то расчет повторяется, начиная со второго этапа; в противном случае выполняется следующий этап.

5. Расчет по формуле (2) напряженности поля в заданной области магнитной системы.

Наиболее ответственной частью такого алгоритма является обеспечение хорошей сходимости процесса вычислений на третьем этапе при существующем многообразии магнитных материалов.

Алгоритм расчета намагниченности ферромагнитных элементов. Записывая соотношение (2) для точки наблюдения Q , последовательно обегаящей все центры элементарных объемов из материала с непостоянной намагниченностью, получаем систему уравнений:

$$\mathbf{H} = \mathbf{A}\mathbf{J} + \mathbf{C}\sigma, \quad (4)$$

у которой коэффициенты матриц \mathbf{A} и \mathbf{C} в декартовой прямоугольной системе координат вычисляются по формулам:

$$a_{3(i-1)+g, 3(j-1)+h} = \frac{1}{4\pi} \sum_{v=1}^{L_j} (\bar{e}_h \bar{n}_{vj}) \int_{\Delta S_{vj}} \frac{r_g}{r^3} dS;$$

$$c_{3(i-1)+g, k} = \frac{1}{4\pi\mu_0} \int_{\Delta S_k} \frac{r_g}{r^3} dS,$$

где $i = 1, 2, \dots, N$ — номер элементарного объема, в котором располагается точка наблюдения Q ; $j = 1, 2, \dots, N$ — номер элементарного объема, от намагниченности которого рассчитывается вклад в поле; $g = 1, 2, 3$ — номера x -, y - и z -составляющих вектора напряженности поля; $h = 1, 2, 3$ — номера x -, y - и z -составляющих вектора намагниченности; r_g — проекция радиуса-вектора r на оси x, y, z ($h = 1, 2, 3$); \bar{e}_h — единичный орт направленный соответственно по осям x, y и z ($h = 1, 2, 3$); $k = 1, 2, \dots, M$ — номер элементарной площадки на эквипотенциальной пластине.

Система (4) чаще всего имеет значительную размерность, поэтому в программе предусмотрено хранение коэффициентов \mathbf{A} и \mathbf{C} во внешней памяти ЭВМ, а в оперативной памяти находятся только используемые на данном шаге вычислений части этих матриц. Итераци-

онный процесс построен по порядку номеров элементарных ферромагнитных объемов.

Если k -й элементарный объем состоит из изотропного МММ, характеристика которого имеет вид $|\bar{J}| = F(|\bar{H}|)$, то вектор напряженности поля в центре объема совпадает по направлению с вектором намагниченности и будут справедливы следующие соотношения:

$$H_{hh} = J_{hh}/\kappa_k, \quad h = (x, y, z), \quad (5)$$

где $\kappa_k = |\bar{J}_k|/|\bar{H}_k|$ — значение магнитной восприимчивости в центре элементарного объема МММ; величина κ_k является нелинейной функцией $|\bar{H}_k|$.

Подстановка (5) в (4) позволяет исключить из (4) три неизвестные компоненты H_{hh} результирующей напряженности поля \bar{H}_h в каждом элементарном объеме МММ, заменив их одной неизвестной скалярной величиной κ_k и искомыми компонентами намагниченности J_{hh} . Для элементов из МММ получим матричное уравнение

$$(\mathbf{A}_m - \mathbf{D}) \mathbf{J} + \mathbf{C}_m \sigma = 0. \quad (6)$$

Здесь и ниже индекс «м» указывает, что из системы (4) взяты уравнения, записанные для элементов из МММ; \mathbf{D} — матрица одинаковой с \mathbf{A}_m размерностью, у которой на главной диагонали стоят коэффициенты $1/\kappa_k$, остальные элементы — нули (k «пробегают» номера всех элементарных объемов из МММ).

Метод решения нелинейной системы (6) основан на том, что компоненты вектора намагниченности (J_{xk}, J_{yk}, J_{zk}) каждого элементарного объема k при фиксированном поле, созданном внешними по отношению к этому объему источниками, можно выразить, используя (5), нелинейной функцией одной независимой скалярной переменной $|\bar{H}_k|$. С другой стороны, связь $|\bar{H}_k|$ с $|\bar{J}_k|$ определяется заданной магнитной характеристикой МММ.

Совместное решение этих уравнений осуществляется путем минимизации критерия

$$\Phi_k(|\bar{H}_k|) = \left| \sqrt{J_{xk}^2 + J_{yk}^2 + J_{zk}^2} - |\bar{J}_k| \right| \quad \text{при ограничении } 0 \leq |\bar{H}_k| \leq |\bar{H}_{\text{вн}}|, \quad (7)$$

где J_{xk}, J_{yk} и J_{zk} — k -я компонента решения системы (6) для заданного на каждом шаге минимизации значения $|\bar{H}_k|$; $|\bar{J}_k|$ — намагниченность материала, определенная по магнитной характеристике при том же значении $|\bar{H}_k|$; $\bar{H}_{\text{вн}}$ — напряженность поля, созданного внешними по отношению к k -му элементарному объему источниками.

Физический смысл введения критерия (7) и поочередного выделения из системы (6) уравнения для одного элементарного объема аналогичен физическому смыслу итерационного электрического моделирования магнитных систем, описанного в [1]. Характер критерия поясняется на рис. 1, где изображены кривая начально-

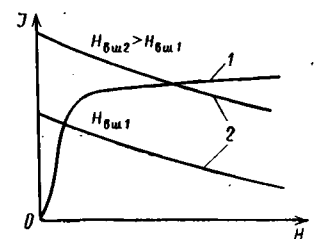


Рис. 1. К определению критерия для расчета намагниченности объемов из МММ

го намагничивания МММ 1 и кривая 2, качественно отражающая зависимость модуля вектора намагниченности k -го элементарного объема от модуля напряженности поля [получается совместным решением алгебраических уравнений системы (6)]. Точка пересечения этих кривых, соответствующая минимуму критерия (7), дает искомые значения $|\bar{J}_k|$ и $|\bar{H}_k|$.

Алгоритм минимизации критерия $\Phi_k(|\bar{H}_k|)$ основан на известном методе «золотого сечения» [10]. Пробные значения критерия рассчитываются в следующей последовательности:

- 1) задается текущее пробное значение $|\bar{H}_k|$;
- 2) по характеристике материала определяется $|\bar{J}_k|$ и вычисляется по (5) текущее значение коэффициента χ_k ;
- 3) решается система уравнений (6) для рассматриваемого k -го элементарного объема и определяются текущие значения составляющих вектора намагниченности J_{xk}, J_{yk}, J_{zk} ;
- 4) по формуле (7) рассчитывается значение функционала $\Phi_k(|\bar{H}_k|)$.

Из рис. 1 ясно, что $\Phi(|\bar{H}_k|)$ имеет единственный экстремум и, следовательно, используемый метод позволит его отыскать, если дифференциальная восприимчивость материала $\chi_d \geq 0$. Это неравенство справедливо практически для всех используемых МММ.

Минимизация критерия (7) на каждом шаге итерационного процесса решения системы уравнений (6) ограничивает область поиска значений намагниченности в элементах из МММ множеством точек на кривой намагничивания. Поэтому алгоритм обладает лучшей сходимостью, чем, например, алгоритмы, рассмотренные в [9], где решение ищется в неограниченной области, и на промежуточных шагах вычислений рабочие точки элементарных объемов не лежат на кривой намагничивания.

Один шаг итерационного процесса решения системы (6) состоит в расчете по этой методике составляющих вектора намагниченности всех элементарных объемов при фиксированном внешнем по отношению к ним поле.

Взаимное влияние намагниченных объемов друг на друга учитывается с помощью повторения расчетов по следующей рекуррентной формуле, соответствующей известной схеме метода простых итераций:

$$\bar{J}_m^{n+1} = \bar{J}_m^n - \tau (\bar{J}_m^n - \bar{J}^*), \quad (8)$$

$$\text{где } \bar{J}^* = -(\bar{A}'_{dm} - D')^{-1} [(A_m - A_{dm}) \bar{J}^n + C_m \sigma];$$

n — номер итерации; τ — стационарный параметр итерационного процесса; A'_{dm} — диагональная клеточная матрица, составленная из диагональных клеток размером 3×3 матрицы A , т. е. из коэффициентов, характеризующих вклад в поле \bar{H} собственной намагниченности элементарных объемов из МММ; A_{dm} — матрица A_{dm} , дополненная нулями до размерности матрицы A_m ; D' — диагональная матрица, построенная на главной диагонали матрицы D .

Промежуточное приближение \bar{J}^* является результатом совместного решения на $n + 1$ итерации системы уравнений (4) и (5), учитывающей нелинейные характеристики материала. Новизна и оригинальность предлагаемого метода состоит в способе определения компонент \bar{J}^* на основе минимизации функционала [7]. При этом скорость сходимости итерационного процесса сла-

бо зависит от текущего значения магнитной проницаемости материала.

Если материал имеет высокое значение магнитной восприимчивости ($\chi > 10$), то коэффициенты матрицы D' существенно меньше диагональных коэффициентов матрицы A'_{dm} в формуле (8). Поэтому скорость сходимости определяется только обусловленностью матрицы A , т. е. формой ферромагнитных деталей СПМ и способом разбиения их на элементарные объемы. При малой магнитной восприимчивости ($\chi < 10$) все коэффициенты матрицы D' соизмеримы или больше диагональных коэффициентов матрицы A'_{dm} и заметно увеличивают абсолютное значение разности $(A'_{dm} - D')$, так как коэффициенты матрицы A'_{dm} отрицательные. Это приводит к ускорению сходимости итерационного процесса.

Преимущество предлагаемого алгоритма проявляется и в том, что выбор параметра τ весьма не критичен: достаточно найти экспериментальным путем значения τ для первого варианта проектируемой магнитной системы. В наших расчетах значение τ выбиралось в диапазоне от 0,3 до 0,5.

Если k -й элементарный объем относится к элементу из МТМ, то его свойства задаются в системе координат, привязанной к осям анизотропии $\alpha_k, \beta_k, \gamma_k$ (направление основного намагничивания — α_k , а перпендикулярные к нему направления — β_k и γ_k). Существующая аппаратура контроля МТМ позволяет получить зависимости $J_\alpha = F_\alpha(H_\alpha)$; $J_\beta = F_\beta(H_\beta)$; $J_\gamma = F_\gamma(H_\gamma)$.

Опыт показывает [1], что в СПМ рабочие участки характеристик $F_\beta(H_\beta)$ и $F_\gamma(H_\gamma)$ практически линейны, т. е. $J_\beta = K_\beta H_\beta$; $J_\gamma = K_\gamma H_\gamma$. Для получения расчетных уравнений надо преобразовать систему (4), записанную относительно системы координат x, y, z , к системе $\alpha_k, \beta_k, \gamma_k$ (k «пробегаёт» номера всех элементарных объемов из МТМ). Матрица преобразований L является клеточной диагональной матрицей, у которой каждая клетка размером 3×3 содержит направляющие косинусы осей. В результате для намагниченности элементарных объемов получим матричное уравнение

$$A'_{dt} L J_t^a = L N_t^a - (A_t - A_{dt}) J - C_t \sigma, \quad (9)$$

где верхний индекс «а» указывает компоненты векторов, определенных в системе координат, которая совпадает с осями анизотропии; нижний индекс «т» указывает, что из (4) взяты уравнения для элементарных объемов из МТМ; N_t^a — вектор-столбец, составленный из значений составляющих результирующей напряженности поля в элементарных объемах; при $K_\beta, K_\gamma = \text{const}$ требуется определение только компонент $H_{\alpha k}$.

Расчет компонент вектора N_t^a , характеризующих положение рабочей точки на кривой размагничивания МТМ, аналогичен расчету коэффициентов матрицы G для ММ. Минимизируется критерий

$$\Phi_k(H_{\alpha k}) = |J_{\alpha k} - F_\alpha(H_{\alpha k})| \text{ при ограничениях } H_{\alpha k} \in S_d, \quad (10)$$

где $J_{\alpha k}$ — k -я компонента решения системы (9) в направлении основного намагничивания — функция $H_{\alpha k}$; S_d — допустимая область изменения $H_{\alpha k}$.

Геометрический смысл критерия (10) поясняется на рис. 2, где изображены кривая размагничивания МТМ и зависимость J_α от величины H_α , получаемая из решения системы уравнений (9). Точка пересечения кри-

вых, соответствующая $\min \Phi_k(H_{\alpha k})$ есть искомое Решение.

Общий итерационный процесс решения системы (9) построен по рекуррентной формуле:

$$\mathbf{J}_T^{n+1} = \mathbf{J}_T^n - \tau \{ \mathbf{J}_T^n - L (\mathbf{A}_{dT} L)^{-1} [L (\mathbf{H}_T^n)^n - (\mathbf{A}_T - \mathbf{A}_{dT}) \mathbf{J}_T^n - \mathbf{C}_T \sigma] \}. \quad (11)$$

Для известных материалов и систем величина вектора \mathbf{H}_T^n , характеризующего положение рабочего участка деталей из МТМ на кривой размагничивания, ограничена конечными пределами (обычно его компоненты $0 < H_{\alpha k} < H_c$), что значительно облегчает выбор параметра τ .

Так как системы уравнений (6) и (9) являются составными частями полной системы уравнений (4), то рассмотренные итерационные алгоритмы необходимо понимать как этапы единого итерационного процесса решения поставленной задачи. Критерием получения необходимой точности расчета намагниченности в ферромагнитных деталях СПМ и, следовательно, условием прекращения процесса вычислений служит заданная величина невязки

$$\Delta = \frac{\|\mathbf{J}^{n+1} - \mathbf{J}^n\|}{\|\mathbf{J}^n\|} \leq \varepsilon. \quad (12)$$

Математическое описание геометрической формы СПМ и вычисление коэффициентов расчетных матриц. Принятое условие кусочно-постоянного распределения функции положение нормали \bar{n} будет выполнено в том случае, если все элементарные объемы ограничены плоскостями, т. е. эти объемы имеют вид многогранника. В качестве элементарного объема выбран выпуклый шестигранник ($L_j=6, j=1, 2, \dots, N$), у которого допускается произвольное расположение вершин. Любая из четырехугольных граней шестигранника может вырождаться в треугольник, линию или точку. Поэтому любую трехмерную геометрическую фигуру можно достаточно точно задать совокупностью таких шестигранников. Примеры использования шестигранников для дискретного представления элементов СПМ приведены на рис. 3.

Ферромагнитные объемы системы задаются ЭВМ как набор декартовых координат вершин шестигранников. Каждый шестигранный объем, в свою очередь, разбивается автоматически на элементарные объемы, в пределах которых намагниченность считается постоянной. Для каждого шестигранного объема при необходимости вводятся три декартовые системы координат.

1. Основная (исходная) система координат x, y, z , в которой шестигранник может иметь симметрию в геометрическом или в геометрическом и магнитном отношении:

- а) в азимутальной плоскости относительно оси x ;
- б) с постоянным периодом вдоль оси x ;
- в) зеркально-симметричные относительно плоскости zOy .

2. Локальная система координат x', y', z' , расположенная произвольно относительно основной для описания локальной симметрии.

3. Произвольно ориентированную относительно основной систему координат (α, β, γ) , совпадающую по направлению с осями магнитной анизотропии элементарных объемов.

Магнитно-мягкий тонкий ненасыщенный элемент задается ЭВМ набором декартовых координат вершин аппроксимирующих четырехугольных пластин. Каждая четырехугольная пластина разбивается автоматически на элементарные четырехугольные площадки. Любая из сторон четырехугольника может вырождаться в точку, т. е. допустимы треугольные площадки.

Процесс интегрирования при построении расчетных матриц \mathbf{A} и \mathbf{C} требует значительных затрат машинного времени. Эффективное алгоритмическое решение этой задачи определяет в конечном итоге эффективность алгоритма расчета СПМ в целом. Поверхностные интегралы имеют простое аналитическое выражение только в случае прямоугольных площадок интегрирования. Для произвольных четырехугольников, какими чаще всего являются грани элементарных шестигранных объемов, получить простое аналитическое выражение не удастся. В разработанном комбинированном алгоритме для упрощения интегрирования и вычисления скалярных произведений производится поворот системы координат так, чтобы плоскость xOy установилась параллельно площадке интегрирования, а ось x — параллельно ее диагонали.

Преобразованный интеграл в коэффициентах системы уравнений (4) имеет вид

$$\Delta I_g^* = \int_a^b \int_{x_1^*(y^*)}^{x_2^*(y^*)} \frac{r_g^*}{r^3} dx^* dy^*,$$

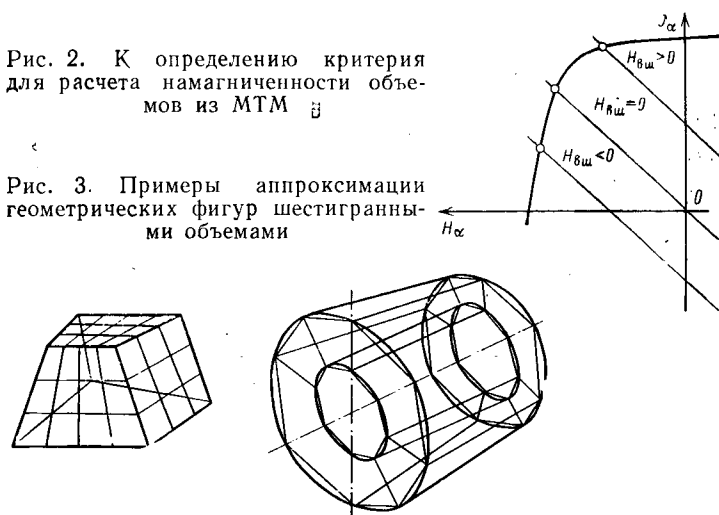
где * указывает, что расчет проводится в повернутой системе координат.

Первый интеграл по x^* с переменными пределами дает простое аналитическое выражение, а второй интеграл по y^* с постоянными пределами определяется численно по формуле Симпсона с автоматическим выбором шага интегрирования. Шаг задается как функция расстояния до текущей точки интегрирования.

Примеры. Описанный алгоритм реализован на ЭВМ БЭСМ-6. При использовании одного накопителя на магнитных дисках возможно введение до 300 элементарных объемов ферромагнитного материала. Это число указано без учета возможной симметрии магнитной системы. Многие магнитные системы имеют частичную осевую или плоскую симметрию, и число фактически учитываемых в расчете элементарных объемов возрастает. На

Рис. 2. К определению критерия для расчета намагниченности объемов из МТМ \bar{n}

Рис. 3. Примеры аппроксимации геометрических фигур шестигранными объемами



пример, в магнитных системах магнитоэлектрических машин число таких объемов возрастает в $2p$ раз (p — число пар полюсов).

Для иллюстрации возможностей алгоритма и программы приведены результаты расчета серийной магнитной системы, изображенной на рис. 4. Система задана восьмью шестигранными объемами, разбитыми на 66 элементарных объемов, и двумя тонкими эквипотенциальными четырехугольными пластинами, на которых выделено 18 элементарных площадок.

Время счета коэффициентов матриц A и C уравнения (4) составило 10 мин. Время расчета намагниченности одного элементарного объема [шаг итерационного процесса решения системы уравнений (6)] не превышает 0,1 с. Один большой цикл, соответствующий расчету намагниченности всех элементарных объемов при фиксированном значении зарядов на эквипотенциальных поверхностях, проходит в течение 15 с. Общее число больших циклов 30 (невязка меньше 0,1 %). Время расчета напряженности поля в рабочем объеме зависит от числа точек наблюдения. В частности, для системы рис. 4 оно составило 12 с на точку наблюдения. Время расчета распределения намагниченности составило 15 мин.

Характерной особенностью СПМ является расположение рабочих точек отдельных объемов наконечника как на линейном участке кривой намагничивания, так и на участке насыщения. Это хорошо видно на рис. 5, где показано на двух проекциях распределение намагни-

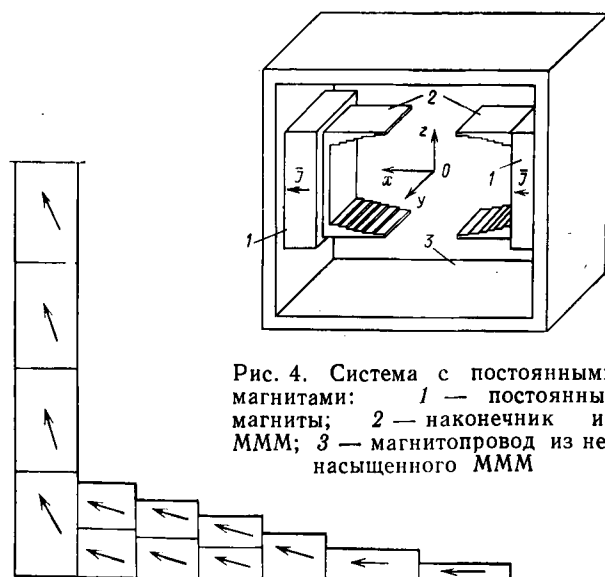


Рис. 4. Система с постоянными магнитами: 1 — постоянные магниты; 2 — наконечник из МММ; 3 — магнитопровод из не-насыщенного МММ

344	954	1125	1270	1402	1403	1405
324	942	1126	1203	1358	1400	1406
318	935	1004	1159	1330	1401	1408

Рис. 5. Распределение намагниченности в наконечнике СПМ

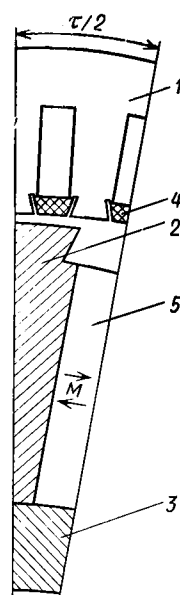


Рис. 6. Результаты расчета и экспериментального исследования продольного поля на оси системы

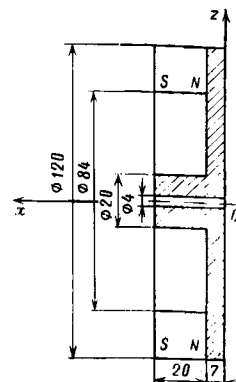


Рис. 7. Эскиз магнитной системы магнитоэлектрической машины

Рис. 8. Магнитная система с кольцевым постоянным магнитом

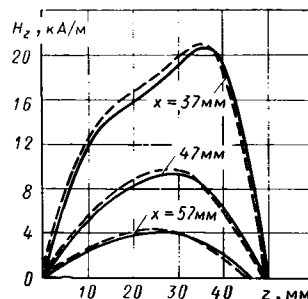


Рис. 9. Результаты расчетов и экспериментальных исследований СПМ: — — расчет; — — — — эксперимент

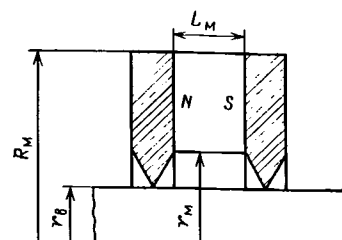
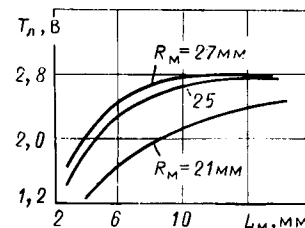


Рис. 10. СПС для магнитоэлектрического уплотнения

Рис. 11. Зависимость модуля индукции в зазоре между острием наконечника и валом в СПМ на рис. 10 от длины магнита при различных значениях R_M ($r_B = 14$, $r_M = 14,1$)



ченности по наконечнику ($J_s = 1450$ кА/м). Точность расчета (5—6 %) оценена путем сопоставления с данными экспериментальных измерений напряженности поля на оси системы. Расчетные и экспериментальные кривые приведены на рис. 6. Основная погрешность измерительной установки 3 %.

На рис. 7 изображен эскиз поперечного сечения магнитной системы магнитоэлектрической машины ($1/2$ полюсного деления). Характерной особенностью этой системы является использование для различных элементов цепи МММ с различными характеристиками. Для

статора 1 применена электротехническая сталь, для полюсов ротора 2 — машиностроительная сталь, для втулки 3 — слабомагнитная сталь, для ферромагнитных клиньев 4 — специальные магнитодиэлектрики или ферриты, для магнитов 5 — МТМ. Магнитное состояние элементарных объемов системы существенно различно: рабочие точки соответствуют линейному участку кривой намагничивания, колену этой кривой, состоянию глубокого насыщения. Общее время расчета таких систем — не более 70 мин при 30—35 больших циклах. Результаты расчета поля в воздушном зазоре сопоставлялись с данными эксперимента. Расхождение не превышает 6 %.

На рис. 8 приведена конструкция кольцевой СПМ с магнитом из сплава ЮНДК-24 и стальным сердечником. Рабочие точки постоянного магнита расположены на крутом участке кривой размагничивания. Сопоставление результатов расчета СПМ с данными эксперимента дано на рис. 9. Время расчета на ЭВМ ЕС-1033 составило 12 мин. На рис. 10 изображена СПМ для магнитоэластического уплотнения, состоящая из магнита (сплав КС-37А), заостренных полюсных наконечников (ванадиевый пермендюр) и ферромагнитного вала (конструкционная сталь). Результаты численного исследования индукции в малом зазоре (0,1 мм) под острием полюсного наконечника приведены на рис. 11. Время расчета 7 мин.

Выводы. 1. Предложен новый алгоритм расчета систем с постоянными магнитами, имеющими произвольную форму кривой размагничивания. Система может содержать элементы из магнитно-мягкого материала, реальная характеристика намагничивания которого вводится в расчет, а также эквипотенциальные поверхности, потенциал которых определяется наведенными магнитными зарядами.

Отличительной особенностью предложенного алгоритма является решение системы алгебраических уравнений, заменяющих исходное нелинейное интегральное уравнение. Из системы поочередно выделяется уравнение, связывающее модуль намагниченности k -го объема с модулем напряженности поля в этом объеме. При этом намагниченность всех остальных объемов принимается фиксированной. Выделенное уравнение решается совместно с уравнением магнитной характеристики материала элементарного объема.

3. Эффективность вычислительного алгоритма дости-

гается ограничением области поиска решения только точками на магнитной характеристике. В результате улучшается сходимость и существенно уменьшается число циклов итерационного процесса нахождения намагниченности элементарных объемов магнитной системы.

4. Предложенная унификация процесса разбиения элементов магнитной системы на элементарные объемы существенно упростила и ускорила процедуру вычисления ядра интегрального уравнения для элементарных объемов, т. е. расчет коэффициентов системы алгебраических уравнений, заменяющей исходное интегральное уравнение.

5. Предложенные алгоритм и программа универсальны для анализа широкого класса задач магнитостатики, что подтверждается опытом эксплуатации СПМ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коген-Далин В. В., Комаров Е. В. Расчет и испытание систем с постоянными магнитами. — М.: Энергия, 1977.
2. Benetot M. Sur le calcul des aimants permanents de forme «tubulaire». — Annales de Radioelectricite, 1954, № 36.
3. Лукошkov В. С., Купчинов Н. Ф. Метод вводимых токов для решения с помощью электролитической ванны нелинейных задач статического магнитного поля. — Электронная техника, 1971, сер. 1, вып. 2.
4. Данович И. А., Митус И. Н. Расчет и проектирование магнитных фокусирующих систем приборов СВЧ. — Изв. вузов Радиоэлектроника, 1972, № 8.
5. Коген-Далин В. В., Коняев Ю. А., Курбатов П. А. Расчет магнитных систем с редкоземельными магнитами и ненасыщенной арматурой методом интегральных уравнений. — Электричество, 1975, № 7.
6. Курбатов П. А., Каневский Е. И., Кузнецов Э. В. Расчет поля магнитной фокусирующей системы гребенчатого типа с редкоземельными магнитами на ЭВМ методом интегральных уравнений. — Электронная техника, сер. 1, вып. 7, 1978.
7. Сараев В. В. Использование ЭВМ при расчете систем с редкоземельными магнитами методом интегральных уравнений. — Тр. МЭИ, вып. 323, 1977.
8. Тозони О. В., Маергойз И. Д. Расчет трехмерных электромагнитных полей. — Киев: Техника, 1974.
9. Тозони О. В. Метод вторичных источников в электротехнике. — М.: Энергия, 1975.
10. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование. — М.: Мир, 1975.
11. Ильин В. А., Позняк Э. Г. Линейная алгебра. — М.: Наука, 1974.
12. Курбатов П. А. Упрощенный метод расчета магнитных систем с редкоземельными магнитами и тонкой ненасыщенной арматурой. — Электричество, № 12, 1976.

[07.04.8]

УДК [621.315.222:621.315.616.9]:622.323

Влияние технологических и эксплуатационных факторов на характеристики силовых кабелей для нефтедобычи

МЕСЕНЖНИК Я. З., канд. физ.-мат. наук, ОСЯГИН А. А., инж.

Ташкент

Кабели, предназначенные для электропитания погружных двигателей нефтенасосов, во многом определяют работоспособность всего нефтедобывающего комплекса, погружаемого в скважину. В связи с этим важная роль принадлежит диагностике изменений электрических параметров и работоспособности таких кабелей.

С достаточной степенью приближения условия эксплуатации указанных кабелей можно имитировать тер-

мобарическим нагружением в смеси воды и жидких углеводородов (нефть или ее продукты) [1]. Для создания имитированных условий можно использовать установки высоких температур и давлений (УВДТ) со специальными электровыводами [2]. В таких установках поддерживают максимальные условия, при которых должны работать рассматриваемые кабели (температура 90 °С и гидростатическое давление 25 МПа).

Важнейшим элементом, определяющим работоспособность всего кабеля, является его изоляция. Серийные кабели типов КПБП и КПБК, выпускаемые согласно ТУ 16-505.129—82, имеют изоляцию из полиэтилена высокой плотности (ПЭВП). В общем случае электрические параметры изоляции и работоспособность кабелей зависят от ряда технологических и эксплуатационных факторов.

Влияние технологических факторов на электрические параметры изоляции. Влияние технологических режимов экструзии на электрические параметры изоляции рассматриваемых кабелей определялось методом многофакторного анализа. Исследования проводились методом активного математического планирования эксперимента.

В качестве определяющих факторов (независимых переменных) были выбраны восемь параметров изолирования: температурный режим нагрева и охлаждения полимерной массы — температуры зон загрузки T_1 , плавления T_2 , дозировки T_3 и формовки T_4 пресса, первой зоны охлаждения $T_{охл}$; линейная скорость изолирования $v_{из}$; диаметр жилы по изоляции $d_{из}$ и режим отжига проволоки. Температура индукционного отжига проволоки $T_{ж}$ косвенно контролировалась по значению тока $I_{отж}$.

Выбор независимых переменных определен их воздействием на структурные изменения в полимере и образование газовых включений в объеме изоляции. Так, T_1 существенно влияет на объем воздушных включений в полимере, определяя степень удаления влаги из гранулята в зоне загрузки пресса; T_2 и T_3 участвуют в формировании надмолекулярных структур; $T_{охл}$ и T_4 участвуют как в структурных преобразованиях, так и в возникновении газовых включений и ориентации молекул

полимера. В целом температурный режим процесса и охлаждения в значительной степени определяет структуру изоляции [3].

Скорость изолирования совместно с температурой T_4 непосредственно влияют на ориентационную вытяжку молекул полимера и косвенно — на завершающую стадию структурных преобразований. Во взаимосвязи с $d_{из}$ данный фактор определяет геометрию технологического формирующего инструмента и расстояние между дорном и матрицей, т. е. степень обжатия изоляционной заготовки. В свою очередь $d_{из}$ косвенно влияет на процессы завершения структурных преобразований, а также возникновения и распределения воздушных и газовых включений, определяя градиент распределения температуры по толщине изоляции, т. е. во многом определяет скорость охлаждения изоляции, а следовательно, и степень кристалличности полимера.

Температура $T_{ж}$ наряду с T_4 является одним из основных факторов, определяющих степень адгезии полимера с токопроводящей жилой (ТПЖ). Как недогрев, так и перегрев повышают количество воздушных и газовых включений у поверхности ТПЖ. Радиальная герметичность кабеля в основном зависит именно от этих факторов.

Степень влияния технологических факторов на электрические параметры изоляции определялась при нормальных условиях и термобарическом нагружении в вышеуказанных имитированных условиях. Исследования проводились в УВД-1200-250 с рабочим объемом камеры 50 л. Контролировались следующие электрические параметры (функции отклика): электрическое сопротивление изоляции $R_{из}$, $\lg \delta$ и напряжение начала ионизации газовых включений $U_{нач}$, причем значение $U_{нач}$ определялось по характеру зависимости $\lg \delta = f(U)$ при изменении напряжения от 0 до 10 кВ. Выбор функций отклика основан на результатах ранних исследований влияния отдельных технологических факторов [4].

Варьирование независимых переменных производилось на двух уровнях. В кодированном виде нижний уровень соответствует (+1), верхний — (−1). Для уменьшения количества экспериментов построен насыщенный план ранга 2^{8-4} . Матрица планирования экспериментов в общем виде имеет вид, представленный в табл. 1.

В табл. 1 технологические факторы закодированы в виде x_i (указаны в скобках). При этом каждая строка матрицы представляет собой определенный технологический режим. Для каждого уровня варьирования факторов выбраны реально возможные значения (табл. 2).

Образцы для исследований изготавливались на экструзионной линии МЕ-90 с диаметром шнека 90 мм. Для изолирования применялся ПЭВП марки GF-9360K фирмы Höchsh (ФРГ). Токопроводящая жила однопроволочной конструкции выполнялась из мягкой медной проволоки марки ММ диаметром 4,5 мм. Для каждого режима согласно матрице планирования изготовлено по три образца. Исследования проводились в следующей последовательности: измерялись $R_{из}$ и $\lg \delta$ при нормальных условиях ($T=20^\circ$, $P=0,1$ МПа), $R_{из}$ и $\lg \delta$ при $T=90^\circ$ С и $P=20$ МПа и УВДТ-1200-250, снимались зависимости $\lg \delta = q(U)$ при термобарическом нагружении. Очередность испытаний образцов рандомизировалась по таблице случайных чисел.

При нормальных условиях значение $R_{из}$ всех образцов находилось в пределах 170000—760000 МОм·км, а $\lg \delta = 0,00002 \div 0,0011$. При термобарическом нагруже-

Таблица 1

Номер режима изолирования	Независимые переменные								Функция отклика y_i
	T_2 (x_1)	T_3 (x_2)	T_4 (x_3)	$v_{из}$ (x_4)	$T_{охл}$ (x_5)	$d_{из}$ (x_6)	T_1 (x_7)	$I_{отж}$ (x_8)	
1	+1	+1	+1	+1	+1	−1	+1	+1	y_1
2	−1	+1	+1	−1	+1	−1	+1	−1	y_2
3	−1	−1	+1	−1	−1	+1	−1	−1	y_3
4	+1	−1	+1	−1	+1	+1	+1	−1	y_4
5	+1	−1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	y_5
6	−1	−1	+1	+1	−1	−1	+1	−1	y_6
7	+1	−1	−1	+1	−1	−1	+1	+1	y_7
8	+1	+1	−1	−1	−1	+1	+1	+1	y_8
9	−1	−1	−1	+1	+1	+1	−1	−1	y_9
10	+1	−1	−1	−1	+1	−1	−1	+1	y_{10}
11	−1	+1	−1	−1	+1	+1	−1	+1	y_{11}
12	−1	+1	−1	+1	+1	−1	−1	−1	y_{12}
13	+1	+1	−1	+1	−1	+1	−1	+1	y_{13}
14	+1	+1	−1	−1	−1	−1	−1	+1	y_{14}
15	−1	+1	+1	+1	−1	+1	−1	−1	y_{15}
16	−1	−1	+1	−1	−1	−1	−1	−1	y_{16}

Таблица 2

Уровень в закодированном виде	T_1 , °С	T_2 , °С	T_3 , °С	T_4 , °С	$v_{из}$, м/с	$d_{из}$, мм	$T_{охл}$, °С	$I_{отж}$, А
+1	50	260	270	225	1,33	7,6	60	95
−1	20	210	220	180	0,5	7,1	30	50
0	35	235	245	202,5	0,915	7,35	45	72,5

нии влияние технологических факторов на данные параметры оказалось значительным. Так, $R_{из}$ для различных образцов изменялось в пределах $3900 \div 28000 \text{ МОм} \times \text{км}$, а $\text{tg } \delta = 0,00009 \div 0,0066$. При нормальных условиях минимальные значения $R_{из}$ (менее $300000 \text{ МОм} \cdot \text{км}$) наблюдались у образцов, изготовленных по режимам изолирования № 6, 8, 10, 14 (см. табл. 1), а при термобарическом нагружении — по режимам № 4, 6, 7. Как видно, несмотря на низкое значение $R_{из}$ при $T=20^\circ\text{C}$ у образцов, изготовленных по режимам № 8, 10, 14, снижение $R_{из}$ в имитированных условиях не существенно, что говорит о высоком качестве изоляции; обратное явление наблюдается в режимах № 4, 7. Анализ указывает на незначительное влияние технологических факторов на $R_{из}$ при нормальных условиях, и, следовательно, минимальные значения могут быть случайными характеристиками, не определяющими качество изоляции. Более реальные выводы можно сделать по результатам измерения $R_{из}$ при термобарическом нагружении. В этом случае значения $R_{из}$ некоторых образцов отличаются более чем на порядок.

По результатам измерения $R_{из}$ и $\text{tg } \delta$ в УВДТ при $T=90^\circ\text{C}$ и $P=20 \text{ МПа}$ были построены математические модели, включающие основные эффекты, парные и тройные взаимодействия. После проверки коэффициентов на значимость незначительные эффекты были отброшены и была произведена оценка восприимчивости эксперимента и проверка адекватности по Фишеру. Так, для $R_{из}$ при $1-\alpha=0,95$ соотношения расчетных и табличных критериев следующие:

$$G_{\text{расч}} = 0,14 < 0,24 = G_{\text{табл}},$$

что подтверждает гипотезу об адекватности полученных моделей. В итоге получены следующие модели:

$$\begin{aligned} R_{из} \cdot 10^{-4} = & 1,3 + 0,28X_2 - 0,21X_3 + 0,47X_7 + 0,3X_3X_5 + \\ & + 0,26X_3X_5 + 0,28X_4X_6 - 0,24X_4X_8 - 0,28X_5X_6 + \\ & + 0,23X_5X_8 - 0,32X_1X_2X_4 - 0,27X_1X_2X_6 + 0,24X_1X_2X_8 - \\ & - 0,36X_1X_3X_4 - 0,26X_1X_4X_8 + 0,33X_3X_4X_5 - \\ & - 0,34X_2X_4X_8 - 0,35X_2X_5X_8 \text{ МОм} \cdot \text{км}; \\ \text{tg } \delta \cdot 10^4 = & 7,5 - 0,7X_3 - 0,86X_4 + 0,86X_3 + 0,73X_6 - \\ & - 0,61X_7 - 0,86X_8 - 0,61X_1X_3 + 0,61X_2X_3 + 0,49X_2X_4 - \\ & - 0,55X_2X_5 + 0,68X_2X_8 + 0,55X_3X_6 + 0,55X_4X_5 + \\ & + 0,49X_5X_8 - 0,49X_7X_8 + 0,68X_1X_5 - 0,49X_2X_5 + \\ & + 0,49X_5X_8 - 0,49X_7X_8 + 0,61X_1X_2X_3 + 0,8X_2X_1X_4 - \\ & - 0,86X_1X_2X_5 - 0,55X_1X_2X_6 - 0,86X_1X_3X_6 - \\ & - 0,49X_1X_3X_8 + 0,74X_3X_4X_5 - 0,43X_4X_7X_8 + \\ & + 0,61X_4X_5X_8 + 0,86X_2X_7X_8 - 0,86X_3X_4X_8 + \\ & + 0,68X_3X_5X_8 - 0,61X_3X_4X_7 - 0,74X_4X_5X_6. \end{aligned}$$

Анализ моделей показывает, что на значение $R_{из}$ наиболее существенное влияние оказывает температура подсушки гранулята в зоне загрузки пресса. Увеличение T_1 до 50°C (в кодированном виде $+1$) может повысить $R_{из}$ на $4700 \text{ МОм} \cdot \text{км}$ (при этом $X_1-X_4, X_8=0$). На $\text{tg } \delta$ наибольшее влияние оказывают $T_4, v_{из}, T_{охл}, d_{из}$ и $I_{отж}$. Следовательно, среди прямых воздействий заметны факторы, влияющие на изменение степени кристалличности ($v_{из}, T_{охл}, d_{из}$) и возникновение газовых включений ($T_4, I_{отж}$).

Из совместных (парных) факторов, влияющих на величину $R_{из}$, можно отметить $T_4-T_{охл}$ (X_3-X_5). В част-

ности, для случая, когда $X_3 > 0$, а $X_5 < 0$, можно ожидать снижения $R_{из}$ на $3600 \text{ МОм} \cdot \text{км}$. Заметное влияние также оказывают сочетания $T_3-T_{охл}$ и $v_{из}-d_{из}, T_{охл}-d_{из}$.

Из тройных факторов особо выделяются системы $T_4-v_{из}-T_{охл}$. Так, в режиме, № 13, когда $X_3, X_4=+1, X_5=-1$ наблюдается снижение $R_{из}$ до $9000 \text{ МОм} \cdot \text{км}$. Для $\text{tg } \delta$ выделяются сочетания, влияющие на образование воздушных и газовых включений ($v_{из}-T_{охл}-I_{отж}, v_{из}-T_1-I_{отж}, T_4-v_{из}-I_{отж}$), а также на структурные изменения ($T_2-T_3-T_{охл}; T_2-T_3-v_{из}$).

На основании полученной модели $R_{из}$ рассчитан оптимальный режим изолирования для экструзионной линии МЕ-90 при использовании ПЭВП марки GF-9360K. Расчет произведен с учетом реально возможных значений некоторых факторов. Исходя из возможностей оборудования, были заданы параметры $T_1-T_3, T_{охл}$. Диаметр ТПЖ по изоляции нормируется ТУ 16-505.129-82 и выбран с учетом необходимости экономии материала. Значение $I_{отж}$ изменялось пропорционально $v_{из}$ и определялось материалом жилы. Анализ результатов исследований показал, что максимальное значение $R_{из}$ наблюдается при $X_3=+1$ и $X_4=0$, т. е. при $T_4=225^\circ\text{C}$ и $v_{из}=55 \text{ м/мин}$. Внесение соответствующих изменений в технологию позволило повысить скорость изолирования на $0,17 \text{ м/с}$, т. е. на $22,7\%$.

Значение $U_{нач}$, определенное по зависимости $\text{tg } \delta = f(U)$, для всех испытанных образцов при термобарическом нагружении находится в пределах $0,5-5,2 \text{ кВ}$. Минимальные значения $U_{нач}$ (менее 1 кВ) зафиксированы на образцах, изготовленных по режимам № 10, 12, 14 и 15. Начало ионизации при напряжениях почти втрое меньше, чем рабочее напряжение для кабеля ($3,3 \text{ кВ}$), объясняется значительным количеством и объемом газовых включений в изоляции. Основными причинами их образования являются: низкое значение T_1 в сочетании с высокой температурой $T_{отж}$ и низкой скоростью $v_{из}$ (режимы № 10, 14) и наоборот (режим № 12); а также в сочетании с высокой $v_{из}$ и низкой $T_{охл}$ (режим № 15). В первом случае возникают газовые включения у ТПЖ из-за разложения массы и в толще изоляции за счет недостаточной подсушки полиэтилена; во втором — воздушная прослойка из-за слабой адгезии изоляции к ТПЖ. В последнем случае причиной возникновения очагов ионизации, наряду с недостаточной подсушкой массы, является резкое охлаждение массы, приводящее к микротрещинам, а возможно, и к трещинам в изоляции.

Низкое значение $U_{нач}$ ($< 3 \text{ кВ}$) наблюдается также в случаях высокой температуры T_4 при низкой скорости $v_{из}$ (режимы № 2, 6, 9). При этом ионизация возникает в газовых включениях, образовавшихся ввиду разложения полимера в головке пресса. Наилучшие результаты получены на образцах, изготовленных по режимам № 1, 5. Значение $U_{нач}$ для указанных образцов составило более 4 кВ .

Максимальная интенсивность частичных разрядов в газовых включениях наблюдалась на образцах, изготовленных по режимам № 9—16. Здесь преобладающее влияние оказала низкая температура подсушки гранулята, что привело к значительному количеству воздушных включений. Наиболее характерные зависимости $\text{tg } \delta = f(U)$ при $T=90^\circ\text{C}$ и $P=20 \text{ МПа}$ показаны на рис. 1.

Анализ результатов исследований привел к следующему наиболее благоприятному режиму изолирования жил сечением 16 мм^2 : $T_1=50^\circ\text{C}$, $T_2=260^\circ\text{C}$, $T_3=270^\circ\text{C}$, $T_4=225^\circ\text{C}$, $v_{из}=0,92 \text{ м/с}$, $d_{из}=7,3 \text{ мм}$, $T_{охл}=60^\circ\text{C}$, $I_{отж}=$

$=95$ А. При таком режиме изолирования $R_{из}$ ПЭВП марки GF-9360 К для имитированных условий составляет более 25 000 МОм·км, $\lg \delta$ — менее 0,0005, $U_{нач}$ — более 4 кВ. Значение $\lg \delta$ при рабочем напряжении кабеля ($U=3,3$ кВ) составляет менее 0,001. Результаты проверены на образцах жил кабеля марки КПБП 3×16 мм², изготовленных по рассчитанному режиму.

Влияние эксплуатационных факторов на работоспособность кабелей.

Растрескивание изоляции и оболочки кабелей в эксплуатационных условиях. Образование трещин в полиэтиленовой изоляции кабелей и проводов наблюдалось некоторыми исследователями. Так, трещины возникали на проводах с полиэтиленовой изоляцией, находящихся в трансформаторном масле, бензине, дизельном топливе. Трещины были обнаружены и на оболочке кабеля при действии на нее мыла [5].

Важное значение в процессе образования трещин имеют поверхностно-активные вещества (ПАВ), присутствующие в эксплуатационных средах. Такие вещества приводят к резкому увеличению локальных напряжений в дефектных местах полимера [6], т. е. ускоряют рост трещин в материале. При проникновении ПАВ в полимер агрессивность их заключается в воздействии на межмолекулярные связи. У неполярных полимеров, типа полиэтилена, в этом случае происходит раздвижение молекул, приводящее к разрушению кристаллических образований и связей между макромолекулами. Из ПАВ, содержащихся в скважинных средах, особенно выделяются нафтенные, алифатические и асфальто-смолистые вещества [7]. Наибольшей активностью обладают нафтенные кислоты.

Исследования по растрескиванию изоляции рассматриваемых кабелей проводились в Ташкентском научно-исследовательском кабельном и Ташкентском политехни-

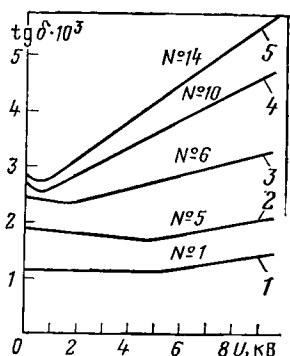
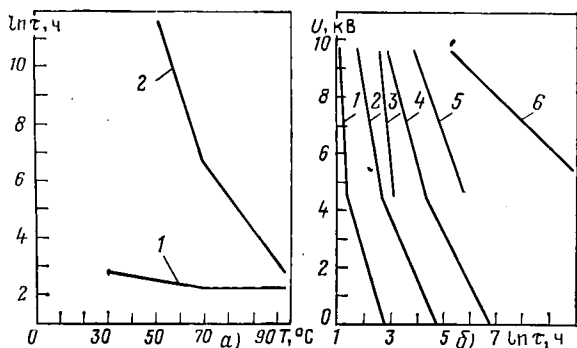


Рис. 1. Зависимости $\lg \delta$ от U

Рис. 2. Зависимости времени до растрескивания изоляции (а), определенного по $R_{из}$ (1) и по $U_{пр}$ (2), и «времени жизни» изоляции от электрического напряжения (б) при выдержке в растворе ОП-10 (1—3) и в воде (4—6) при температурах 95 °С (1, 4), 70 °С (2, 5) и 50 °С (3, 6)



ческом институте¹. Имитация скважинных условий производилась с помощью среды, содержащей ПАВ, при температурах ее нагрева 50, 70, 90 и 95 °С. При исследованиях применялся 10 %-ный водный раствор ПАВ типа ОП-10, представляющего собой полигликолевый эфир. В качестве образцов применялись изолированные, а также изолированные и ошлангованные жилы кабеля марки КПБП 3×16 мм². Изоляция образцов выполнялась из полиэтилена марки 206-07К, а оболочка — из светостабилизированного ПЭВП марки 206-11К.

Для ускорения испытаний и имитации механических нагрузок, действующих на кабель в условиях эксплуатации, в полимерных оболочках создавалось механическое напряжение около 3,2—3,3 МПа. Для получения таких напряжений образцы жил кабелей навивались на стержень диаметром 18 мм. Контроль за измерением параметров работоспособности образцов проводился путем измерения $R_{из}$ и электрической прочности.

Исследования изолированных образцов показали, что их $R_{из}$ при всех температурах испытаний резко снижается при определенном времени выдержки образцов в ПАВ. Так, при $T=70$ °С значение $R_{из}$ снизилось с 12000 до 20 МОм·км при τ около 50 ч, при $T=90$ °С соответственно — с 6800 до 1,5 МОм·км при $\tau=50$ —55 ч. Резкое снижение $R_{из}$ при $T=50$ °С отмечено при $\tau=60$ —65 ч, а при $T=30$ °С — при $\tau>70$ ч. Результаты показывают, что при повышении температуры до 70 °С происходит рост скорости образования трещин в изоляции (рис. 2, а, кривая 1). Данное явление вызвано увеличением концентрации напряжений на дефектах пропорционально значению T . Кроме того, повышение температуры T ускоряет диффузию пластификатора в полимер, что способствует нарушению связей между макромолекулами. Помимо появления новых трещин с увеличением температуры развивается процесс роста ранее образовавшихся за счет температурного расширения материала.

Повышение температуры более чем на 70 °С вызывает замедление роста трещин, а в крайнем случае, даже снижение их количества, что вызвано началом плавления кристаллических образований в ПЭВП при $T \approx 70$ °С. В этом случае начинают стираться некоторые границы раздела кристаллитов, что уменьшает количество дефектов, т. е. образование новых трещин замедляется. Кроме того, при плавлении кристаллических образований возможно затекание расплава в ранее образовавшиеся трещины, что приводит к их «залечиванию».

Аналогичные результаты получены при определении «времени жизни» изоляции по пробивному напряжению $U_{пр}$ (рис. 2, а, кривая 2). Перегиб зависимости $\tau=f(T)$ так же, как и для случая $R_{из}$, наблюдается при 70 °С.

Процесс образования трещин в стабилизированном ПЭВП исследовался на изолированных и ошлангованных жилах кабеля марки КПБП 3×16 мм². Время до начала резкого снижения значения $R_{из}$ в этом случае в среднем на 15—17 % больше, чем для только изолированных образцов. При этом наличие оболочки соответственно повышает время образования трещин в изоляции жил, что позволяет сохранить работоспособность изоляции в течение длительного времени. Начало возникновения трещин в защищенной изоляции механически нагруженных образцов относится к $\tau>100$ ч.

¹ В работах принимали участие В. М. Демидова, В. Ё. Курганов (НИКИ ПО «Средазкабель»), А. Ш. Ахмедов, В. С. Блейхман, Ю. Д. Клейман, Р. Х. Мансуров, М. Х. Рахимов (ТашПИ).

Влияние электрического напряжения на рост трещин в изоляции кабелей. Электрическое напряжение, приложенное к механически нагруженным образцам, приводит к ускорению процесса роста трещин в изоляции. Зависимость растрескивания от напряжения U получена как для ПАВ, так и для воды (рис. 2, б); причем механизмы влияния U для этих сред несколько отличны друг от друга.

В изоляции образцов, испытанных в воде, развитие трещин в основном связано с электрическим старением полимера под действием электрического поля. В этом случае очагами растрескивания являются газовые включения, различные повреждения и инородные примеси. Существенное значение приобретает разогрев массы, особенно локальный, за счет потерь в изоляции.

Процессы, протекающие на границах газовых включений при частичных разрядах, значительно ускоряют рост трещин как ввиду эрозии, так и за счет разогрева части полимера около полости. При этом скорость растрескивания повышается и за счет химической деструкции полимера под действием веществ, образовавшихся в полости. Давление, возникающее в полости при частичных разрядах, создает динамическую нагрузку на поверхность материала. Повторные нагрузки могут привести к усталостному его разрушению.

Таким образом, в изоляции механически нагруженных образцов, находящихся в воде, за счет старения развиваются процессы растрескивания. Увеличение значения U приводит к интенсификации перечисленных процессов, что снижает «время жизни» изоляции (рис. 2, б, кривая 1).

В случае испытания механически нагруженных изолированных образцов в водном растворе ПАВ влияние электрического напряжения на рост трещин сказывается существенней (рис. 2, б, кривая 2). Это обусловлено, наряду с описанными выше причинами, также и относительно большим диаметром частиц ПАВ, что вызывает резкое увеличение пондеромоторных сил (пропорциональных третьей степени радиуса частиц [8]), транспортирующих частицы жидкости в области максимальной напряженности поля.

Если при выдержке образцов в воде рост трещин в изоляции под действием U во многом определяется частичными разрядами в газовых включениях, причиной появления которых являются технологические факторы, то при испытаниях в ПАВ он существенно ускоряется за счет аналогичных процессов в трещинах, образовавшихся под влиянием диффузии ПАВ. В последнем случае преобладающей причиной интенсификации растрескивания при повышенных значениях U являются эксплуатационные факторы: время воздействия ПАВ и температура среды.

В целом процессы, происходящие в трещинах, образовавшихся под действием ПАВ и влиянием U , аналогичны вышеописанным процессам, протекающим в газовых включениях. При этом динамическая нагрузка воздействует в направлении расширения трещин, что вызывает развитие новых каналов трещин по границам кристаллитов.

Изменение продольной герметичности кабелей в процессе эксплуатации. В процессе эксплуатации кабелей в нефтяных скважинах за счет старения изоляции увеличивается зазор между изоляцией и жилой. В этом случае, во-первых, интенсифицируются ионизационные процессы у жилы, что приводит к снижению работоспособности изоля-

Таблица 3

Условия испытаний	$F_{сд}$, кгс, при $l=40$ мм	$F_{сд}$, кгс, при $l=160$ мм
До испытаний	8,3	22,8
После пребывания в трансформаторном масле 300 ч	5,7	22,7
То же при воздействии напряжения 5 кВ в течение 20 ч	2,9	4,9

ции; во-вторых, нарушается продольная герметичность, что может привести к выходу из строя всего нефтедобывающего комплекса из-за попадания скважинной жидкости в насосную установку и станцию управления при нарушении радиальной герметичности изоляции кабеля.

Исследование указанных процессов проводилось по силе «сдвигания» $F_{сд}$ изоляции с жил после выдержки образцов в среде нефтепродуктов. В качестве образцов использовались изолированные жилы вышеуказанных кабелей длинами 40 и 160 мм.

В результате исследований (табл. 3) установлено, что с увеличением времени испытаний сила «сдвигания» уменьшается, что свидетельствует о снижении адгезии изоляции к жиле. Более существенно это явление проявляется при электрическом старении изоляции под действием $U=5$ кВ. В этом случае уже при $t=20$ ч наблюдается снижение силы $F_{сд}$ на 65 % по сравнению с образцами до испытаний. Данное явление объясняется разрушением полимера, прилегающего к жиле, под действием частичных разрядов, развивающихся в зазоре между жилой и изоляцией при действии электрического поля.

Уменьшение механических напряжений в полимерной изоляции, следовательно увеличение адгезии изоляции к ТПЖ и увеличение электрических характеристик изоляции, могут быть достигнуты тепловой обработкой изоляции, а также совмещением тепловой и магнитной обработок [9 и др.]. Снижение влияния эксплуатационных факторов на продольную герметичность кабеля возможно путем применения вакуумирования головки пресса при изолировании жил. При этом для исходных образцов с $l=160$ мм значение $F_{сд}$ составляет около 23 кг, после старения в трансформаторном масле в течение 290 ч — 20,3 кгс, после электрического старения — 16,3 кгс.

Влияние термобарического нагружения на электрическое сопротивление изоляции. В общем случае, с ростом температуры для ПЭВП наблюдается снижение $R_{из}$. Более сложная зависимость с экстремумом наблюдается при изменении давления. Указанный экстремум наблюдался для ряда полимеров, таких как ПЭНП, ПЭВП, РМ ПЭНП, ПВХ и других, при различных температурах. При этом ранние исследования основывались на варьировании давления при фиксированных температурах [1 и др.].

Для определения вклада каждого из этих факторов, а также их совместного влияния на $R_{из}$ проведены исследования при одновременном их воздействии. Исследования основывались на математическом планировании активного эксперимента и последующем двухфакторном анализе. Планирование эксперимента проведено на основе полного факторного плана типа 2^2 . Матрица планирования представлена в табл. 4.

Таблица 4

Номер эксперимента	X_0	Независимые переменные		$X_1 X_2$	Функция отклика
		$T (X_1)$	$P (X_2)$		
1	+1	-1	-1	+1	y_1
2	+1	+1	-1	-1	y_2
3	+1	-1	+1	-1	y_3
4	+1	+1	+1	+1	y_4

Испытания проводились в УВДТ-2500—250 с рабочим объемом камеры 0,4 л в среде, представляющей собой смесь воды с дизельным топливом (40 % по объему). Образцами являлись изолированные жилы кабеля марки КПБП $3 \times 16 \text{ мм}^2$ с диаметром жилы 4,5 мм и радиальной толщиной изоляции 1,5 мм. Изоляция образцов выполнялась из ПЭВП марки 206-07К.

Влияние термобарического нагружения на электрические параметры определялось по изменению $R_{из}$. Результаты статистически обработаны на адекватность. Варьирование факторов производилось на двух уровнях: $T=50^\circ\text{C}$ (уровень -1) и $T=90^\circ\text{C}$ (уровень +1), $P=10 \text{ МПа}$ (-1) и $P=25 \text{ МПа}$ (+1). Значение $R_{из}$ всех образцов в режимах согласно строкам матрицы планирования составило 1000—18000 МОм·км. По результатам исследований получена следующая математическая модель:

$$R_{из} \cdot 10^{-4} = 6,8 - 2,42 X_1 + 0,88 X_2 - 1,02 X_1 X_2 \text{ МОм} \cdot \text{км}.$$

Анализ модели показывает, что с увеличением температуры значение $R_{из}$ снижается, так как коэффициент при X_1 отрицателен. Совместное влияние T и P почти вдвое ниже, чем вклад лишь одной температуры. Влияние давления проявляется более сложно и неоднозначно. До температуры 87°C ($X_1=0,85$) с увеличением P происходит рост $R_{из}$. При $T > 87^\circ\text{C}$ наблюдается обратное явление. Так, при $T=70^\circ\text{C}$ ($X_1=0$) сопротивление $R_{из}$ представляется как

$$R_{из} \cdot 10^{-4} = 6,8 + 0,88 X_2 \text{ МОм} \cdot \text{км},$$

а при $T=90^\circ\text{C}$ ($X_1=+1$);

$$R_{из} \cdot 10^{-4} = 4,38 - 0,14 X_2 \text{ МОм} \cdot \text{км}.$$

Увеличение $R_{из}$ с ростом давления вызвано повышением степени кристалличности и уплотнением материала изоляции. Снижение $R_{из}$ повышением P при T , близких к 90°C , объясняется структурными изменениями, вызванными плавлением кристаллических зон. Аналогичные результаты получены при проведении испытаний

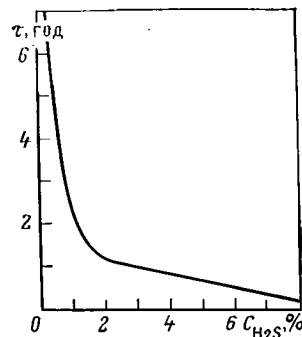
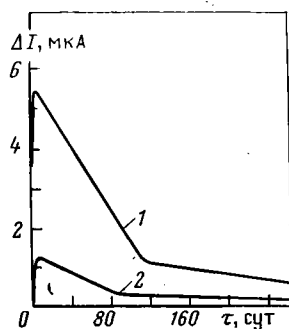


Рис. 3. Зависимости приращения тока коррозии бронеленты под влиянием профилирования от времени в среде нефти с водой (соотношение 1:3) для кабелей марки КПБК (1) и КПБП (2)

Рис. 4. Зависимости срока службы кабеля от концентрации сероводорода в скважинной среде

по методике варьирования поочередно каждого фактора при постоянстве другого. При температурах 70 и 80°C с ростом давления от $0,1$ до 25 МПа наблюдалось повышение $R_{из}$ на 140 и $120 \text{ МОм} \cdot \text{км}$ соответственно. При 90°C такое увеличение давления привело к снижению $R_{из}$ на $50 \text{ МОм} \cdot \text{км}$.

Исследования показали, что вклад давления в изменение $R_{из}$ неоднозначен. Следовательно, для повышения эффективности и ужесточения испытаний изоляции кабелей для нефтедобычи целесообразно проведение испытаний при наиболее высоких температурах ($>87^\circ\text{C}$) и низких давлениях. Наиболее оптимальным является режим испытаний при $T=90^\circ\text{C}$ и $P=15 \text{ МПа}$, что вызвано реальными значениями параметров в действующих нефтяных скважинах. Температура 90°C является максимальной рабочей температурой, на которую рассчитаны серийные кабели. Значение давления определяется минимальными глубинами погружения нефтяных насосов ($L=1,5\text{—}1,6 \text{ км}$), при которых достигается температура среды 90°C в горячих скважинах. Более жесткие условия ($P \rightarrow 0,1 \text{ МПа}$) не имитируют эксплуатационные режимы, а следовательно, не могут дать реальной оценки качества изоляции.

Влияние коррозии брони на работоспособность кабелей. Для защиты от механических повреждений кабеля для нефтедобычи имеют броню из стальных оцинкованных лент марки Апр. Ввиду коррозионного разрушения брони наблюдаются случаи выхода из строя кабелей при спуско-подъемных операциях. Это вызвано как механическими повреждениями кабелей о стенки обсадной колонны скважины при снижении разрывной прочности бронеленты до 5 МПа , так и разрывом оболочки и брони при подъеме кабеля из скважины за счет десорбции газов. На ряде промыслов с высоким содержанием агрессивных компонентов указанные случаи наблюдаются уже через $1\text{—}2$ года после начала эксплуатации кабелей. Для установления скорости коррозии брони и факторов, влияющих на нее, были проведены исследования.

Установлено, что определенное влияние на скорость электрохимической коррозии оказывает технологическая деформация профилирования бронеленты. При этом в связи с различием профиля бронеленты для кабелей круглой конструкции марки КПБК и плоской марки КПБП вклад технологических факторов различен. Для указанных кабелей этот вклад, выраженный в потере массы, составил соответственно 1 и 3% [10]. В процессе корродирования влияния деформации изменяется (рис. 3). Уменьшение влияния деформации со временем связано с образованием на поверхности бронеленты сплошной пленки продуктов коррозии. Экстремум в начальный период объясняется запаздыванием анодной деполяризации, возникшей под влиянием механо-химического эффекта профилирования бронеленты. По результатам исследований можно сделать вывод о преимуществе конструкции брони кабеля марки КПБП.

В общем случае изменение разрывной прочности брони за счет коррозии, выраженной через механический показатель коррозии, можно определить, как [11]:

$$\sigma_{доп} = \sigma_{допо} - 0,7 k_\sigma \tau,$$

где $\sigma_{допо}$ — разрывная прочность ленточной брони до погружения кабеля в скважину ($\tau=0$); k_σ — механический показатель коррозии; τ — время эксплуатации.

Из эксплуатационных факторов наибольшее влияние на скорость $v_{кор}$ оказывает концентрация сероводорода

в скважинной среде. Влияние сероводорода на срок службы кабелей отражено на рис. 4. Как видно, при $C_{H_2S}=2\%$ срок службы брони из ленты Апр составляет 1,2 года и снижается с повышением концентрации H_2S .

Для повышения работоспособности кабеля в высокоагрессивных скважинных средах ($C_{H_2S}>2\%$) целесообразно применять броню из коррозионностойких стальных лент. В частности, рекомендуется для использования в этих случаях бронеленты марки 12Х18Н10Т, которая нашла применение в опытных кабелях марки КППБКП.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Месенжник Я. З. Кабели для нефтегазовой промышленности. — Ташкент: Фан, 1972.
2. Месенжник Я. З., Карякин А. К., Власов Н. К. Установки высокого давления и температуры для исследования физических свойств изоляции теплостойких каротажных кабелей. — Ташкент: УЗИНТИ, 1966.
3. Торнер Р. В. Основные процессы переработки полимеров. — М.: Химия, 1972.

4. Изменения в полимерных элементах кабелей для нефтедобывающей промышленности/А. Ш. Ахмедов, В. С. Блейхман, Ю. Д. Клейман, Я. З. Месенжник, М. Х. Рахимов. — В кн.: Производство кабелей с пластмассовой изоляцией. — Иркутск: ИПИ, 1977.

5. Никотин П. П., Перфилов А. Н. Материалы кабельного производства. — М.: Госэнергоиздат, 1963.

6. Сирота А. Г., Наливайко Е. — Стойкость полиэтилена к растрескиванию и методы ее увеличения. — Пластические массы, 1968, № 2.

7. Бурдынь Т. А., Закс Ю. Б. Химия нефти, газа и пластмасс вод. — М.: Недра, 1978.

8. Тареев Б. М. Физика диэлектрических материалов. — М.: Энергия, 1982.

9. Влияние термообработки на структуру и электрические характеристики облученного полиэтилена/С. Н. Колесов, Я. З. Месенжник, Н. П. Балабан, И. А. Кильдеев. — Доклады АН УЗССР, 1975, № 2.

10. Месенжник Я. З., Осягин А. А. — Коррозия брони кабелей для погружных нефтенасосов. — Изв. АН УЗССР, 1981, № 4.

11. Месенжник Я. З., Осягин А. А. Влияние коррозии на разрывную прочность брони кабелей для погружных электродвигателей нефтенасосов. — Кабельная техника, 1982, № 8. [27.01.83]



УДК 62-83-52.075.8

Тепловые модели электродвигателей в ненормальных циклических режимах

ИЛЬИНСКИЙ Н. Ф., доктор техн. наук, ИПАТЕНКО В. Н., канд. техн. наук

При проектировании электроприводов необходима достоверная и полная информация о тепловом состоянии двигателя в заданных эксплуатационных режимах, которые часто сильно отличаются от нормальных.

Традиционно применяемые косвенные оценки теплового состояния, основанные на одноступенчатой теории нагрева, оказываются в этих случаях недостаточными, приводят к заметным ошибкам, поскольку не учитывают неравномерность нагрева отдельных конструктивных элементов двигателя и нестабильность температуры в нагревонасыщенных зонах при изменении нагрузки и режима движения привода. Указанные факторы оказывают особенно сильное влияние на тепловое старение изоляции в двигателях новых серий (например, 4А), поскольку тенденция к увеличению удельных электромагнитных нагрузок и интенсивности систем охлаждения приводит к снижению тепловой инерционности машин и возрастанию асимметрии температурного поля их активных частей.

Аналитический расчет температурного поля отдельных элементов конструкции электрических машин возможен лишь при фиксированных входных воздействиях и широко используется при разработке новых машин. В реальных эксплуатационных режимах воздействия по электрическому и механическому входам переменные, вследствие чего распределение и интенсивность внутренних источников тепла в активных частях, граничные условия и тепловые связи между элементами конструкции представляют собой сложные функции времени, и дифференциальные уравнения теплопроводности конструктивных элементов машины практически неразрешимы.

Таким образом, аналитические приемы оценки теплового состояния, используемые при конструировании машин, неприменимы при их эксплуатации в ненормальных режимах. Необходимы специальные тепловые модели, непосредственно связывающие показатели теплового состояния машины с ограниченным числом признаков, характеризующих воздействия по электрическому и механическому входам и режим движения. В статье рассмотрены приемы получения таких моделей применительно к асинхронным короткозамкнутым электродвигателям, работающим в циклических продолжительных и повторно-кратковременных режимах с переменной нагрузкой при неизменных напряжении и частоте питающей сети.

Назначение тепловых моделей — служить основой для оценок ресурса машины в конкретных эксплуатационных условиях — определяет требования к ним:

компактность — минимальное число представительных показателей и признаков, входящих в модель;

аналитическая форма связи между показателями теплового состояния и признаками входных воздействий; статистический характер, учитывающий при количественных оценках неидентичность конкретных образцов машин;

универсальность — возможность использования в любых конкретных ситуациях.

В основу получения тепловых моделей положен эксперимент — целенаправленные тепловые испытания электрических машин, организованные в соответствии с общими правилами теории планирования эксперимента [1] на специальном испытательном стенде [2].

Определяющей характеристикой нагрева асинхронных короткозамкнутых электродвигателей является температура наиболее нагретых участков изоляции обмотки статора. Для оценки неравномерности нагрева обмотки статора при построении тепловых моделей было экспериментально исследовано распределение температуры в обмотках статоров двигателей серий АО2 и 4А при переменных входных воздействиях. В результате многочисленных опытов было установлено, что пространственное расположение зоны наибольшего нагрева при различных законах изменения нагрузки и режимах движения остается неизменным, она находится в лобовых частях со стороны, противоположной вентилятору, в центре поперечного сечения обмотки, плоскость которого проходит через аксиальную ось выводного устройства (рис. 1).

Таким образом, температура наиболее нагретого участка изоляции определяется однозначно с помощью одного датчика температуры и может служить представительным показателем теплового состояния машины.

При построении тепловых моделей электродвигателей в циклических режимах работы целесообразно воспользоваться общими принципами частотного анализа динамических систем. Тепловые модели при этом отражают влияние постоянных составляющих и частотного состава воздействий по электрическому и механическому входам на изменения во времени превышения температуры нагрева двигателя.

В продолжительном режиме изменения теплового состояния обусловлены только изменениями момента сопротивления на валу двигателя. Изучение влияния частотного состава нагрузки на нагрев обмотки статора показало, что постоянная составляющая τ_0 превышения температуры обмотки $\tau(t)$ зависит не только от среднего значения момента сопротивления M_{co} , но и весьма значительно от частоты Ω и амплитуды M_{c1} первой гармоники момента сопротивления $M_c(t)$. В то же время на амплитуду основной гармонической составляющей τ_1 процесса $\tau(t)$ помимо величин Ω и M_{c1} существенное влияние оказывает величина M_{co} .

Влияние высших гармоник $M_c(t)$ по сравнению с эффектом влияния M_{c1} на характеристики процесса $\tau(t)$

очень мало. Следовательно, модель теплового состояния двигателя в продолжительных режимах работы целесообразно представить в виде следующих зависимостей:

$$\tau_0 = \varphi_1(M_{co}, \Omega, M_{c1}); \quad (1)$$

$$\tau_1 = \varphi_2(M_{co}, \Omega, M_{c1}). \quad (2)$$

В повторно-кратковременных режимах работы переменными являются и воздействия по электрическому входу двигателя. В обычных условиях они представляют собой импульсы напряжения постоянного уровня с переменной длительностью и скважностью. Однако при нагрузке двигателя, близкой к допустимой, диапазон возможных изменений скважности невелик, поэтому основной переменной воздействием по электрическому входу является частота импульсов, которая совпадает с частотой Ω основной гармоники $M_c(t)$. Это означает, что модели теплового состояния двигателей для повторно-кратковременных режимов имеют ту же структуру, что и для продолжительных режимов, однако количественно зависимости (1) и (2) будут различными.

Тепловая модель в виде зависимостей (1), (2) позволяет определить по расчетным параметрам M_{co} , Ω и M_{c1} заданного режима работы соответствующие значения τ_0 и τ_1 , т. е. получить гармоническую аппроксимацию закона изменения температуры в данном эксплуатационном режиме:

$$\tau(t) = \tau_0 + \tau_1 \sin \Omega t. \quad (3)$$

Приведем в качестве примера тепловые модели двигателя 4А 100 S4, построенные для относительных параметров цикла (факторов) $M_{co}/M_n = X_1$; $M_{c1}/M_n = X_2$ и $T/T_{нагр} = X_3$ (M_n — номинальный момент; $T = 2\pi/\Omega$ — период изменения момента сопротивления; $T_{нагр}$ — постоянная времени нагрева двигателя).

В продолжительном режиме работы факторы варьировались в следующих пределах, отражающих встречающиеся на практике ситуации: $X_1 = 0,6—1,0$; $X_2 = 0,2—0,6$; $X_3 = 0,35—1,75$.

Тепловая модель в виде двух уравнений регрессии для кодированных факторов $x_i = \frac{X_i - X_{i\text{ср}}}{X_{i\text{ср}} - X_{i\text{min}}}$ имеет вид:

$$\tau_0 = 96,5 + 20,7x_1 + 10,2x_2 + 1,9x_3 + 0,9x_1x_2 + 1,0x_1x_3; \quad (4)$$

$$\tau_1 = 8,8 + 2,7x_1 + 5,6x_2 + 4,2x_3 + 1,8x_1x_2 + 0,6x_2x_3 + 2,8x_1x_3 + 0,6x_1x_2x_3. \quad (5)$$

Она получена в результате обработки данных полного факторного эксперимента 2^3 [1]. Опыты проводились при синусоидальных изменениях момента сопротивления, повторялись по 4 раза. Воздействия по механическому входу имитировались специальным нагрузочным устройством [2]. Доверительные интервалы не превышали $\pm 1,5^\circ\text{C}$ для τ_0 и $\pm 0,2^\circ\text{C}$ для τ_1 .

Повторение опытов на других машинах того же завода с близкими номерами (одна партия) дало результаты, не выходящие за пределы доверительных интервалов. Вместе с тем можно предположить, что те же машины, сделанные на других заводах, будут иметь отличные от приведенных тепловые модели, что может учитываться при паспортизации соответствующим расширением доверительных интервалов.

В повторно-кратковременных режимах факторы варьировались в следующих пределах: $X_1 = 0,5—1,0$; $X_2 = 0,2—0,8$ и $X_3 = 0,14—1,26$. В опытах задавались прямоугольные импульсы момента сопротивления, каждый

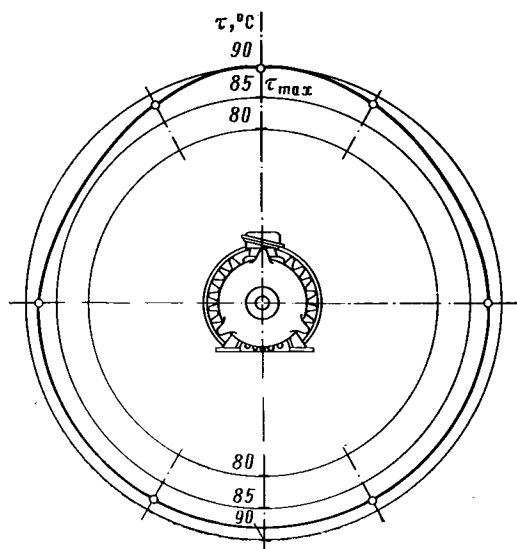


Рис. 1. Распределение превышений температуры τ в лобовых частях обмотки статора двигателя 4А 100 S 4 со стороны, противоположной вентилятору, при номинальном режиме работы

опыт повторялся 4 раза. Уравнения регрессии имеют вид:

$$\tau_0 = 86,3 + 25,7x_1 + 9,2x_2 + 2,2x_3 + 2,7x_1x_2; \quad (6)$$

$$\tau_1 = 10,5 + 1,2x_1 + 5,6x_2 + 6,8x_3 + 1,0x_1x_2 + 0,5x_2x_3 + 3,8x_1x_3. \quad (7)$$

Регрессия (6) адекватно отражает данные опытов при замене X_1 на $\xi_1 = X_1^{2,8}$ и X_2 на $\xi_2 = X_2^{2,5}$; доверительные интервалы не превышают $\pm 2,6^\circ\text{C}$ для τ_0 и $\pm 0,3^\circ\text{C}$ для τ_1 .

Полученные оценки температурных условий работы изоляции, учитывающие изменения температуры во времени, позволяют найти эквивалентные постоянные значения температуры и оценить срок службы двигателя в заданном режиме работы. Рассмотрим в качестве примера одно из решений такой задачи.

Условие равного теплового износа изоляции при переменной $\theta(t)$ и эквивалентной постоянной температуре $\theta_{\text{экв}}$ может быть записано в виде соотношения [3]:

$$d_{\text{ср}}|_{\theta=\theta(t)} = d|_{\theta=\theta_{\text{экв}}}, \quad (8)$$

где $d=1/L$ (L — срок службы изоляции) — величина характеризующая интенсивность теплового износа изоляции.

При введении интегральной оценки $d_{\text{ср}}$ за время t_x соотношение (8) запишется в следующем виде:

$$\frac{1}{t_x} \int_0^{t_x} \{L[\theta(t)]\}^{-1} dt = [L(\theta_{\text{экв}})]^{-1}. \quad (9)$$

Обычно зависимость срока службы изоляции от температуры принимается экспоненциальной. Однако более точной [4] является зависимость

$$L = e^{D/\theta - G}, \quad (10)$$

где D, G — константы для определенного класса изоляции [4]; θ — абсолютная температура.

С учетом (10) при периодических установившихся колебаниях температуры $\theta(t) = (t + T)$ соотношение (9) запишется в виде

$$\frac{1}{T} \int_0^T e^{-D/\theta(t) + G} dt = e^{-D/\theta_{\text{экв}} + G}, \quad (11)$$

или

$$\frac{1}{T} \int_0^T e^{-D/\theta(t)} dt = e^{-D/\theta_{\text{экв}}}. \quad (12)$$

Логарифмируя левую и правую части выражения (12) и переходя к превышению температуры $\tau(t) = \theta - \theta_{\text{окр}}$ ($\theta_{\text{окр}}$ — абсолютная температура окружающей среды), имеем:

$$\tau_{\text{экв}} = \frac{-D}{\ln \frac{1}{T} \int_0^T e^{-D/[\tau(t) + \theta_{\text{окр}}]} dt}. \quad (13)$$

Полученное выражение дает возможность рассчитывать значения $\tau_{\text{экв}}$ как по дискретным опытными значениям температуры в пределах периода, так и при аналитическом задании подынтегральной функции в виде (3). По этим значениям с помощью соотношения (10) могут быть рассчитаны точное и приближенное значение срока службы изоляции в анализируемом режиме работы.

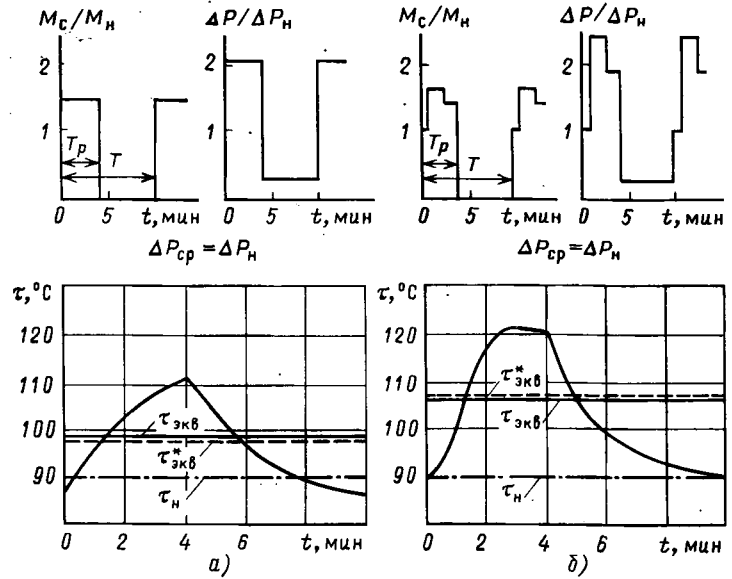


Рис. 2. Результаты контрольных опытов в продолжительных режимах работы

Для сопоставления оценок нагрева и соответствующего ресурса двигателей, получаемых традиционными методами и с помощью тепловых моделей, были поставлены контрольные опыты. В продолжительном режиме момент сопротивления изменялся по прямоугольному (рис. 2, а) и многоступенчатому (рис. 2, б) графикам. При этом средние за цикл потери в двигателе в том и другом случае равнялись номинальным, т. е. по обычным оценкам эквивалентное значение превышения температуры $\tau_{\text{экв}}$ в этих режимах должно равняться превышению температуры в номинальном режиме $\tau_{\text{н}}$, а срок службы изоляции $L = L_{\text{н}}$.

Однако фактические значения $\tau_{\text{экв}}$, определенные непосредственно по графикам $\tau(t)$ и по тепловой модели (3) (отмечены звездочками на рисунках), оказываются выше $\tau_{\text{н}}$, а действительный срок службы изоляции L в первом опыте составляет $0,53 L_{\text{н}}$, во втором — $0,34 L_{\text{н}}$. Погрешности определения L по (3) с учетом (4) и (5) составляют 5,7 % в первом опыте и 1,5 % — во втором.

Контрольные опыты в повторно-кратковременном режиме также проводились при прямоугольном (рис. 3, а) и многоступенчатом (рис. 3, б) графиках изменения $M_{\text{с}}$. Нагрузка в рабочих периодах того и другого опыта выбиралась таким образом, чтобы обеспечивалось определяемое обычными приемами допустимое значение коэффициента тепловой перегрузки $p_{\text{т}} = \Delta P_{\text{п.к}} / \Delta P_{\text{н}}$ ($\Delta P_{\text{п.к}}$, $\Delta P_{\text{н}}$ — потери соответственно в повторно-кратковременном и номинальном режимах; $p_{\text{т.доп}} = 1,84$ при $T = 10$ мин; $P_{\text{в}} = 40$ %; $T_{\text{нагр}} = 14,3$ мин; $T_{\text{охл}} = 19$ мин). Однако фактические эквивалентные значения превышения температуры оказываются значительно ниже $\tau_{\text{н}}$, и действительный срок службы изоляции L в первом из реализованных режимов составлял $2,31 L_{\text{н}}$, а во втором — $1,21 L_{\text{н}}$. Погрешность в определении L с помощью тепловых моделей (6), (7) в первом опыте составила 4,5 %, во втором опыте не превышала 1 %.

Из изложенного следует, что использование традиционных методов косвенной оценки нагрева двигателей в режимах работы со сложными графиками изменения нагрузки может приводить к грубым ошибкам в выборе мощности двигателей, тогда как рассмотренные тепло-

вые модели обеспечивают получение достаточно точных прямых оценок для определенных классов эксплуатационных режимов.

Полученные выше тепловые модели относятся к одному конкретному электродвигателю. Границы применимости моделей, получаемых при тепловых испытаниях отдельных двигателей, могут быть значительно расширены в тех случаях, когда исследуемый двигатель представляет собой одну из геометрически подобных машин серии. Такую возможность дает использование методов теории подобия и анализа размерностей [5, 6] в организации тепловых испытаний двигателей.

Анализ тепловых процессов в электродвигателях показывает, что полное уравнение процессов, определяющих нагрев ряда геометрически подобных машин при одинаковых внешних воздействиях, принципиально сводится к уравнению вида [7, 8]:

$$\tau_i/\tau_{ni} = f_1'(\Delta P_i, \omega_i, D_i, l_i), \quad (14)$$

где i — номер двигателя; τ_i — превышение температуры обмотки статора двигателя в анализируемом режиме работы; τ_{ni} — превышение температуры в номинальном режиме; ΔP_i — полные тепловые потери в данном режиме работы; ω_i — скорость вращения; D_i , l_i — внутренний диаметр пакета статора и длина ротора.

Применительно к продолжительному режиму работы выразим ΔP и ω через воздействия по механическому входу двигателя и размерные константы, изменяющиеся при переходе от одного двигателя геометрически подобного ряда к другому.

Мощность потерь в асинхронном двигателе, рассматриваемая как сумма постоянных k и переменных v потерь, определяется соотношением

$$\Delta P_i = k_i + v_i = \frac{\alpha \Delta P_{ni}}{1 + \alpha} + M_i (\omega_{oi} - \omega_i) (1 + R_1/R_2'), \quad (15)$$

где $\alpha = k_i/v_{ni}$ — коэффициент потерь ($k_i + v_{ni} = \Delta P_{ni}$); ΔP_{ni} — потери в номинальном режиме; ω_{oi} — скорость

идеального холостого хода; R_1 — сопротивление фазы статора; R_2' — приведенное сопротивление фазы ротора.

Полагая, что в машинах одной серии $\alpha \approx \text{const}$, $R_1/R_2' = \text{const}$, для ряда геометрически подобных двигателей можно записать:

$$\Delta P_i = f_2(M_i, \omega_i, \omega_{oi}, \Delta P_{ni}). \quad (16)$$

В динамических режимах работы связь M_i и ω_i с параметрами гармонического закона изменения момента сопротивления $M_c(t)$ и размерными константами двигателя при линейной аппроксимации рабочего участка механической характеристики будет описываться уравнениями:

$$\left. \begin{aligned} \frac{J_i}{|\beta_i|} \frac{d\omega_i}{dt} + \omega_i &= \omega_{oi} - \frac{M_c(t)}{|\beta_i|}; \\ \frac{J_i}{|\beta_i|} \frac{dM_i}{dt} + M_i &= M_c(t); \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

$$M_c(t) = M_{c0} + M_{c1} \sin(2\pi t/T),$$

где J_i — момент инерции; β_i — жесткость механической характеристики.

Вводя электромеханическую постоянную времени $T_{mi} = J_i/|\beta_i|$, получим в общем виде:

$$\left. \begin{aligned} \omega &= f_3(M_{c0}, M_{c1}, T, \omega_{oi}, T_{mi}); \\ M &= f_4(M_{c0}, M_{c1}, T, T_{mi}). \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

С учетом (15) и (18) выражение (14) приводится к виду:

$$\tau_i/\tau_{ni} = F(M_{c0}, M_{c1}, T, \omega_{oi}, \Delta P_{ni}, T_{mi}, D_i, l_i) \quad (19)$$

или после преобразований по правилам анализа размерностей [6]:

$$\tau_i/\tau_{ni} = F \left[\left(\frac{M_{c0}}{\Delta P_{ni} T_{mi}} \right)^a, \left(\frac{M_{c1}}{\Delta P_{ni} T_{mi}} \right)^b, \left(\frac{T}{T_{mi}} \right)^c, \left(\omega_{oi} T_{mi} \right)^d, (l_i/D_i)^h \right]. \quad (20)$$

В данной форме записи обобщенные переменные $\pi_1 = \frac{M_{c0}}{\Delta P_{ni} T_{mi}}$, $\pi_2 = \frac{M_{c1}}{\Delta P_{ni} T_{mi}}$, $\pi_3 = \frac{T}{T_{mi}}$ определяют соотношения между основными параметрами режима работы M_{c0} , M_{c1} , T и величинами, характеризующими удельные электромагнитные нагрузки (ΔP_{ni}) и динамические свойства (T_{mi}) двигателей. Комплекс $\pi_4 = \omega_{oi} T_{mi}$ может рассматриваться как величина, характеризующая условия охлаждения двигателя, его габариты и инерционность. Для ряда геометрически подобных электродвигателей отношение $\pi_5 = l_i/D_i$ остается постоянным, если же каждый типоразмер серии включает в себя двигатели двух или трех длин, то комплекс π_5 характеризует геометрию двигателей серии.

Для включения обобщенных переменных π_1, \dots, π_5 в тепловые модели группы подобных двигателей необходима возможность независимого варьирования π_1, \dots, π_5 при проведении тепловых испытаний. Раздельное варьирование факторов π_1 , π_2 и π_3 и установка их на задаваемых планом эксперимента уровнях возможна на любом из двигателей определенной серии. Если в серию входят двигатели с различным числом пар полюсов, то практический интерес представляет построение моделей для определенной полюсности.

Если все двигатели отрезка имеют одинаковое отношение характеристических размеров $\pi_5 = \text{const}$, то в

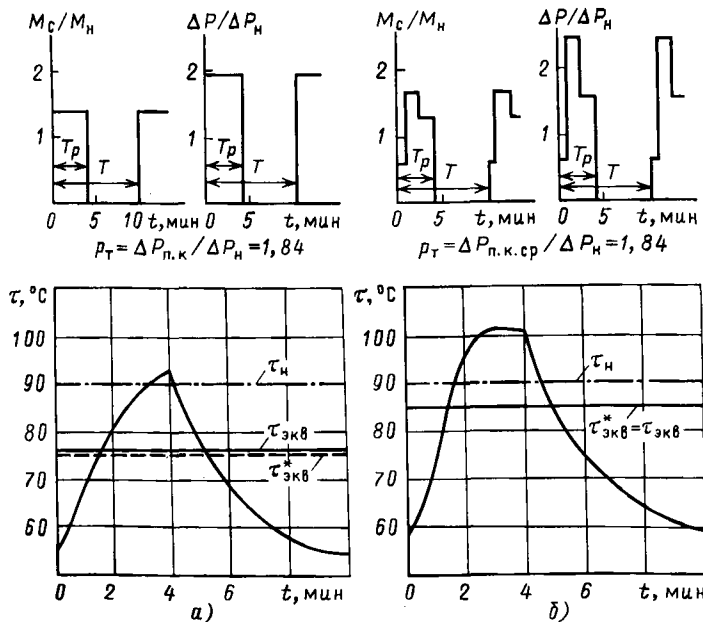


Рис. 3. Результаты контрольных опытов в повторно-кратковременных режимах работы

качестве объекта тепловых испытаний в этом случае должны быть выбраны два типоразмера двигателей с минимальным и максимальным π_4 . Если же соотношения линейного подобия в двигателях отрезка серии не поддерживаются, то модели нагрева могут быть построены с включением в них фактора π_4 , так и фактора π_5 . При этом в данной группе двигателей необходимо выделить четыре двигателя, два из которых имели бы одинаковое значение $\pi_5 = \pi_{5\min}$, и два различных значения π_4 — $\pi_{4\min}$ и $\pi_{4\max}$. Два других двигателя должны характеризоваться одинаковым значением $\pi_5 = \pi_{5\max}$ и теми же значениями π_4 . Проведение планируемых тепловых испытаний двигателей серии при такой их организации дает возможность получить тепловые модели вида:

$$\tau_0 = B_0 + \sum_{j=1}^5 B_j \pi_j + \sum_{j=1, k \neq j}^5 B_{jk} \pi_j \pi_k + \dots; \quad (21)$$

$$\tau_1 = C_0 + \sum_{j=1}^5 C_j \pi_j + \sum_{j=1, k \neq j}^5 C_{jk} \pi_j \pi_k + \dots, \quad (22)$$

которые описывают нагрев любого из однотипных двигателей серии в различных эксплуатационных режимах данного класса.

Построение индивидуальных тепловых моделей массовых двигателей, а также разработка единых моделей нагрева отрезков серии двигателей позволяют при минимуме затрат систематизировать, обобщить и представить в однородной аналитической форме опытную информацию о нагреве двигателей данной серии в опре-

деленных классах эксплуатационных режимах. Такие модели могут служить основой паспортизации двигателей массовых серий по тепловым характеристикам. Они обеспечивают полное и точное определение теплового состояния двигателя в сложных эксплуатационных режимах, позволяют находить строгие оценки ресурса в конкретных условиях и создают возможность формализации задач проектирования привода на этапе выбора мощности двигателя, разработки эффективных алгоритмов САПР электропривода.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ивоботенко Б. А., Ильинский Н. Ф., Копылов И. П. Планирование эксперимента в электромеханике. — М.: Энергия, 1975.
2. Ипатенко В. Н. Испытательный стенд для исследования нагрева асинхронных двигателей в различных эксплуатационных режимах. — Электротехника, 1977, № 1.
3. Горнов А. О. Нагревание и охлаждение электрических двигателей. — М.: МЭИ, 1980.
4. Ермолин Н. П., Жерихин И. П. Надежность электрических машин. — Л.: Энергия, 1976.
5. Веников В. А. Теория подобия и моделирования. Изд. 2-е, доп. и перераб. — М.: Высшая школа, 1976.
6. Гухман А. А. Введение в теорию подобия. — М.: Высшая школа, 1973.
7. Reibetanz W., Wilhelm M. Untersuchung der Kühlung elektrotechnischer Funktionselemente unter Ausnutzung der Ähnlichkeitstheorie. — Deutsche Elektrotechnik, 1971, Bd 25, № 9.
8. Бурковский А. Н., Ковалев Е. Б., Коробов В. К. Нагрев и охлаждение электродвигателей взрывонеpronцаемого исполнения. — М.: Энергия, 1970.

[29.12.83]

УДК 62-83:621.771.2

Оптимизация скоростных режимов электроприводов со сложными графиками движения

КОЗЫРЕВ С. К., канд. техн. наук

Московский энергетический институт

Рассматриваются электроприводы постоянного тока механизмов циклического действия, которые в течение одного цикла могут работать с разнообразными графиками скорости. Цикл работы таких электроприводов может включать участки с различными значениями установившейся скорости и статического момента, многократные режимы разгона и торможения, работу с номинальным и изменяющимся потоком и т. д.

Если при обработке отдельных перемещений или заданного изменения скорости оптимальные переходные процессы с учетом ограничений на скорость и ток, а также на значение электрических потерь в якорной цепи двигателя достаточно хорошо изучены [1, 2], то оптимальные скоростные режимы электроприводов со сложными графиками скорости практически не исследованы. Это объясняется сложностью задачи, так как в одном цикле существует множество различных способов воздействия на тахограммы, которые необходимо сравнить между собой и выбрать наилучший в каждый момент времени.

Рассмотрим оптимальные скоростные режимы таких электроприводов на примере электропривода рабочих

валков реверсивного стана горячей прокатки, который является типичным примером механизмов циклического действия и отличается сложностью и большим разнообразием тахограмм отдельных пропусков в программе прокатки. Программа прокатки содержит ряд пропусков, в одних из которых скорость не достигает номинальной, т. е. двигатель работает по так называемому треугольному графику, в других двигатель некоторое время работает на номинальной скорости (трапецеидальный график), в отдельных пропусках он может работать со скоростями, большими номинальной за счет различной степени ослабления поля. В каждом пропуске двигатель преодолевает к тому же различный момент прокатки. В интервале скорости от выброса металла до захвата в следующем пропуске электропривод рабочих валков может рассматриваться как разгонный, отрабатывающий заданное значение скорости за время паузы, определяемой работой вспомогательных механизмов. После захвата металла валками в интервале скорости от захвата до выброса электропривод валков может рассматриваться как позиционный, отрабатывающий заданное перемещение, определяемое длиной раската.

Под оптимальными скоростными режимами будем понимать такие, которые обеспечивают получение максимальной производительности стана при заданных режимах обжаты, скоростях захвата и выброса, времени пауз с учетом допустимого нагрева двигателя, а также ограничений на значения скорости, ускорения и тока. Речь идет о том, чтобы наилучшим образом изменять скорость двигателя на участках от захвата v_a до выброса v_b , т. е. при наличии металла в валках, и от выброса до захвата, т. е. за время паузы между пропусками.

С целью решения поставленной задачи введем понятие предельной тахограммы — такой график скорости $v=f(\tau)$, при котором в каждом пропуске в любой момент времени одна из переменных (скорость v , ускорение $\varepsilon=\frac{dv}{d\tau}$ или ток i) будет достигать своего предельного значения.

Очевидно, при работе с предельными тахограммами не существует возможности увеличить ни ускорение, ни скорость, и если фиксированы скорости захвата и выброса, время пауз и режим обжаты, то фиксирована и производительность стана.

При учете ограничения по нагреву могут возникнуть два варианта при работе с предельными тахограммами. В первом случае среднеквадратичный ток за цикл $I_{\text{экр}}$ будет меньше номинального тока двигателя I_n или равен ему, т. е. не достигается ограничение по нагреву, и прокатка по предельным тахограммам обеспечивается минимально возможное машинное время — максимальную производительность стана при рассматриваемых условиях.

Во втором случае в результате предварительного расчета может оказаться, что при работе с предельными тахограммами $I_{\text{экр}} > I_n$. В этом случае прокатка по предельным тахограммам невозможна, и возникает задача изменения тахограмм с целью уменьшения $I_{\text{экр}}$. Уменьшить ток $I_{\text{экр}}$ можно различными способами, в том числе увеличением паузы между слитками, формированием оптимального закона изменения скорости во время паузы между пропусками (при изменении скорости от v_a до v_b), уменьшением ускорения при разгоне и торможении, формированием оптимальных (параболических) диаграмм скорости на участках разгона и торможения при номинальном потоке, уменьшением максимальной скорости в пропусках с ослаблением потока, и, наконец, формированием оптимальных диаграмм скорости на участках разгона и торможения изменением потока. Необходимо лишь правильно выбрать способ

уменьшения эквивалентного тока (снижения нагрева) в том или ином пропуске и определить пропуски, в которых такое снижение наиболее целесообразно.

При отклонении от предельной тахограммы скорости любым из указанных выше способом с целью снижения нагрева прокатного двигателя значение электрических потерь в якорной цепи q уменьшается на величину dq , а машинное время τ_m увеличивается на $d\tau_m$. Лишь при увеличении паузы между слитками значения q и τ_m не изменяются, а увеличивается время цикла, что ведет к снижению $I_{\text{экр}}$, и при формировании оптимальных диаграмм скорости в паузах между пропусками q уменьшается при неизменных τ_m и времени цикла.

Очевидно, под оптимальным способом уменьшения нагрева следует понимать такой, при котором снижение потерь на величину dq достигается за наименьшее увеличение машинного времени $d\tau_m$. Таким образом, за критерий оценки эффективности того или иного способа снижения нагрева и рационального выбора пропуска, в котором целесообразно воздействовать на предельную тахограмму скорости, может быть принят дифференциальный показатель $k_s = \frac{dq}{d\tau_m}$ — коэффициент эффектив-

ности снижения нагрева. Имеет смысл снижать нагрев прокатного двигателя тем способом и в том пропуске, где $k_s > 0$, так как при уменьшении потерь q значение $dq < 0$. При сравнении различных способов нагрева предпочтительнее должно быть отдано такому, для которого значение k_s оказывается наибольшим при прочих равных условиях.

Найдем в качестве примера коэффициент эффективности k_s для трапецеидального графика при переходе от прямолинейного закона изменения скорости к параболическому с некоторого значения скорости $v_{\text{нач}}$. На рис. 1 приведены кривые тока i и скорости v для предельного графика скорости с ускорением $\varepsilon_{\text{пр}}$ и установившейся скоростью $v_{\text{уст}}$ (сплошные кривые) и кривые тока и скорости с переходом от прямолинейного изменения скорости к параболическому после начальной скорости $v_{\text{нач}} > v_a$ (пунктирные кривые).

На параболических участках разгона и торможения (рис. 1 — пунктир) справедливы следующие уравнения для тока и скорости двигателя

$$i_{\text{р. пар}} = (i_c + i_p) - \frac{i_p}{\tau_0} \tau; \quad (1)$$

$$i_{\text{т. пар}} = i_c - \frac{i_p}{\tau_0} \tau; \quad (2)$$

$$v_{\text{р. пар}} = v_{\text{нач}} + \varepsilon_{\text{пр}} \tau - \frac{\varepsilon_{\text{пр}}}{2\tau_0} \tau^2; \quad (3)$$

$$v_{\text{т. пар}} = v_{\text{уст}} - \frac{\varepsilon_{\text{пр}}}{2\tau_0} \tau^2, \quad (4)$$

где i_p , $\varepsilon_{\text{пр}}$ — динамический ток и ускорение при прямолинейном изменении скорости (при разгоне и торможении приняты одинаковыми); $i_{\text{р. пар}}$, $v_{\text{р. пар}}$ — ток и скорость двигателя при разгоне на параболическом участке; $i_{\text{т. пар}}$, $v_{\text{т. пар}}$ — ток и скорость при торможении на параболическом участке; i_c — статический ток; $\tau_0 = \tau_1 + \tau_2 = 2 \frac{v_{\text{уст}} - v_{\text{нач}}}{\varepsilon_{\text{пр}}}$ — время разгона (торможения) на параболическом участке.

В приведенных уравнениях и далее использованы относительные значения тока $i = \frac{I}{I_n}$; скорости $v = \frac{\omega}{\omega_n}$;

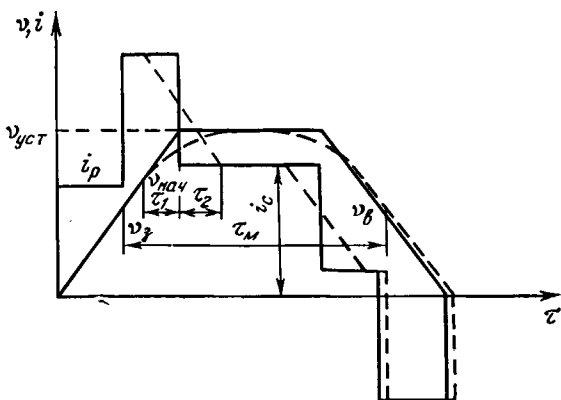


Рис. 1. Зависимости скорости и тока для трапецеидального графика при номинальном потоке

момента $\mu = \frac{M}{M_H}$; времени $\tau = \frac{t}{T_H}$; электрических потерь в якорной цепи $q = \frac{Q}{Q_H}$, перемещения (длины) $l = \frac{L}{L_H}$.

За базовые ток, момент, скорость приняты номинальные значения соответствующих величин; времени $T_H = \frac{J}{M_H} J$; электрических потерь $Q_H = I_H^2 R_{я} T_H$, длины $L_H = \omega_H \frac{D}{2} T_H$, где $R_{я}$ — сопротивление якорной цепи; J — суммарный момент инерции; D — диаметр валков.

Для машинного времени τ_m (рис. 1) при прокатке заготовки длиной l в пропуске с параболическими участками скорости получено уравнение:

$$\tau_m = \frac{2}{\varepsilon_{пр}} (2v_{уст} - v_{нач} - v_3) + \frac{l}{v_{уст}} - \frac{4}{3\varepsilon_{пр}v_{уст}} \times \\ \times (2v_{уст}^2 - v_{нач}v_{уст} - v_{нач}^2) - \frac{v_{нач}^2 - v_3^2}{\varepsilon_{пр}v_{уст}}. \quad (5)$$

Электрические потери в якорной цепи двигателя за время τ_m составляет:

$$q = i_c^2 \left(\frac{4v_{уст}^2 - 2v_{нач}v_{уст} + v_{нач}^2 + 3v_3^2 - 6v_3v_{уст}}{3\varepsilon_{пр}v_{уст}} + \frac{l}{v_{уст}} \right) + \\ + i_p^2 \left[\frac{4}{3} \frac{v_{уст} - v_{нач}}{\varepsilon_{пр}} + \frac{2(v_{нач} - v_3)}{\varepsilon_{пр}} \right]. \quad (6)$$

Дифференцируя (5) и (6) по $v_{нач}$ получаем (с учетом $i_p = \varepsilon_{пр}$)

$$\frac{d\tau_m}{dv_{нач}} = -\frac{2}{3\varepsilon_{пр}} \frac{v_{уст} - v_{нач}}{v_{уст}}; \quad (7)$$

$$\frac{dq}{dv_{нач}} = \frac{2}{3} \left[\varepsilon_{пр} - i_c^2 \frac{v_{уст} - v_{нач}}{\varepsilon_{пр}v_{уст}} \right]. \quad (8)$$

С учетом (7) и (8) запишем

$$k_3 = -\frac{dq}{d\tau_m} = \frac{\varepsilon_{пр}^2 v_{уст}}{v_{уст} - v_{нач}} - i_c^2. \quad (9)$$

Для установившейся скорости, равной номинальной ($v_{уст} = 1$), получим

$$k_3 = \frac{\varepsilon_{пр}^2}{1 - v_{нач}} - i_c^2. \quad (10)$$

Аналогично найденные аналитические зависимости k_3 от параметров электропривода и прокатки для других способов снижения нагрева приведены в таблице и на рис. 2.

Для случая, когда с целью снижения эквивалентного тока увеличивается пауза между слитками, k_3 не определен, но, очевидно, этот способ применять нецелесообразно, так как увеличение времени цикла в этом случае происходит без уменьшения потерь q , в то время как при всех других способах время цикла увеличивается при одновременном уменьшении потерь. При переходе к оптимальному закону изменения скорости во время паузы $\tau_{п}$ между пропусками от v_b до v_a , а в

Коэффициент эффективности снижения нагрева для различных способов

График скорости	Способ снижения нагрева	Коэффициент эффективности
Рис. 2, а	Переход от предельного ускорения $\varepsilon_{пр}$ к пониженному ε_1 при начальной скорости $v_{нач}$	$k_3 = \frac{v_1 \varepsilon_{пр} + v_{нач} \varepsilon_1}{v_1 - v_{нач}} \varepsilon_1 - i_c^2$
Рис. 2, б	Переход от прямолинейного изменения скорости к параболическому при начальной скорости $v_{нач}$	$k_3 = \frac{v_1 \sqrt{6 + 3 \frac{v_{нач}^2}{v_1^2}} + v_{нач}}{v_1 \sqrt{6 + 3 \frac{v_{нач}^2}{v_1^2} - 3v_{нач}}} \varepsilon_{пр}^2 - i_c^2$
Рис. 2, в	Переход от предельного ускорения $\varepsilon_{пр}$ к пониженному ε_1 при начальной скорости $v_{нач}$ для трапецеидального графика	$k_3 = \frac{\varepsilon_{пр} \varepsilon_1}{1 - v_{нач}} - i_c^2$
Рис. 2, г	Переход от прямолинейного изменения скорости к параболическому при начальной скорости v для трапецеидального графика	$k_3 = \frac{\varepsilon_{пр}^2}{1 - v_{нач}} - i_c^2$
Рис. 2, д	Переход от предельного ускорения $\varepsilon_{пр}$ к пониженному ε_1 при ослаблении поля двигателя	$k_3 = -(i_c^2 + \varepsilon_1^2) v_1^2$
Рис. 2, е	Переход на пониженное значение максимальной скорости при ослаблении потока	$k_3 = v_1^2 (i_c^2 + 2\varepsilon_{пр} v_1 / \tau_{y1})$
Рис. 2, ж	Переход от предельного ускорения $\varepsilon_{пр}$ к пониженному ускорению ε_1 при ослаблении поля двигателя для трапецеидального графика	$k_3 = v_1^2 (i_c^2 + 2\varepsilon_1 v_1 / \tau_{y1})$
Рис. 2, з	Переход от прямолинейного изменения скорости при ослаблении поля к параболическому при начальной скорости $v_{нач}$	$k_3 = \frac{\varepsilon_{пр}^2 v_{пр}}{v_{пр} - v_{нач}} + i_c^2 v_{пр} v_{нач}$

этом случае в соответствии с принципом максимума скорость должна изменяться по линейному закону с ускорением $\varepsilon = \frac{v_B + v_A}{\tau_{\text{п}}}$, коэффициент $k_3 = \infty$, так как при уменьшении потерь на $dq \, d\tau_{\text{м}} = 0$. Значит, этот способ является наиболее целесообразным. Однако, как показывают расчеты, он может дать снижение эквивалентного тока на 2—3 %, что может оказаться недостаточным, тогда наряду с этим способом придется применять другие меры снижения нагрева.

Приведенные в таблице значения коэффициентов эффективности позволяют для каждого вида пропуска найти наиболее целесообразный способ снижения нагрева двигателя. Установлено, что при номинальном потоке двигателя как для треугольного, так и для трапециoidalного графиков скорости наиболее эффективным является переход от прямолинейного изменения скорости к параболическому с некоторого значения скорости $v_{\text{нач}}$. С уменьшением $v_{\text{нач}}$ снижаются электрические потери в якоре цепи двигателя, возрастает машинное время пропуска и одновременно падает эффективность этого способа уменьшения нагрева (коэффициент k_3 уменьшается).

В пропусках с ослаблением поля двигателя также наиболее эффективным является способ снижения нагрева за счет перехода от прямолинейного изменения скорости при разгоне и торможении к «параболическому» с некоторого значения $v_{\text{нач}}$ [3]. Иногда может оказаться более эффективным переход на «параболическое» изме-

нение скорости с одновременным уменьшением степени ослабления поля.

На рис. 3 для одного из пропусков представлены зависимости коэффициента эффективности k_{31} от начальной скорости $v_{\text{нач}}$ при переходе к «параболическому» изменению скорости при фиксированном значении максимальной скорости v_{max} (кривая 1) и зависимость k_{32} от $v_{\text{нач}}$ при уменьшении максимальной скорости и «параболическом» законе изменения скорости с $v_{\text{нач}}$ (кривая 2). Из рис. 3 видно, что при больших значениях $v_{\text{нач}}$ $k_{31} > k_{32}$. Это означает, что до скорости $v_{\text{нач}}$, соответствующей точке А, целесообразно применять способ снижения нагрева за счет перехода от прямолинейного графика скорости к «параболическому» при постоянном значении максимальной скорости, равном $v_{\text{пр}}$. Если же в этом пропуске требуется еще уменьшить электрические потери в якоре цепи, то после точки А необходимо с уменьшением $v_{\text{нач}}$ одновременно снижать и максимальную скорость. С ее уменьшением изменяются и кривые k_{31} и k_{32} .

На рис. 3 показаны зависимости k_{31} от $v_{\text{нач}}$ (кривая 3), и k_{32} от $v_{\text{нач}}$ (кривая 4) при некотором значении максимальной скорости $v_{\text{max}} < v_{\text{пр}}$. Очевидно, с целью наиболее эффективного снижения нагрева следует так изменять начальную $v_{\text{нач}}$ и максимальную v_{max} скорости, чтобы соблюдалось равенство $k_{31} = k_{32}$. В результате такого комбинированного способа зависимость коэффициента эффективности от начальной скорости

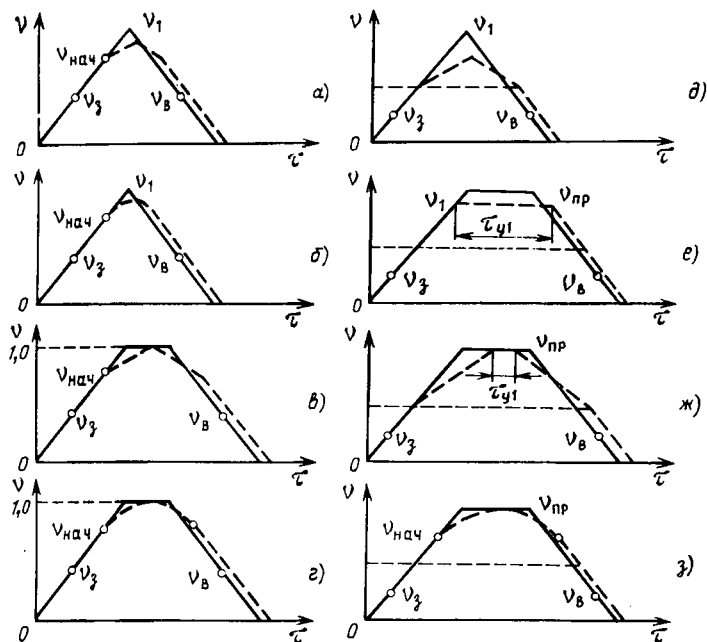


Рис. 2. Графики скорости к таблице

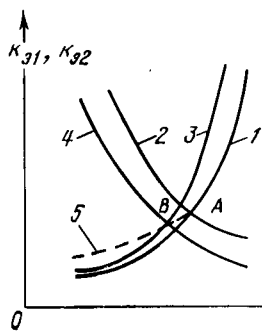


Рис. 3. Зависимости коэффициентов эффективности k_{31} и k_{32} от начальной скорости $v_{\text{нач}}$

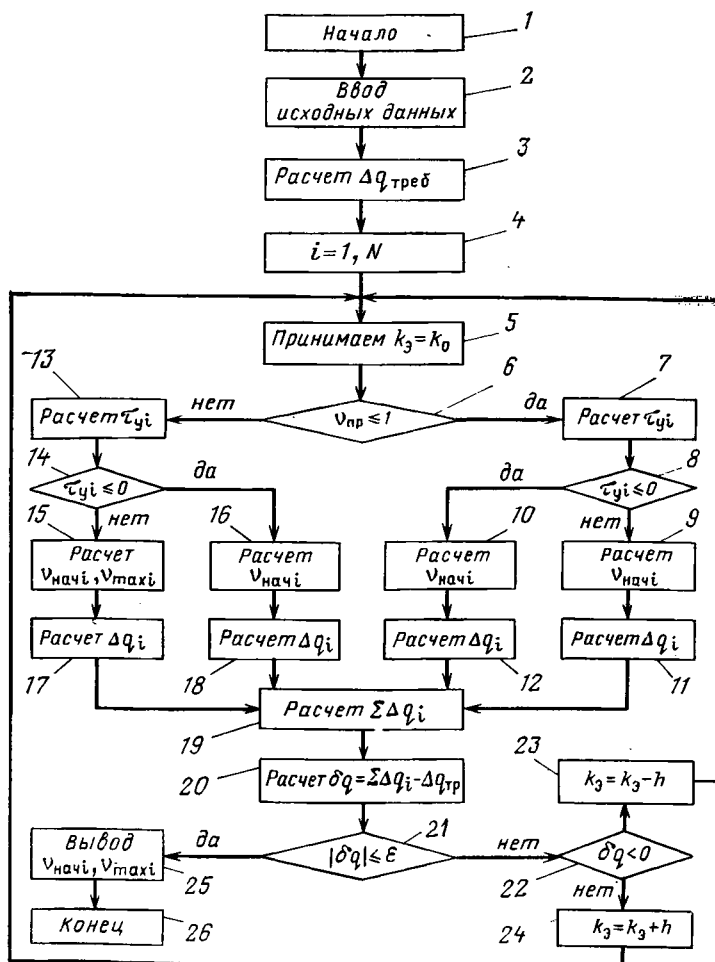


Рис. 4. Блок-схема алгоритма расчета оптимальных скоростных режимов

$v_{нач}$ представляет собой геометрическое место точек пересечения кривых $k_{a1}=f(v_{нач})$ и $k_{a2}=\varphi(v_{нач})$ и изображена на рис. 3 пунктирной кривой (кривая 5).

Блок-схема алгоритма расчета оптимальных скоростных режимов для случая, когда при прокатке по предельным тахограммам нагрев двигателя превосходит допустимый, приведен на рис. 4. Исходными данными для расчета, вводимыми в блок 2, являются максимальные значения скорости $v_{при}$ и ускорения $\epsilon_{при}$, скорости захвата $v_{вз}$ и выброса $v_{вы}$, моменты прокатки $\mu_{сi}$, длина слитка l_i , время пауз между пропусками τ_{pi} и число пропусков N в заданной программе прокатки. В блоке 3 рассчитывается превышение потерь в двигателе за цикл прокатки при работе с предельными тахограммами скорости над потерями, соответствующими номинальному среднеквадратичному току. С помощью блока 4 организуется внешний цикл вычислений, охватывающий все пропуски заданной программы от $i=1$ до $i=N$. В блоке 5 задается начальным значением оптимального коэффициента эффективности снижения нагрева k_0 .

В логическом блоке 6 осуществляется предварительный выбор типа графика скорости (с номинальным или ослабленным потоком двигателя) в зависимости от $v_{при}$.

В блоках 7 и 13 рассчитывается время работы на установившейся скорости τ_{yi} и в зависимости от этого в блоках 8 и 14 определяется вид графика скорости (треугольный или трапецеидальный). После этого в блоках 9, 10, 15 и 16 по заданному значению $k_a=k_0$ определяется начальная скорость $v_{начi}$ перехода к оптимальным траекториям и (для пропусков с ослабленным потоком) максимальная скорость v_{maxi} . В блоках 11, 12, 17 и 18 рассчитывается значение снижения потерь в двигателе по сравнению с предельной тахограммой в каждом пропуске. В блоке 19 определяется значение суммарного снижения потерь за цикл прокатки. Расчет отклонения суммарного снижения потерь $\Sigma \Delta q_i$ от требуемой $\Delta q_{треб}$ выполняется в блоке 20. В блоке 21 модуль отклонения потерь δq сравнивается с требуемой

точностью вычисления ϵ . При $|\delta q| < \epsilon$ окончательно принимаем $k_a=k_0$; в блоке 25 выводятся результаты расчета $v_{начi}$ и v_{maxi} для каждого пропуска.

Если $|\delta q| > \epsilon$, то необходимо изменить начальное значение k_a на величину шага h и повторить расчет. Изменение k_a в зависимости от знака δq производится в блоках 23 и 24. Расчет будет повторяться до тех пор, пока не будет выполнено условие в блоке 21.

В результате расчета оптимальных скоростных режимов будут найдены максимальное значение скорости в каждом пропуске и начальные значения скоростей, с которых целесообразно переходить на «параболический» закон изменения скорости в соответствующих пропусках.

Программа прокатки с использованием тахограмм, найденных в результате расчета, обеспечит минимальное время цикла при заданном значении электрических потерь в якорной цепи двигателя, а значит, и оптимальные скоростные режимы электропривода.

Эффективность рекомендуемой оптимизации электроприводов со сложными графиками движения подтверждается расчетом, выполненным в [4], где на основании рассмотренной методики получены значения максимальной скорости в отдельных пропусках и сокращение времени цикла прокатки примерно на 5 % за счет более полного использования прокатных двигателей по нагреву.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Воронецкий Б. Б., Святославский В. А. Оптимальные режимы работы главного привода блюминга. — Электричество, 1964, № 7.
2. Кожевников К. И. Экстремальное управление главным приводом обжимного прокатного стана. — Электричество, 1967, № 11.
3. Козырев С. К. Оптимальные переходные процессы в электроприводах постоянного тока при изменении потока двигателя. — Электричество, 1973, № 5.
4. Козырев С. К. Выбор максимальной скорости прокатки при ослаблении потока электродвигателя реверсивного стана горячей прокатки. — Труды МЭИ, 1982, вып. 570.

[01.07.83]

УДК 621.3.013.22.001.24

Расчет статического поля, создаваемого в ферромагнитном массиве приставным намагничивающим устройством

ВАЛИЕВ М. М., канд. техн. наук, КАГАНОВ З. Г., доктор техн. наук

Уфа

Во многих задачах электротехники и автоматики возникает необходимость строгого расчета статического магнитного поля, создаваемого в ферромагнитном массиве приставным намагничивающим устройством (ПНУ)¹. Это поле будем называть далее внутренним.

В данной статье рассмотрена трехмерная задача расчета топографии внутреннего поля в нелинейном ферромагнитном массиве. Полагаем, что этот массив имеет форму прямоугольного параллелепипеда. Размеры изделия и ПНУ, а также их взаимное расположение показаны на рис. 1. Рассматриваемая зона разделена на три

области: I — полюса ПНУ; II — воздушный зазор между полюсами магнита и поверхностью изделия, ограни-

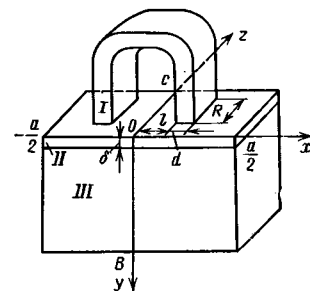


Рис. 1. ПНУ и контролируемый массив: I — ПНУ; II — воздушный зазор; III — ферромагнитный массив; a, b, c — размеры по осям X, Y, Z соответственно; δ — воздушный зазор

¹ В качестве ПНУ может быть использован электромагнит, возбуждаемый постоянным током, или постоянный магнит.

ченный плоскостями $y=0$ и $y=b$; III — намагничиваемое массивное изделие, находящееся между плоскостями $y=b$ и $y=b$.

В режиме намагничивания ПНУ спустя малое время (около 10^{-4} с) поле в областях I—III становится статическим и его можно описать модифицированной системой уравнений [1 и 2]:

$$\vec{\nabla} \vec{B} = 0; \nabla \varphi = -\vec{H}; \operatorname{rot} \vec{H} = 0; \vec{B} = f(\vec{H}), \quad (1)$$

дополняемой условиями «сшивания» скалярного магнитного потенциала φ на поверхности Γ_{ij} раздела сред с различными магнитными свойствами:

$$[\varphi_i]_{\Gamma_{ij}} = [\varphi_j]_{\Gamma_{ij}}; \left[\mu_i \left(\frac{\partial \varphi}{\partial n} \right)_i \right]_{\Gamma_{ij}} = \left[\mu_j \left(\frac{\partial \varphi}{\partial n} \right)_j \right]_{\Gamma_{ij}}, \quad (2)$$

где \vec{n} — нормаль к поверхности раздела сред Γ_{ij} ; μ_i — относительная магнитная проницаемость i -й среды.

Решение системы (1) дает неоднородное дифференциальное уравнение 2-го порядка:

$$\nabla^2 \varphi = f(x, y, z), \quad (3)$$

где

$$f(x, y, z) = H_x \frac{\partial}{\partial x} \ln \mu + H_y \frac{\partial}{\partial y} \ln \mu + H_z \frac{\partial}{\partial z} \ln \mu \quad (4)$$

— функция, учитывающая нелинейность магнитной проницаемости ферромагнетика.

Решение (3) производится с помощью теоремы Грина, применяемой к объему V , ограниченному замкнутой поверхностью S , и имеет следующий вид (задача Неймана) [3]:

$$\varphi(M_0) = \int_V \mathcal{H}(M, M_0) f(M) dV + \int_S \mathcal{H}(M, M_0) \frac{\partial \varphi}{\partial n} ds. \quad (5)$$

Здесь

$$\mathcal{H}(M, M_0) = \frac{1}{4\pi r} + h(M, M_0) \quad (6)$$

— функция Грина 2-го рода; \vec{n} — нормаль к поверхности S ; \vec{r} — радиус-вектор между текущей точкой $M(x, y, z)$ и точкой наблюдения $M_0(x_0, y_0, z_0)$:

$$r = \sqrt{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2 + (z-z_0)^2}. \quad (7)$$

Функция $h(M, M_0)$ гармонична в области V , а на ее границе удовлетворяет условию

$$\frac{dh}{dn} = \frac{4\pi r}{V_0} - \frac{\partial}{\partial n} \left(\frac{1}{r} \right), \quad (8)$$

где $V_0 = \text{const}$ — объем, ограничивающий особую точку M_0 .

Если известна функция $\mathcal{H}(M, M_0)$ и определенным образом заданы значения $\partial \varphi / \partial n$, то задача разрешима в линейной постановке.

Для нахождения функции $\mathcal{H}(M, M_0)$ необходимо решить уравнение Лапласа

$$\Delta h(M, M_0) = 0 \quad (9)$$

с учетом граничных условий (8).

Для упрощения решения положим, что для параллелепипеда (рис. 1) со сторонами a, b, c , ориентированными по декартовым осям координат, можно записать

$$h(M, M_0) = h_1(M, M_0) + h_2(M, M_0) + h_3(M, M_0), \quad (10)$$

где h_i ($i = 1, 2, 3$) — функции двух координат при фиксированном значении третьей.

Для каждой из этих функций согласно [4] можно записать граничные условия [8], приведя их к нулевым. Подставляя (10) в (8) и учитывая (7), получаем:

$$\frac{\partial h_1}{\partial x} = \frac{4\pi r}{V_0} \mp \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{r} \right) =$$

$$= \begin{cases} f_{1,2}(y, z) & \text{при } x = \left(-\frac{a}{2} \right) V \left(-\frac{a}{2} \right); \\ 0 & \text{при } y=0 \vee b, z=0 \vee c; \end{cases} \quad (11)$$

$$\frac{\partial h_2}{\partial y} = \frac{4\pi r}{V_0} \mp \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{r} \right) =$$

$$= \begin{cases} f_{3,4}(x, z) & \text{при } y=b \vee 0; \\ 0 & \text{при } x = \left(-\frac{a}{2} \right) V \left(-\frac{a}{2} \right); z=0 \vee c; \end{cases} \quad (12)$$

$$\frac{\partial h_3}{\partial z} = \frac{4\pi r}{V_0} \mp \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{r} \right) =$$

$$= \begin{cases} f_{5,6}(x, y) & \text{при } z=c \vee 0; \\ 0 & \text{при } x = \left(-\frac{a}{2} \right) V \left(-\frac{a}{2} \right); y=0 \vee b, \end{cases} \quad (13)$$

где V — логический символ дизъюнкции.

Для нахождения h_i необходимо решить три уравнения Лапласа по (9) со своими граничными условиями (11)–(13) соответственно. При этом целесообразно воспользоваться методом разделения переменных. В приложении 1 приведены соответствующие выражения для h_i , а также для функций $f_{1,2}$ и т. д.

Таким образом, для вычисления функции $\mathcal{H}(M, M_0)$ следует подставить в (6) значения h_i из формул приложения 1.

Определение соответствующих напряженности магнитного поля производится по формулам

$$H_x = -\frac{\partial \varphi(M_0)}{\partial x_0}; H_y = -\frac{\partial \varphi(M_0)}{\partial y_0}; H_z = -\frac{\partial \varphi(M_0)}{\partial z_0}. \quad (14)$$

Полная напряженность поля в точке M_0

$$H(M_0) = \sqrt{H_x^2 + H_y^2 + H_z^2}. \quad (15)$$

Скалярный магнитный потенциал в принципе может быть сразу вычислен по (5). Однако эту задачу проще решать в следующем порядке.

Сначала находится функция $\varphi_2(M_0)$ для воздушного зазора (среда II). На основании (5) можем записать:

$$\begin{aligned} \varphi_2(M_0) = & \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^b \int_0^c \mathcal{H}_2(M, M_0) f(M) dx dy dz + \\ & + H_{\text{оп}} \left\{ \int_{-l+d}^{l+d} \int_{\frac{c-R}{2}}^{\frac{c+R}{2}} \mathcal{H}_2(M, M_0) dx dz - \right. \\ & \left. - \int_{-(l+d)}^l \int_{\frac{c-R}{2}}^{\frac{c+R}{2}} \mathcal{H}_2(M, M_0) dx dz \right\}. \end{aligned} \quad (16)$$

Первый член (16) содержит поправку (4) на нелинейность магнитных свойств среды. Второе слагаемое учитывает, что поле задано только под полюсами ПНУ по закону:

$$\frac{\partial \Phi_2(M_0)}{\partial y} = \begin{cases} H_{0п} & \text{при } l \leq x \leq (l+d) \\ -H_{0п} & \text{при } -(l+d) \leq x \leq -l \end{cases};$$

$$\frac{c-R}{2} \leq z \leq \frac{c+R}{2}. \quad (17)$$

На всех остальных участках поверхности XOZ (рис. 1) внешне магнитное поле полагаем отсутствующим) и $\partial \Phi_2 / \partial y = 0$.

Для расчета поля под полюсами ПНУ с учетом влияния поля — изображения ферромагнитного массива, пользуемся выражением [5]:

$$H_{0п} = H_0 \frac{\mu_2}{\mu_1} \frac{\mu_3 - \mu_2}{\mu_3 + \mu_2}, \quad (18)$$

где H_0 — напряженность магнитного поля в полюсах ПНУ, принимая за исходную заданную величину; μ_i — относительные магнитные проницаемости сред I , II , III ($i=1, 2, 3$).

После того как найден скалярный магнитный потенциал в воздушном зазоре $\Phi_2(M_0)$ по (14) находятся компоненты напряженности поля H_{x2} , H_{y2} , H_{z2} и по (15) полная напряженность поля H_2 . При линейной постановке задачи ($\mu_i = \text{const}$) первое слагаемое в (16) обращается в нуль. В этом случае можно получить аналитические выражения для H_{x2} , H_{y2} , H_{z2} , приведенные в приложении 2.

Неплоскопараллельное поле в ферромагнитном массиве, создаваемое двухполюсным ПНУ, можно вычислить по скалярному магнитному потенциалу $\Phi_3(M_0)$ в произвольной точке M_0 по выражению (5), в которое подставляются значения функции Грина 2-го рода, найденные выше. Таким образом

$$\Phi_3(M)_0 = \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^b \int_0^c \mathcal{H}_3(M, M_0) f(M) dx dy dz +$$

$$+ \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c \mathcal{H}(M, M_0) \frac{\partial \Phi_3(M)}{\partial n} dx dy. \quad (19)$$

Как указывалось, первое слагаемое (19), учитывающее нелинейность намагничивающего массива, обращается в нуль при $\mu_3 = \text{const}$. Составляющие напряженности внутреннего магнитного поля вычисляются по (14). Для использования указанной выше методики при линейной постановке задачи необходимы граничные условия на стыке областей II и III , которые имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} H_{x3} &= H_{x2}; \quad H_{y3} = \frac{\mu_2}{\mu_3} H_{y2}; \quad H_{z3} = H_{z2}; \\ H_3 &= \sqrt{H_{x3}^2 + H_{y3}^2 + H_{z3}^2}. \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

При этом $\delta \leq y \leq b$, а H_{x2} , H_{y2} , H_{z2} находятся по формулам приложения 2.

Для учета нелинейности массива III необходимо вычислить первый кратный интеграл в (19), используя итерационную процедуру. В качестве нулевого приближения принимается значение, соответствующее $\mu_3 = \text{const}$. Зависимость магнитной проницаемости $\mu_3(H)$ и ее производной $\partial \mu_3 / \partial H$ аппроксимированы степенными

полиномами [6] вида

$$\mu_3(H) = \sum_{j=0}^N a_j H^j; \quad \frac{\partial \mu_3}{\partial H} = \sum_{s=0}^k b_s H^s. \quad (21)$$

Функцию поправки в (3) можно представить после преобразований (опуская нижний индекс «3»):

$$f(x, y, z) = \frac{1}{\mu H} \frac{\partial \mu}{\partial H} \left[H_x^2 \frac{\partial H_x}{\partial x} + H_y^2 \frac{\partial H_y}{\partial y} + H_z^2 \frac{\partial H_z}{\partial z} + \right.$$

$$\left. + 2H_x H_y \frac{\partial H_x}{\partial y} + 2H_x H_z \frac{\partial H_x}{\partial z} + 2H_y H_z \frac{\partial H_y}{\partial z} \right]. \quad (22)$$

Подставив (22) в (19), получим первое приближение, в котором уже $\mu_3 \neq \text{const}$. По полученным величинам H_x , H_y , H_z и H уточняются значения μ и $\partial \mu / \partial H$, и процесс вычисления повторяется до тех пор, пока разность результатов двух последовательных расчетов не достигнет заданного уровня. Вычисление значений скалярных потенциалов и их производных производится с помощью стандартных процедур численного интегрирования [6], а кратные интегралы определяются рекурсивным обращением к этим процедурам с заданной погрешностью вычислений.

По выражениям приложений 1 и 2 с использованием (19) и (22) вычислены составляющие напряженности и полная напряженность магнитного поля в ферромагнитном массиве III . Результаты показаны на рис. 2—6.

Выводы. 1. Разработана универсальная математическая модель, базирующаяся на использовании метода Грина, для исследования внутреннего поля в ферромагнитных массивах, намагничиваемых не по всему объему.

2. Математическая модель позволяет учитывать нелинейные магнитные свойства ферромагнитных материа-

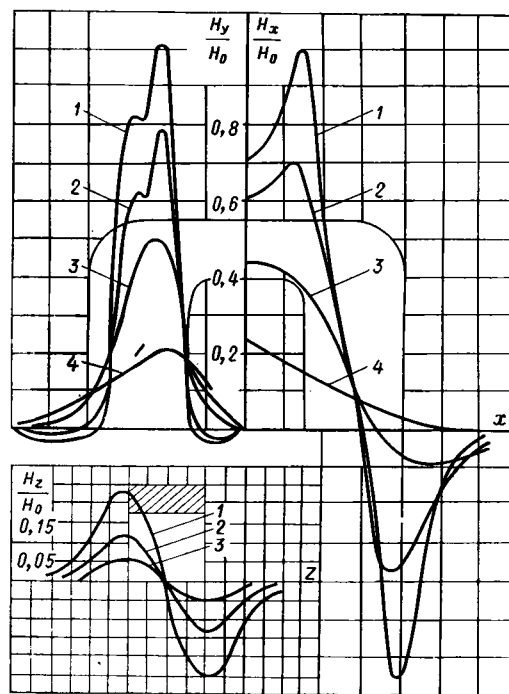


Рис. 2. Составляющие по осям координат относительной напряженности магнитного поля в нелинейном ферромагнитном массиве III ; $H_0 = 15$ кА/м — напряженность магнитного поля под полюсом в среде I (нормирующая величина); кривые 1—4 — соответствуют глубине проникновения поля в массив III — 0,05, 0,1, 5, 8 мм соответственно (размеры полюсов $d = 12$ мм, $R = 18$ мм, $l = 9,5$ мм, $\delta = 0$)

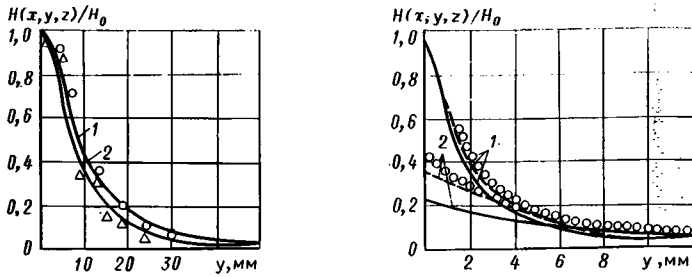


Рис. 3. Зависимость напряженности магнитного поля в центре межполюсного пространства (ось OY на рис. 1) от глубины проникновения поля в нелинейный массив III и от сечения полюсов: 1, 2 — расчетные кривые; $\Delta\Delta$, $\bigcirc\bigcirc$ — экспериментальные данные [7, 8] (размеры полюсов: 1) $d=14$ мм; $R=14$ мм; $l=5$ мм; 2) $d=8$ мм; $R=24$ мм; $l=5$ мм)

Рис. 4. Зависимость затухания магнитного поля в межполюсном пространстве от длины контролируемого нелинейного массива III :

размеры полюсов: $d=5$ мм; $R=10$ мм; $l=10$ мм; $\delta=0$; расстояние расчетных точек от оси Oz по средней линии полюсов: 1 — 7,5 мм, 2 — 5 мм; — — — $a=500$ мм; — — — $a=350$ мм; $\bigcirc\bigcirc\bigcirc$ — $a=200$ мм; $b=c=200$ мм

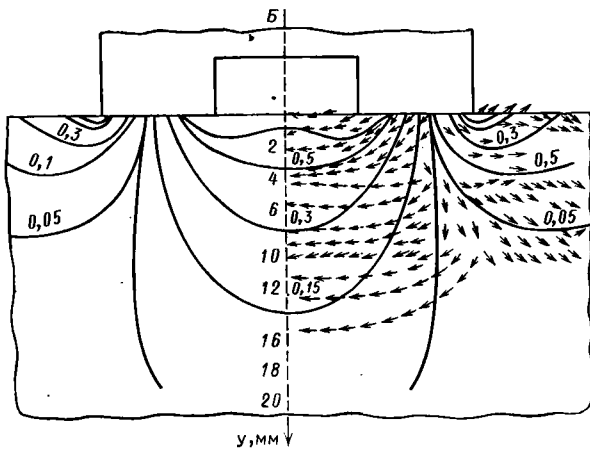


Рис. 5. Линии равной напряженности внутреннего магнитного поля и направление векторов \vec{H} в нелинейном ферромагнитном массиве III (цифры на кривых характеризуют отношение $H(x, y, z)/H_0$; $a=70$ мм; $b=60$ мм; $c=110$ мм; $d=8$ мм; $R=24$ мм; $l=5$ мм; $H_0=7,5$ кА/м)

лов, геометрические размеры как ПНУ, так и намагничиваемого тела. Полученные расчетные формулы для исследования распределения напряженности магнитного поля в массиве не накладывают ограничений на конфигурацию и число приставных электромагнитов.

3. Сходимость решений достигается на три-четыре шага итераций и не зависит от размерности задачи, а определяется качеством начального приближения.

4. Результаты, полученные в статье, могут быть применены для изучения магнитных явлений при локальном намагничивании ферромагнитных тел, а также при конструировании приставных намагничивающих устройств.

Приложение 1. Составляющие $h(M, M_0)$ по (10), образующие функцию Грина 2-го рода по (6):

$$h_1(M, M_0) = \sum_m \sum_n \frac{1}{2N_{mn}} \left[(\alpha_{mn} + \beta_{mn}) \frac{\text{sh } N_{mn}x}{\text{ch } N_{mn} \frac{a}{2}} + \right.$$

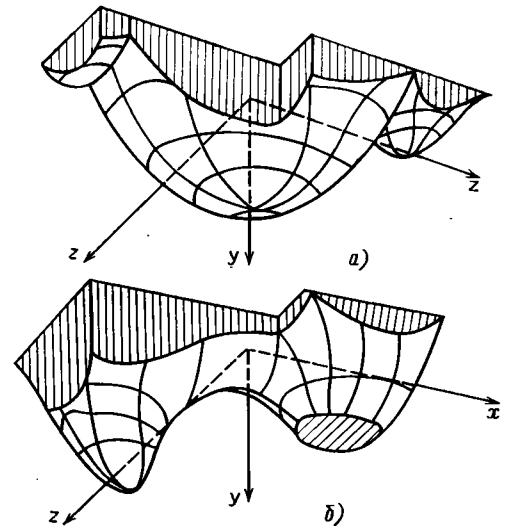


Рис. 6. Поверхности равной напряженности внутреннего магнитного поля в нелинейном ферромагнитном массиве III при $H(x, y, z)/H_0=0,15$: а — $H_0=10$ кА/м; $dxR=96$ мм²; б — $H_0=7,5$ кА/м; $dxR=10$ мм²

$$+ (\alpha_{mn} - \beta_{mn}) \frac{\text{ch } N_{mn}x}{\text{sh } N_{mn} \frac{a}{2}} \left] \sin \left(m\pi \frac{y}{b} \right) \sin \left(n\pi \frac{z}{c} \right); \quad (\text{П-1})$$

$$\alpha_{mn} = \frac{4}{bc} \int_0^b \int_0^c f_1(y, z) \sin \left(m\pi \frac{y}{b} \right) \sin \left(n\pi \frac{z}{c} \right) dy dz. \quad (\text{П-2})$$

Величина β_{mn} отличается от α_{mn} заменой под знаком двойного интеграла $f_1(y, z)$ на $f_2(y, z)$ по (11), $m=1, 2, 3, \dots$, $n=1, 2, 3, \dots$

$$N_{mn} = \sqrt{\left(\frac{m\pi}{b} \right)^2 + \left(\frac{n\pi}{c} \right)^2} \quad (\text{П-3})$$

$$h_2(M, M_0) = \sum_k \sum_n \frac{1}{2N_{kn}} \left[(\delta_{kn} - \gamma_{kn}) \frac{\text{sh } N_{kn} \left(\frac{b}{2} - y \right)}{\text{ch } N_{kn} \frac{b}{2}} + \right. \\ \left. + (\gamma_{kn} - \delta_{kn}) \frac{\text{sh } N_{kn} \left(\frac{b}{2} - y \right)}{\text{ch } N_{kn} \frac{b}{2}} \right] \sin \left(k\pi \frac{a-2x}{2a} \right) \times \\ \times \sin \left(n\pi \frac{z}{c} \right); \quad (\text{П-4})$$

$$\delta_{kn} = \frac{4}{ac} \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c f_4(x, z) \sin \left(k\pi \frac{a-2x}{2a} \right) \times \\ \times \sin \left(n\pi \frac{z}{c} \right) dx dz. \quad (\text{П-5})$$

Величина γ_{kn} отличается от δ_{kn} соответственной заменой $f_4(x, z)$ на $f_3(x, z)$ по (12), $k=1, 2, 3, \dots$, $n=1, 2, 3, \dots$

$$N_{kn} = \sqrt{\left(\frac{k\pi}{a} \right)^2 + \left(\frac{n\pi}{c} \right)^2}; \quad (\text{П-6})$$

$$h_3(M, M_0) = \sum_k \sum_m \frac{1}{2N_{km}} \left[(\sigma_{km} + \eta_{km}) \frac{\operatorname{sh} N_{km} \left(\frac{c}{2} - z \right)}{\operatorname{ch} N_{km} \frac{c}{2}} + (\eta_{km} - \sigma_{km}) \frac{\operatorname{ch} N_{km} \left(\frac{c}{2} - z \right)}{\operatorname{sh} N_{km} \frac{c}{2}} \right] \sin \left(k\pi \frac{a-2x}{2a} \right) \times \sin \left(m\pi \frac{y}{b} \right); \quad (\Pi-7)$$

$$\sigma_{km} = \frac{4}{ab} \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^b f_6(x, y) \sin \left(k\pi \frac{a-2x}{2a} \right) \times \sin \left(m\pi \frac{y}{b} \right) dx dy; \quad (\Pi-8)$$

Величина η_{km} отличается от σ_{km} соответственной заменой $f_6(x, y)$ на $f_5(x, y)$ по (13), $k=1, 2, 3, \dots$, $m=1, 2, 3, \dots$;

$$N_{km} = \sqrt{\left(\frac{k\pi}{a} \right)^2 + \left(\frac{m\pi}{b} \right)^2}. \quad (\Pi-9)$$

Примечание: индексы при $h_i (i=1, 2, 3)$ даного приложения не смешивать с индексами расчетных областей I, II, III, например, при μ_i . Приложение 2. Напряженность магнитного поля в воздушном зазоре (при постоянной магнитной проницаемости ферромагнитного массива):

$$H_{x2} = \frac{H_{0п}}{4\pi} \left\{ \ln \left| \frac{z_1 + \sqrt{z_1^2 + y_0^2 + (l_1 - x_0)^2}}{z_2 + \sqrt{z_2^2 + y_0^2 + (l_1 - x_0)^2}} \right| + \ln \left| \frac{z_2 + \sqrt{z_1^2 + y_0^2 + (l - x_0)^2}}{z_1 + \sqrt{z_1^2 + y_0^2 + (l - x_0)^2}} \right| - \ln \left| \frac{z_1 + \sqrt{z_2^2 + y_0^2 - (l_1 + x_0)^2}}{z_2 + \sqrt{z_2^2 + y_0^2 - (l_1 + x_0)^2}} \right| - \ln \left| \frac{z_2 + \sqrt{z_1^2 + y_0^2 - (l + x_0)^2}}{z_1 + \sqrt{z_1^2 + y_0^2 - (l + x_0)^2}} \right| + \frac{24}{\pi^2} \sum_k \sum_m \left[A_1 \operatorname{th} \left(N_{km} \frac{b}{2} \right) + B_1 \operatorname{cth} \left(N_{km} \frac{b}{2} \right) \right] \frac{Q_{km}}{km N_{km}} \right\}; \quad (\Pi-10)$$

$$H_{y2} = \frac{H_{0п}}{4\pi} \frac{\mu_2}{\mu_1} \left\{ y_0 \left[\int_{l_1}^{l_1} \frac{P dx}{y_0^2 + x_1^2} - \int_{-l_1}^{l_1} \frac{P dx}{y_0^2 + x_1^2} \right] - \frac{64}{\pi^2} \sum_k \sum_m \left[C_1 \operatorname{th} \left(N_{km} \frac{b}{2} \right) + D_1 \operatorname{cth} \left(N_{km} \frac{b}{2} \right) \right] \frac{Q_{km}}{km N_{km}} \right\}; \quad (\Pi-11)$$

$$H_{z2} = \frac{H_{0п}}{4\pi} \left\{ \ln \left| \frac{\sqrt{z_2^2 + y_0^2 + (l_1 - x_0)^2} + (l_1 - x_0)}{\sqrt{z_2^2 + y_0^2 + (l - x_0)^2} + (l - x_0)} \right| + \ln \left| \frac{\sqrt{z_1^2 + y_0^2 + (l - x_0)^2} + (l - x_0)}{\sqrt{z_1^2 + y_0^2 + (l_1 - x_0)^2} + (l_1 - x_0)} \right| - \ln \left| \frac{\sqrt{z_2^2 + y_0^2 + (l_1 + x_0)^2} - (l_1 + x_0)}{\sqrt{z_2^2 + y_0^2 + (l + x_0)^2} - (l + x_0)} \right| - \ln \left| \frac{\sqrt{z_1^2 + y_0^2 + (l + x_0)^2} - (l + x_0)}{\sqrt{z_1^2 + y_0^2 + (l_1 + x_0)^2} - (l_1 + x_0)} \right| - \frac{192}{\pi^2} \sum_k \sum_m \left[E_1 \operatorname{th} \left(N_{km} \frac{b}{2} \right) + F_1 \operatorname{cth} \left(N_{km} \frac{b}{2} \right) \right] \frac{Q_{km}}{km N_{km}} \right\}, \quad (\Pi-12)$$

где $k=2, 4, \dots$; $m=1, 3, \dots$;

$$A_1 = \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c \left[\frac{b - y_0}{[x_1^2 + y_1^2 + z_3^2]^{5/2}} + \frac{y_0}{[x_1^2 + y_0^2 + z_3^2]^{5/2}} \right] \times x_1 S_{km} dx dz; \quad (\Pi-13)$$

$$B_1 = \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c \left[\frac{y_0}{[x_1^2 + y_0^2 + z_3^2]^{5/2}} - \frac{b - y_0}{[x_1^2 + y_1^2 + z_3^2]^{5/2}} \right] \times x_1 S_{km} dx dz; \quad (\Pi-14)$$

$$C_1 = \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c \left[\frac{(y - y_0)^2 + x_1^2}{[x_1^2 + y_1^2 + z_3^2]^{5/2}} + \frac{x_1^2 - 2y_0^2 + z_3^2}{[x_1^2 + y_0^2 + z_3^2]^{5/2}} \right] \times S_{km} dx dz; \quad (\Pi-15)$$

$$D_1 = \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c \left[\frac{x_1^2 - 2y_0^2 + z_3^2}{[x_1^2 + y_0^2 + z_3^2]^{5/2}} - \frac{2(y - y_0)^2 - x_1^2 - z_3^2}{[x_1^2 + y_1^2 + z_3^2]^{5/2}} \right] \times S_{km} dx dz; \quad (\Pi-16)$$

$$E_1 = \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c \left[\frac{y_1}{[x_1^2 + y_1^2 + z_3^2]^{5/2}} + \frac{y_0}{[x_1^2 + y_0^2 + z_3^2]^{5/2}} \right] \times z_3 S_{km} dx dz; \quad (\Pi-17)$$

$$F_1 = \int_{-a/2}^{a/2} \int_0^c \left[\frac{y_0}{[x_1^2 + y_0^2 + z_3^2]^{5/2}} - \frac{y_1}{[x_1^2 + y_1^2 + z_3^2]^{5/2}} \right] \times z_3 S_{km} dx dz; \quad (\Pi-18)$$

$$S_{km} = \sin \left[\frac{k\pi}{a} \left(\frac{a}{2} - x \right) \right] \sin \frac{m\pi}{c}; \quad (\Pi-19)$$

$$P = \left[\frac{z_2}{\sqrt{x_1^2 + y_0^2 + z_2^2}} - \frac{z_1}{\sqrt{x_1^2 + y_0^2 + z_1^2}} \right]; \quad (\Pi-20)$$

$$Q_{km} = \sin \left[\frac{k\pi}{2a} (2l + d) \right] \sin \frac{k\pi}{2a} d \cos \frac{k\pi}{2} \times \sin \frac{m\pi}{2} \sin \frac{m\pi}{c} R; \quad (\Pi-21)$$

N_{km} — см. (П-9), но $k=2, 4, \dots$, $m=1, 3, \dots$.

$$x_1 = (x - x_0); y_1 = (b - y_0); z_1 = \left(\frac{c+R}{2} - z_0\right); z_2 = \left(\frac{c-R}{2} - z_0\right); z_3 = (z - z_0); \quad (\text{П-22})$$

$$l_1 = l + d; \quad (\text{П-23})$$

x, y, z — координаты текущей точки M ; x_0, y_0, z_0 — координаты точки наблюдения M_0 ; a, b, c — размеры рассчитываемого массива (рис. 1).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аркадьев В. К. Электромагнитные процессы в металлах. — М.: Госэнергоиздат. Ч. 1, 1934, ч. 2, 1936.
2. Нейман Л. Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. — М.: Госэнергоиздат, 1949.

3. Линейные уравнения математической физики/Под ред. С. Т. Михлина. — М.: Наука, 1964.
4. Канторович Л. В., Крылов В. И. Приближенные методы высшего анализа. — М.: Физматгиз, 1962.
5. Гринберг Г. А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. — М.-Л.: Изд. АН СССР, 1948.
6. Демин В. Ф., Добролюбов Л. В., Степанов В. А. Системы программирования на алголе. — М.: Наука, 1977.
7. Фридман Л. А., Табачник В. П., Чернова Г. С. Измерение магнитного поля в массивном изделии между полюсами приставного электромагнита. — В кн.: Электромагнитные методы контроля качества изделий. — Куйбышев: Куйбышевское книжное изд-во, 1978.
8. Захаров В. А. К теории приставных магнитных устройств с магнитопроводом. — Дефектоскопия, 1978, № 3.

[31.08.82]

УДК 621.314.6

Коррекция динамических характеристик вентильных преобразователей

ВОЛОВИЧ Г. И., канд. техн. наук

Челябинский политехнический институт

Вопросы анализа устойчивости замкнутых систем с вентильными преобразователями (ВП) при малых отклонениях от стационарного режима в настоящее время изучены достаточно глубоко [1—3]. В этих работах на основе применения z -преобразования получены условия устойчивости в малом для ВП с замкнутыми системами управления при работе в режимах прерывистого и непрерывного токов. Итог этих работ — условия устойчивости ВП, полученные в виде совокупности неравенств, связывающих некоторые параметры системы. Алгебраические методы анализа и синтеза, базирующиеся на использовании этих неравенств, при исследовании систем третьего и более высокого порядков оказываются слишком трудоемкими.

Ниже на основе применения частотных методов исследования дискретных систем управления рассматривается метод синтеза корректирующих цепей, обеспечивающих ВП с непрерывной линейной частью (НЛЧ) вы-

сокого порядка заданные динамические характеристики.

Синтез коррекции ВП с одноканальной асинхронной системой управления (ОАС) в режиме непрерывного тока. Схема ВП с системой управления, работающего через LC -фильтр на активную нагрузку приведена на рис. 1. Здесь применена ОАС с перезарядом интегратора на неизменную величину его выходного напряжения [5], обеспечивающая ВП высокие статические и динамические характеристики.

Работа схемы иллюстрируется рис. 2. Интегратор $И$ интегрирует разность эталонного напряжения U_3 и напряжения обратной связи $u(t)$. Выходное напряжение интегратора $u_n(t)$ поступает на один из входов регенеративного компаратора K , переходная характеристика которого представляет собой прямоугольную петлю гистерезиса шириной $2U_n$. В начале периода пульсации выходного напряжения ВП напряжение на выходе компаратора отрицательно и диод закрыт. Когда к концу периода напряжение u_n превысит напряжение на втором входе компаратора $u_c(t)$ на величину U_n , по ледний

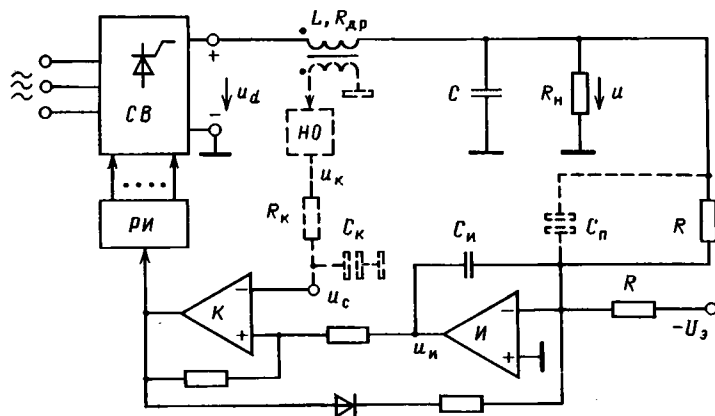


Рис. 1. Схема ВП с асинхронной одноканальной системой управления: СВ — схема выпрямления; И — интегратор; К — компаратор, РИ — распределитель управляющих импульсов; НО — нуль-орган

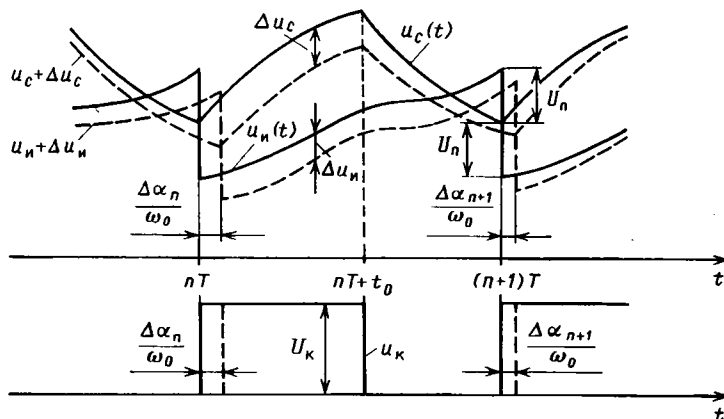


Рис. 2. К пояснению работы системы управления

переключится, напряжение на его выходе станет положительным, диод откроется, и конденсатор интегратора $C_{\text{и}}$ начнет перезаряжаться постоянным по величине током, так что $u_{\text{и}}$ станет убывать. Как только это напряжение окажется меньше разности $u_c(t) - U_{\text{п}}$, компаратор вернется в исходное положение. В процессе этих двух переключений компаратора, на его выходе формируется положительный импульс, поступающий в распределитель импульсов РИ, который «вырабатывает» управляющие импульсы.

Процесс перезаряда интегратора длится микросекунды, что позволяет пренебречь этим временем при исследовании динамики ВП. В таком случае процессы в схеме можно описать с учетом приращений переменных следующим разностным уравнением:

$$\frac{1}{T_{\text{и}}} \int_{nT + \frac{\Delta\alpha_n}{\omega_0}}^{(n+1)T + \frac{\Delta\alpha_{n+1}}{\omega_0}} [U_{\text{э}} - u(t) - \Delta u(t)] dt = 2U_{\text{п}} + u_c \times \\ \times \left[(n+1)T + \frac{\Delta\alpha_{n+1}}{\omega_0} \right]_+ + \Delta u_c \left[(n+1)T + \frac{\Delta\alpha_{n+1}}{\omega_0} \right] - \\ - u_c \left(nT + \frac{\Delta\alpha_n}{\omega_0} \right)_+ - \Delta u_c \left(nT + \frac{\Delta\alpha_n}{\omega_0} \right), \quad (1)$$

где $T_{\text{и}} = RC_{\text{и}}$ — постоянная времени интегрирования; ω_0 — круговая частота сети; T — период пульсаций. Подстрочный индекс «+» или «-» означает, что в случае разрывности переменной в момент включения очередного тиристора ВП, необходимо брать ее предел соответственно справа (+) или слева (-).

Линеаризация уравнения (1) в окрестности установившегося режима с учетом того, что вследствие периодичности

$u_c[(n+1)T] = u_c(nT)$ и $u'_c[(n+1)T]_- = u'_c(nT)_-$, дает следующее уравнение:

$$\frac{1}{\omega_0 T_{\text{и}}} [U_{\text{э}} (\Delta\alpha_{n+1} - \Delta\alpha_n) - u(nT) - \Delta\alpha_{n+1} + u(nT) + \Delta\alpha_n] = \\ = -\Delta u_y [(n+1)T] + \Delta u_y(nT) = \frac{u'_c(nT)_-}{\omega_0} (\Delta\alpha_{n+1} - \Delta\alpha_n), \quad (2)$$

причем здесь

$$u_y(t) = u_{\text{и}0}(t) + u_c(t) \quad (3)$$

— управляющее напряжение

$$u_{\text{и}0}(t) = \frac{1}{T_{\text{и}}} \int_0^t u(t) dt.$$

Применив z-преобразование к обеим частям уравнения (2), получим передаточную функцию дискретной части ОАС:

$$H^*(z) = \frac{\Delta^* \alpha(z)}{\Delta^* u_y(z)} = k_c F \frac{z-1}{z-F_p}, \quad (4)$$

где k_c — статический коэффициент передачи системы управления, причем U — среднее значение $u(t)$, а m — число пульсаций напряжения ВП за период напряжения сети

$$k_c = \frac{\omega_0 T_{\text{и}}}{U_{\text{э}} - U} = \frac{\pi}{m U_{\text{п}}};$$

F — фактор пульсаций [7], причем $u_{\sim}(t)$ — переменная

составляющая напряжения $u(t)$, $\theta = \omega_0 t$;

$$F = \frac{1}{1 - k_c \left(\frac{du_y}{d\theta} \right)} = \frac{1}{1 - \frac{T}{2U_{\text{п}}} \left[\frac{u_{\sim}(nT)_-}{T_{\text{и}}} + u'_c(nT)_- \right]}; \quad (5)$$

F_p — фактор разрывности, коэффициент, равный единице при непрерывном $u(t)$;

$$F_p = \frac{U_{\text{э}} - u(nT)_+ - T_{\text{и}} u'_c(nT)_-}{U_{\text{э}} - u(nT)_- - T_{\text{и}} u'_c(nT)_-}.$$

Общий коэффициент передачи дискретной части ВП

$$k = k_c k_m F T, \quad (6)$$

где k_m — коэффициент, характеризующий импульсно-модулирующие свойства схемы выпрямления ВП и определяемый по аналогии с [1] следующим образом:

$$k_m = 2U_m \sin \frac{\pi}{m} \sin \alpha, \quad (7)$$

где U_m — амплитуда напряжения сети; множитель T вводится в (6) для сохранения размерности.

Пусть операторная передаточная функция (ОПФ) НЛЧ, включающей ПИ-регулятор и фильтр с нагрузкой и ОПФ $W_{\text{ф}}(s)$, имеет вид:

$$W(s) = \frac{1 + hT_{\text{и}}s}{sT_{\text{и}}LC \sqrt{(s+a)^2 + \omega_1^2}}, \quad (8)$$

где

$$a = \frac{1}{2R_{\text{н}}C} + \frac{R_{\text{дп}}}{2L}; \quad \omega_1 = \left(\frac{R_{\text{н}} + R_{\text{дп}}}{R_{\text{н}}CL} - a^2 \right)^{\frac{1}{2}}; \quad (9)$$

h — коэффициент передачи пропорциональной связи, которая в схеме на рис. 1 обеспечивается включением конденсатора $C_{\text{п}}$.

По таблицам ω — преобразования, приведенным [4], найдем дискретную передаточную функцию НЛЧ:

$$W^*(\omega) = \frac{R_{\text{н}}}{R_{\text{н}} + R_{\text{дп}}} \frac{(1+\omega)(1+\omega T_1)(1-\omega T_2)}{2T_{\text{и}}\omega(1-2\xi\omega T_3 + \omega^2 T_3^2)}, \quad (10)$$

где

$$T_{1,2} = \pm \frac{p}{2q} + \left(\frac{p^2}{4q^2} + \frac{\sigma}{q} \right)^{\frac{1}{2}}; \quad (11)$$

$$T_3 = \left(\frac{\text{ch } aT + \cos \omega_1 T}{q} \right)^{\frac{1}{2}}; \quad \xi = \frac{\text{sh } aT}{(\text{ch}^2 aT - \cos^2 \omega_1 T)^{\frac{1}{2}}}, \quad (12)$$

причем

$$p = b \sin \omega_1 T + e^{-aT} - \cos \omega_1 T; \quad q = \text{ch } aT - \cos \omega_1 T;$$

$$\sigma = b \sin \omega_1 T + \text{sh } aT; \quad b = [(a^2 + \omega_1^2) h T_{\text{и}} - a] / \omega_1.$$

Заменив в выражении (10) оператор ω на jv , построим ЛЧХ разомкнутого контура регулирования исходного ВП (т. е. до коррекции) — $L_{\text{исх}}(jv)$ и $\Phi_{\text{исх}}(jv)$. Поскольку в данном случае сигнал на входе интегратора непрерывен, $H^*(z) = k_c F$.

Пример 1. На рис. 3 приведен ЛЧХ ВП с параметрами: $U_m = 48$ В; $U = 28,5$ В; $m = 6$; $\omega_0 = 314$ с⁻¹; $L = 2,5$ мГн; $R_{\text{н}} = 7$ Ом; $R_{\text{дп}} = 0,2$ Ом; $C = 0,022$ Ф; $U_{\text{п}} = 2$ В; $h = 1$; $T_{\text{и}} = 9,5$ мс (вначале полагаем $F = 1$). Для сравнения штриховой линией показана обычная «непрерывная» фазочастотная характеристика НЛЧ $\Phi_{\text{н}}(\omega)$, причем

$$\omega = \frac{2}{T} \arctg v,$$

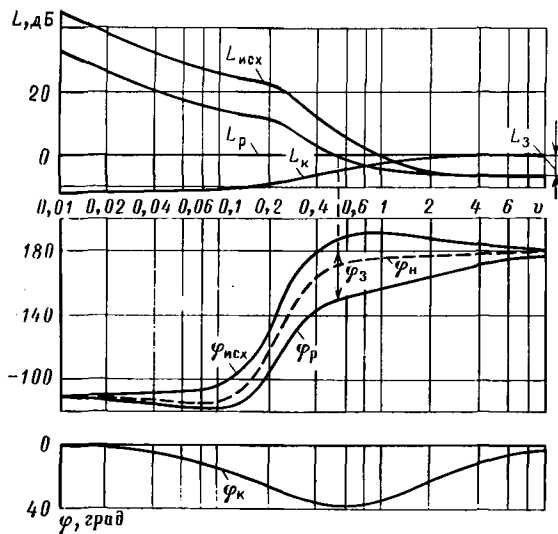


Рис. 3. Логарифмические частотные характеристики ВП с НЛЧ третьего порядка

Из этих ЛХЧ в соответствии с критерием Найквиста следует, что замкнутая система с ВП неустойчива. Необходимые запасы устойчивости (обычно 6 дБ по модулю и 30° по фазе) можно обеспечить, как это видно из ЛЧХ, снижением коэффициента передачи системы на 20 дБ, т. е. в 10 раз. При этом, однако, уменьшится в 4 раза полоса пропускания системы, что приведет к значительному ухудшению качества переходных процессов. Для обеспечения требуемого запаса устойчивости по фазе без снижения коэффициента передачи применим фазопередающее интегро-дифференцирующее звено с передаточной функцией вида:

$$W_k^*(\omega) = \frac{\beta}{\mu} \frac{1 + \mu\omega}{1 + \beta\omega}, \quad (13)$$

причем $\beta < \mu$.

Построенные для этого звена ЛХЧ $L_k(\nu)$ и $\varphi_k(\nu)$ при $\mu = 3,4$ и $\beta = 0,81$ приведены на рис. 3; ЛЧХ результирующей скорректированной системы

$$L_p(\nu) = L_{исх}(\nu) + L_k(\nu); \quad \varphi_p(\nu) = \varphi_{исх}(\nu) + \varphi_k(\nu)$$

показывают, что при использовании коррекции (13) ВП с параметрами из первого примера обладает запасами устойчивости 6 дБ по модулю и 32° по фазе. Можно убедиться, что при такой коррекции полоса пропускания системы с ВП в 2,5 раза шире, чем при обеспечении того же запаса по фазе простым уменьшением коэффициента передачи.

Найдем структуру корректирующего устройства. Для этого в (13) подставим $\omega = (z-1)/(z+1)$. Тогда

$$W_k^*(z) = \frac{\beta(1+\mu)}{\mu(1+\beta)} \frac{z - \frac{\mu-1}{\mu+1}}{z - \frac{\beta-1}{\beta+1}}. \quad (14)$$

На рис. 1 пунктиром показана цепь, обеспечивающая ВП последовательную коррекцию вида (13). Эта цепь включает в себя последовательно соединенные дополнительную обмотку дросселя, нуль-орган и интегрирующую RC-цепочку. На выходе нуль-органа формируется последовательность прямоугольных импульсов u_k , причем положение переднего фронта очередного импульса определяется значением угла регулирования, а положение заднего фронта зависит от момента перехода

э. д. с. самоиндукции дросселя через нуль и при быстрых малых колебаниях угла регулирования вокруг положения равновесия почти не изменяется.

Пусть ширина импульса в установившемся режиме равна t_0 . Тогда в момент $t = nT + t_0$ (см. рис. 2)

$$u_c(nT + t_0) = U_k - [U_k - u_c(nT)] e^{-a_k t_0},$$

где U_k — амплитуда импульсов $u_k(t)$; $a_k = 1/R_k C_k$, а в момент $t = (n+1)T$

$$u_c[(n+1)T] = U_k e^{-a_k(T-t_0)} - [U_k - u_c(nT)] e^{-a_k T}. \quad (15)$$

С учетом приращений переменных (15) можно переписать в виде:

$$\begin{aligned} u_c \left[(n+1)T + \frac{\Delta\alpha_{n+1}}{\omega_0} \right] + \Delta u_c \left[(n+1)T + \frac{\Delta\alpha_{n+1}}{\omega_0} \right] = \\ = U_k \exp \left[-a_k \left(T - t_0 + \frac{\Delta\alpha_{n+1}}{\omega_0} \right) \right] - [U_k - u_c(nT + \\ + \frac{\Delta\alpha_n}{\omega_0}) - \Delta u_c(nT + \frac{\Delta\alpha_n}{\omega_0})] \exp \left[-a_k \times \right. \\ \left. \times \left(T + \frac{\Delta\alpha_{n+1} - \Delta\alpha_n}{\omega_0} \right) \right]. \end{aligned}$$

Линеаризуя последнее уравнение, находим связь между приращениями переменных на входе и выходе корректирующего устройства:

$$\Delta u_c[(n+1)T] = c_1 \left\{ \Delta u_c(nT) - \frac{a_k}{\omega_0} [U_k - 2u_c(nT)] \Delta\alpha_n \right\}, \quad (16)$$

$$\text{где } c_1 = \exp(-a_k T).$$

Осуществив z-преобразование обеих частей уравнения (16), получим:

$$(z - c_1) \Delta u_c^*(z) = Q \Delta\alpha^*(z), \quad (17)$$

$$\text{где } Q = \frac{a_k c_1}{\omega_0} [U_k - 2u_c(nT)]. \quad (18)$$

Подставляя $\Delta u_c^*(z)$, полученное из (17), в (3), а $\Delta u_y^*(z)$, найденное из (3), в (4), и учитывая, что функция $u(t)$ непрерывна, после преобразований получаем:

$$H_k^*(z) = \frac{\Delta\alpha^*(z)}{\Delta u_{но}^*(z)} = k_c F \frac{z - c_1}{z - c_1 - k_c F Q}; \quad (19)$$

$$c_1 = \frac{\mu - 1}{\mu + 1}; \quad Q = \frac{c_2 - c_1}{k_c F}, \quad (20)$$

где $c_2 = (\beta - 1)/(\beta + 1)$; $H_k^*(z)$ с точностью до постоянного множителя совпадает с $W_k^*(z)$.

Найдем необходимую амплитуду импульсов $u_k(t)$. Поскольку из (5) следует, что

$$k_c F = \frac{1}{\frac{mU_n}{\pi} - \frac{1}{\omega_0} \left[\frac{1}{T_n} u_{\sim}(nT) - u_c'(nT) \right]}, \quad (21)$$

причем из (15) вследствие того, что в установившемся режиме $u_c[(n+1)T] = u_c(nT)$,

$$\begin{aligned} u_c'(nT) = -a_k \{ U_k e^{-a_k(T-t_0)} - [U_k - u_c(nT)] e^{-a_k T} \} = \\ = -a_k u_c(nT), \end{aligned} \quad (22)$$

а из второго из условий (20) с учетом соотношения (18) находим, что

$$\begin{aligned} (c_2 - c_1) \left\{ \frac{mU_n}{\pi} - \frac{1}{\omega_0} \left[\frac{1}{T_n} u_{\sim}(nT) - a_k u_c(nT) \right] \right\} = \\ = \frac{a_k c_1}{\omega_0} [U_k - 2u_c(nT)], \end{aligned}$$

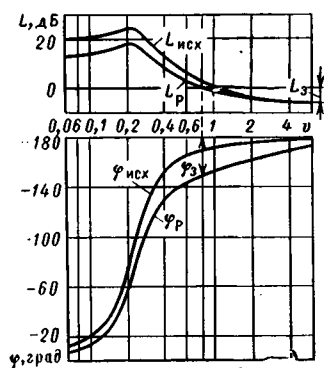


Рис. 6. Логарифмические частотные характеристики ВП с НЛЧ второго порядка

а дискретная передаточная функция разомкнутого контура регулирования ВП

$$W^*(z) = \frac{k}{\omega_1 LC} \frac{zd \sin \omega_1 T}{z^2 - 2zd \cos \omega_1 T + d^2},$$

где $d = \exp(-aT)$.

Характеристическое уравнение системы с учетом того, что порядок знаменателя $W(s)$ выше порядка числителя на два, имеет вид:

$$W^*(z) + 1 = 0$$

или

$$z^2 + z(k_1 - 2d \cos \omega_1 T) + d^2 = 0, \quad (26)$$

причем

$$k_1 = \frac{kd \sin \omega_1 T}{\omega_1 LC}.$$

Выбором значения коэффициента передачи k невозможно обеспечить конечную длительность процессов в системе, т. е. равенство корней уравнения (26) нулю. Более того, анализ уравнения (26) показывает, что наибольший по модулю из его корней не при каком k не будет меньше, чем $\exp(-aT)$. Для коррекции можно применить предложенное выше дискретное корректирующее звено с передаточной функцией вида (14) при $\beta=1$:

$$H_k^*(z) = k_c F \frac{z - c_1}{z}.$$

В этом случае характеристическое уравнение системы с ВП примет вид:

$$z^2 + z(k_1 - 2d \cos \omega_1 T) + d^2 - c_1 k_1 = 0,$$

и для обеспечения конечной длительности процессов достаточно выбрать

$$k_1 = 2d \cos \omega_1 T \text{ и } c_1 = \frac{d}{2 \cos \omega_1 T}.$$

Отсюда находим численные значения $k = 0,031$ и $c_1 = 0,44$.

Определим запас устойчивости к автоколебаниям на основной субгармонике. Для этого в результирующую

передаточную функции ВП

$$W_p^*(z) = \frac{k}{\omega_1 LC} \frac{zd \sin \omega_1 T}{z^2 - 2zd \cos \omega_1 T + d^2} \frac{z - c_1}{z}$$

подставим $z = -1$. Модуль полученной величины $|W_p^*(-1)|$ численно равен модулю частотной функции ВП $|W_p^*(j\omega)|$ при $\omega \rightarrow \infty$. Находим, что $|W_p^*(-1)| = 0,68$, откуда запас устойчивости по модулю $L_s = 3,37$ дБ, что явно недостаточно. Вследствие изменения напряжения питающей сети, технологического разброса параметров, изменения угла регулирования коэффициент k может увеличиться в полтора раза и система потеряет устойчивость.

Используем частотный метод. Дискретная передаточная функция контура регулирования ВП

$$W^*(\omega) = \frac{k \sin \omega_1 T}{2\omega_1 LC (\operatorname{ch} aT - \cos \omega_1 T)} \frac{1 - \omega^2}{1 + 2\xi T_3 \omega + T_3 \omega^2},$$

причем ξ и T_3 определяются по формулам (12).

Для этого примера ЛЧХ ВП приведены на рис. 6. Для обеспечения необходимых запасов устойчивости (30° по фазе и 6 дБ по модулю) включаем то же самое корректирующее звено, что и ранее, причем по виду исходных ЛЧХ находим $\mu = 2,2$, $\beta = 1$. Коэффициент передачи системы k определяем, исходя из требуемого запаса устойчивости по модулю к автоколебаниям на основной субгармонике:

$$\lim_{\omega \rightarrow \infty} |W_p^*(j\omega)| = \frac{k \sin \omega_1 T (1 + c_1)}{2\omega_1 LC (\operatorname{ch} aT - \cos \omega_1 T) T_3^2} = 0,5,$$

откуда $k = 0,024$, а $c_1 = (\mu - 1)/(\mu + 1) = 0,35$.

Результаты, полученные обоими способами, различны, причем во втором случае непосредственно по виду результирующих ЛЧХ можно определить, как повлияет на поведение системы изменение коэффициента k , по поведению ЛАЧХ в области частоты среза оценить колебательность системы и т. д. Используя же алгебраический метод, необходимо для этого исследовать корни характеристического уравнения, что при высоком порядке НЛЧ затруднительно.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шипилло В. П. Исследование процессов в замкнутых вентильных системах методом z -преобразования. — Электричество 1969, № 11, с. 63—68.
2. Динамика вентильного электропривода постоянного тока/Под ред. Поздеева А. Д. — М.: Энергия, 1975. 224 с.
3. Наталкин А. В., Колоколкин А. М. Применение метода z -преобразования для анализа замкнутых вентильных систем с асинхронной одноканальной системой управления. — Электричество, 1976, № 10, с. 54—59.
4. Кузин Л. Т. Расчет и проектирование дискретных систем управления. — М.: Машгиз, 1962, 684 с.
5. А. с. 693529 (СССР). Устройство для управления выпрямителем/Г. И. Волович. Оpubл. в БИ, 1979, № 39.
6. Поздеев А. Д. Динамические свойства вентильных преобразователей с асинхронными системами импульсно-фазового управления. — Электротехника, 1977, № 9, с. 11—15.
7. Bjaresten N. A. The static converter as a high-speed power amplifier. — Direct Current, 1963, vol. 8, № 6.

[10.01.84]

Демпфирование малых низкочастотных колебаний в сложных электроэнергетических системах с помощью АРВ сильного действия

БРОСМАНН Э., СТРОЕВ В. А., ХАЧАТУРОВА Е. А.

Москва

Развитие электроэнергетических систем (ЭС) характеризуется укрупнением электростанций, ростом единичной мощности агрегатов и расширением диапазона возможных режимов их работы (в частности, за счет режимов недовозбуждения генераторов), что приводит к утяжелению условий статической устойчивости ЭС [1]. Такой же эффект может возникать при объединении ЭС слабыми связями и обычно проявляется в возникновении плохо демпфируемых низкочастотных колебаний (в диапазоне частот от 0,1 до 0,5 Гц) [1—4]. Рациональным способом подавления таких колебаний является улучшение стабилизирующих свойств АРВ генераторов электростанций, в частности, переход к АРВ сильного действия (АРВ — СД). Решение этой задачи на общесистемном уровне включает как неотъемлемую часть определение тех электростанций системы, на которых целесообразно устанавливать АРВ — СД для обеспечения статической устойчивости и эффективного демпфирования доминирующих низкочастотных колебаний [2—4].

Решению последней задачи посвящен ряд статей (например, [2—7]), показавших целесообразность применения методики, основанной на определении коэффициентов чувствительности вещественных частей корней характеристического уравнения к коэффициентам стабилизации АРВ различных электростанций ЭС. Та электростанция, для которой данный коэффициент чувствительности наименьший (т. е. имеет наибольшее по модулю отрицательное значение), наиболее целесообразна для установки АРВ — СД, поскольку это обеспечивает наибольшее увеличение степени демпфирования малых колебаний в ЭС.

Надежное решение задачи выбора электростанций ЭС, на генераторах которых следует устанавливать АРВ — СД с целью интенсивного демпфирования низкочастотных колебаний, т. е. задачи синтеза структуры стабилизации ЭС в целом, требует эффективного решения следующих трех подзадач: 1) выбор вычислительного алгоритма определения коэффициентов чувствительности; 2) составление рационального математического описания переходных процессов в ЭС; 3) разработка методики определения электростанций, на генераторах которых следует устанавливать АРВ — СД.

В известных авторам статьях [эти подзадачи, особенно 2) и 3), решаются с привлечением различных допущений, не всегда достаточно аргументированных, что порождает неуверенность в получаемых результатах и увеличивает необходимый объем вариационного анализа для достижения надежного решения. Задачей данной статьи является рассмотрение возможностей получения рационального решения этих подзадач на основе сравнительного анализа различных методов и подходов с привлечением расчетных экспериментов.

Выбор вычислительного алгоритма. Определение коэффициентов чувствительности требует вычисления собственных значений и векторов для матрицы коэффициентов N линеаризованных уравнений переходных процессов в ЭС, записанных в нормальной форме. Поскольку предметом исследования являются низкочастотные электромеханические колебания в ЭС, то можно ограничиться определением собственного значения, имеющего наименьшую мнимую часть. Для решения этой задачи были рассмотрены два подхода, основанные на частотных и алгебраических методах.

Возможности применения частотного метода обусловлены тем, что рассматриваемые ЭС характеризуются слабым демпфированием низкочастотных колебаний, т. е. вещественные части соответствующих собственных значений малы. Тогда наименьшая частота свободных колебаний системы ω_h (т. е. наименьшая мнимая часть собственного значения $\lambda_h = \alpha_h \pm j\omega_h$ матрицы N) может быть приближенно определена как абсцисса первого минимума амплитудно-частотной характеристики $D(\omega) = |N - j\omega E|$. Точность при этом будет тем выше, чем меньше значение α_h/ω_h . Определив ω_h , можно [8] определить собственные векторы и коэффициенты чувствительности. Частотный метод характери-

зуется простотой алгоритмической реализации и в общем случае не требует преобразования уравнений малых колебаний к нормальной форме. Основным его недостатком можно считать приближенность определения собственных векторов. Как показали результаты расчетов, выполненных для ряда простых схем ЭС, даже при α_h/ω_h , составляющих несколько процентов, погрешности в вычислении собственных векторов приводят к заметному искажению коэффициентов чувствительности. В этой связи использование частотного метода было признано нецелесообразным.

Другим возможным путем решения рассматриваемой задачи является привлечение алгебраических методов частичной проблемы собственных значений, т. е. определение одного или нескольких собственных значений матрицы и принадлежащих им собственных векторов. Был рассмотрен алгоритм вычисления наименьшего по модулю собственного числа [9], поскольку в условиях слабого демпфирования низкочастотных колебаний ЭС наименьшее по модулю собственное значение будет иметь наименьшую мнимую часть. Этот алгоритм основан на итерациях с матрицей N^{-1} . В вычислительном отношении он трудоемок и обеспечивает тем более быструю сходимость, чем меньше модуль определяемого собственного значения по сравнению с остальными. Как показали результаты расчетов для нескольких схем конкретных ЭС, указанные условия хорошей сходимости практически не выполняются, и поэтому применение метода частичной проблемы собственных значений было признано нецелесообразным.

Таким образом, низкая точность частотных методов и возможность плохой сходимости алгебраических методов частичной проблемы собственных значений привели к выводу, что для определения коэффициентов чувствительности следует решать полную проблему собственных значений. Наиболее эффективной алгоритмической реализацией решения этой проблемы является QR — алгоритм, отличающийся хорошей сходимостью и эффективным распределением памяти ЭВМ [10].

Составление математического описания ЭС. Применение детального математического описания переходных процессов в ЭС, используемого при анализе статической устойчивости с учетом самораскачивания, не позволяет эффективно решать даже более простую задачу синтеза — выбор структуры каналов стабилизации АРВ генераторов заданной электростанции. Следовательно, при решении алгоритмически более сложной задачи синтеза структуры стабилизации ЭС в целом необходимо, с одной стороны, максимально упростить это описание и, с другой — сохранить основные динамические свойства ЭС и правильно отобразить стабилизирующее действие АРВ — СД при низких частотах. Составление такого описания детально рассмотрено в [7]; оно базируется на следующих упрощающих допущениях:

демпфирование колебаний в ЭС полностью возлагается на АРВ, которые, кроме того, характеризуются бесконечно малым статизмом регулирования по отклонению напряжения; эти допущения широко применяются при выборе структур каналов стабилизации АРВ генераторов заданных электростанций ЭС [11], и они практически не изменяют условий апериодической статической устойчивости;

не учитывается действие производных высших порядков в АРВ, т. е. предполагается, что стабилизация осуществляется только по первой производной параметра режима, при этом постоянные времени канала стабилизации считаются равными нулю; возможности этих упрощений определяются низкими частотами колебаний, демпфирование которых является задачей синтеза;

принимается, что стабилизация в АРВ осуществляется по скольжению (первой производной угла) ротора генератора.

С учетом этих упрощений получено математическое описание переходных процессов в ЭС при малых возмущениях в ви-

Таблица 1

Варианты математического описания ЭЭС	Режим нагрузки	$\lambda = \alpha \pm j\omega$	Коэффициенты чувствительности				
			Γ_1	Γ_2	Γ_3	Γ_4	Γ_5
[4]	наибольший	$0 \pm j2,579$	-0,752	-0,962	-7,900	-1,735	-0,576
	наименьший	$0 \pm j2,628$	-0,288	-0,394	-4,749	-1,034	-0,309
[5, 6]	наибольший	$0 \pm j1,945$	-0,421	-0,652	-5,209	-1,895	-3,350
	наименьший	$0 \pm j2,133$	-0,378	-0,451	-3,395	-2,599	-5,897
[7]	наибольший	$0 \pm j2,596$	-0,587	-1,236	-7,981	-3,264	0,594
	наименьший	$0 \pm j2,576$	-0,366	-0,469	-4,326	-2,035	0,524

де системы уравнений движения эквивалентных генераторов электростанций ЭЭС. Для ЭЭС произвольной конфигурации, нагрузки которой заданы статическими характеристиками мощности по напряжению, содержащей m эквивалентных генераторов это описание имеет вид [7]:

$$(T p^2 + D k p + S) \Delta \delta = 0, \quad (1)$$

где $T = \text{diag} \{T_i\}$ — постоянные инерции генерирующих агрегатов электростанций; D — матрица порядка m удельных демпферных коэффициентов, обусловленных стабилизацией в АРВ по скольжению; $k = \text{diag} \{k_i\}$ — коэффициенты стабилизации в АРВ; S — матрица порядка m коэффициентов синхронизирующей мощности; $i = 1, \dots, m$.

В полученном математическом описании несмотря на его внешнюю простоту достаточно полно отражено действие АРВ: элементы матрицы S определены с учетом регулирования по отклонению напряжения, а элементы матрицы D отображают демпфирование, обусловленное стабилизацией в АРВ по скольжению ротора генератора. Отметим, что D — полностью заполненная матрица, что свидетельствует о взаимном влиянии каналов стабилизации АРВ различных электростанций ЭЭС.

В более ранних статьях, где впервые была предложена идея использования коэффициентов чувствительности для решения задачи синтеза системы стабилизации ЭЭС в целом, также используется описание ЭЭС вида (1), но полученное при ряде дополнительных по сравнению с [7] допущений. Так, в [5, 6] не учитывается действие каналов АРВ по отклонению напряжения, т. е. генераторы вводятся в расчет синхронными э. д. с., изменяющимися под действием АРВ пропорционально скольжению ротора; при этом стабилизирующее действие АРВ отображается диагональной матрицей D в (1). В [4] эти каналы АРВ учитываются, но предполагается, что угол поворота ротора и угол вектора напряжения на зажимах каждого генератора тождественно равны.

Таким образом, для решения задачи синтеза структуры стабилизации ЭЭС предложено несколько описаний переходных процессов в ЭЭС вида (1). Для их сравнительной оценки были проведены исследования конкретной ЭЭС протяженной структуры, расчетная схема которой содержит 12 узлов, к пяти из которых подключены эквивалентные генераторы электростанций ($\Gamma_1 - \Gamma_5$). Параметры расчетной схемы ЭЭС приведены в [7].

Первоначально были проведены расчеты областей равной степени устойчивости ЭЭС при поочередной установке на каждой из электростанций стандартных АРВ — СД со стабилизацией по отклонению и первой производной частоты напряжения на зажимах генераторов [12]; на остальных электростанциях учитывались АРВ пропорционального действия с высокочастотной или диодно-бесщеточной системой возбуждения [13]. Расчеты проводились для двух режимов ЭЭС — наибольшей и наименьшей нагрузки, и показали, что общие для двух режимов области устойчивости существуют при установке АРВ — СД на любой из электростанций системы. При этом установка АРВ — СД на генераторах Γ_3 обеспечивает степень устойчивости от 0,5 до 0,6 рад/с, а на любой другой электростанции — менее 0,2 рад/с; т. е. с точки зрения эффективности демпфирования колебаний наиболее целесообразно устанавливать АРВ — СД на генераторах Γ_3 .

Далее, для той же схемы в соответствии с математическими описаниями ЭЭС, предложенными в [4—7], были рассчитаны коэффициенты чувствительности вещественных частей корней характеристического уравнения ($\lambda = \alpha \pm j\omega$), имеющих наимень-

шую мнимую часть (т. е. определяющих низкочастотные колебания). Результаты этих расчетов для режимов наибольшей и наименьшей нагрузки приведены в табл. 1.

Как следует из табл. 1, значения собственных частот колебаний и большей части коэффициентов чувствительности, определенных согласно [4 и 7], близки, причем значения этих коэффициентов минимальны для Γ_3 , что говорит о целесообразности установки АРВ — СД на генераторах этой станции. Последнее полностью соответствует результатам вариантного анализа. Вариант [5, 6], в котором не учитывается действие каналов регулирования в АРВ по отклонению напряжения, дает количественно иные результаты, которые для режима наименьших нагрузок приводят к качественно неверному выводу о целесообразности установки АРВ — СД на Γ_5 . Подобные результаты были получены для ряда схем ЭЭС протяженной структуры. Следовательно, использование математического описания ЭЭС согласно [5, 6] (построение которого наиболее просто алгоритмически) неприемлемо в задаче синтеза структуры стабилизации ЭЭС, поскольку чрезмерно упрощенный учет действия АРВ может существенно исказить динамические свойства ЭЭС при низкочастотных колебаниях.

Определение электростанций ЭЭС, на генераторах которых следует устанавливать АРВ — СД. В рассмотренном выше примере для обеспечения статической устойчивости ЭЭС оказалось достаточным установить АРВ — СД на генераторах одной электростанции. В более общем случае может возникнуть необходимость установки АРВ — СД на генераторах двух и более электростанций системы. Общим подходом для выбора этих станций в сложной ЭЭС может служить следующий:

1. Составляется математическое описание переходных процессов в сложной ЭЭС вида (1) и при $k_i = 0$ ($i = 1, \dots, m$) рассчитываются коэффициенты чувствительности для наиболее низкой частоты собственных колебаний; наибольшему по модулю отрицательному значению этого коэффициента соответствует электростанция j , на генераторах которой наиболее целесообразна установка АРВ — СД для демпфирования низкочастотных колебаний.

2. При условии установки на генераторах электростанции j АРВ — СД проводится анализ условий статической устойчивости ЭЭС; если ЭЭС устойчива и обеспечивается требуемая степень демпфирования малых колебаний, то исследования на этом прекращаются; в противном случае вновь выполняется п. 1, но уже с учетом $k_j \neq 0$.

3. П. 1 и 2 повторяются до тех пор, пока не будет обеспечена заданная степень устойчивости.

Для иллюстрации описанного подхода была рассмотрена конкретная ЭЭС, описание и параметры схемы и режима которой приведены в приложении. Схема ЭЭС содержит 5 эквивалентных синхронных машин, и для исследуемого режима все 10 собственных значений, соответствующие (1) при $k = 0$, оказались чисто мнимыми, что свидетельствует об устойчивости системы при принятой консервативной идеализации. Наименьшая частота собственных колебаний равнялась 0,44 Гц (2,765 рад/с). Остальные частоты находились в диапазоне от 0,96 до 1,9 Гц.

Результаты расчетов коэффициентов чувствительности при $k_i = 0$ ($i = 1, \dots, 5$) для математических описаний ЭЭС согласно [4 и 7] приведены в табл. 2.

Как следует из этих результатов, оба варианта приводят к одинаковому выводу — наиболее целесообразна установка АРВ — СД на генераторах электростанции Γ_3 . Расчеты областей статической устойчивости в плоскости настроечных параметров стандартных АРВ — СД на Γ_3 показали, что при этом не обеспечивается устойчивая работа ЭЭС. Этот же результат был получен вариантным анализом — при поочередной установке АРВ — СД на остальных электростанциях систем. При этом вывод о предпочтительности электростанции Γ_3 , полученный на основе коэффициентов чувствительности, подтверждался

¹ Данное описание отвечает существованию рассматриваемых процессов для ЭЭС, содержащих шины бесконечной мощности. При отсутствии этих шин следует рассматривать взаимные движения роторов генераторов, что требует дополнительного преобразования (1). Однако, как отмечалось в [7], это преобразование не изменяет коэффициентов чувствительности, что позволяет во всех случаях использовать более простые уравнения (1).

Таблица 2

Вариант описания ЭЭС	Коэффициенты чувствительности				
	G_1	G_2	G_3	G_4	G_5
[4]	-1,543	-2,241	-6,770	-1,303	0,612
[7]	-5,661	-2,166	-10,567	2,991	3,361

Таблица 3

Вариант описания ЭЭС	Коэффициенты чувствительности				
	G_1	G_2	G_3	G_4	G_5
[4]	1,343	-1,935	-7,358	-1,223	0,754
[7]	5,071	3,639	-22,790	-2,874	-1,307

тем, что для случая установки АРВ — СД на G_3 претенденту на область устойчивости соответствовало наименьшее количество правых корней характеристического уравнения.

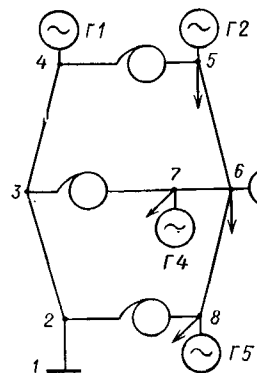
Таким образом, установка АРВ — СД на одной электростанции ЭЭС недостаточна для обеспечения статической устойчивости; требуется установка АРВ — СД, по крайней мере, еще на одной электростанции. Для определения этой станции в соответствии с изложенным выше подходом необходимо рассчитать коэффициенты чувствительности с учетом того, что на G_3 уже установлены АРВ — СД, т. е. $k_3 \neq 0$. Выбрав настройку АРВ — СД внутри претендента на область устойчивости ($k_{0f3} = 7,5$; $k_{1f3} = 3,0$) определим, согласно [7], $k_3 = k_{0f3} / k_{0U3} = 0,15$. Для $k_3 = 0,15$ и остальных $k_i = 0$ были рассчитаны коэффициенты чувствительности, соответствующие наименьшей собственной частоте (равной 0,365 Гц), значения которых приведены в табл. 3.

Как следует из этой таблицы, различные варианты математического описания переходных процессов в ЭЭС дают разные решения: согласно [4] следующей после G_3 наиболее эффективной электростанцией для установки АРВ — СД является G_2 , а согласно [7] — G_4 . Для оценки этих решений были выполнены варианты расчеты статической устойчивости для рассматриваемой ЭЭС при установке АРВ — СД на двух станциях: G_3 (при указанной выше настройке) и одной из остальных станций. На оставшихся станциях предполагалась установка высокочастотных систем возбуждения с АРВ пропорционального действия. Результаты расчетов в виде областей статической устойчивости в плоскости настроечных параметров АРВ — СД каждой из станций ЭЭС (кроме G_3) показали, что статическая устойчивость ЭЭС обеспечивается только при установке АРВ — СД на G_3 и G_4 . Эти результаты совпадают с полученными на основе анализа коэффициентов чувствительности согласно [7], но расходятся с результатами по [4]. Это говорит о том, что дополнительные упрощения, принятые при составлении математического описания ЭЭС в [4] по сравнению с [7] в данном случае оказались неправомерными.

Итак, для определения электростанций, на генераторах которых следует устанавливать АРВ — СД для стабилизации низкочастотных колебаний в ЭЭС, следует использовать подход, состоящий в определении коэффициентов чувствительности согласно [7] и последующем расчете областей статической устойчивости в плоскости настроечных параметров АРВ — СД выбранной электростанций. Применение коэффициентов чувствительности резко сокращает объем расчетов статической устойчивости, необходимый для определения электростанций системы, на генераторах которых следует устанавливать АРВ — СД. Действительно, без знания этих коэффициентов необходим полный перебор возможных вариантов, т. е. расчет m областей устойчивости при выборе первой станции, $(m-1)$ — при выборе второй и т. д.; а с их использованием достаточно рассчитать только одну область устойчивости на каждом этапе. Это приводит к значительному снижению объема расчетов, особенно заметному для сложных ЭЭС.

Выводы. 1. При определении электростанций ЭЭС, на генераторах которых целесообразно устанавливать АРВ — СД по условию демпфирования низкочастотных колебаний следует применять подход, заключающийся в определении коэффициентов чувствительности и последующем расчете областей статической устойчивости в плоскости настроечных параметров АРВ — СД электростанции, для которой этот коэффициент наименьший.

Рис. 1. Схема исследуемой ЭЭС



Это приводит к значительному снижению объема расчетов по сравнению с вариантным анализом устойчивости.

2. Для определения коэффициентов чувствительности следует использовать разработанное в [7] математическое описание переходных процессов в ЭЭС в виде уравнений движения генераторов системы.

Приложение. Исследуемая ЭЭС содержит мощную гидроэлектростанцию, три тепловые станции, подстанцию с синхронными компенсаторами, соединенных между собой ВЛ 220 и 500 кВ, имеющих связь с мощной системой, которая замещается шиной неизменного напряжения и частоты (см. рис. 1).

Расчетная схема ЭЭС содержит 5 синхронных машин и узлов. Параметры сети (при $S_0 = 1500$ МВ·А, $U_0 = 525$ кВ) приведены в табл. 4.

Эквивалентный генератор G_4 отображает синхронные компенсаторы 2×КСВ-160000-15, остальные замещают электростанции со следующим составом агрегатов: G_1 —2×ТБВ-220-2, G_2 —2×ТБВ-220-2, G_3 —8×СВ-1190/250-48, G_5 —4×ТБВ-320-2. По этим данным для принятых базисных значений были определены сопротивления эквивалентных генераторов с учетом трансформаторов ($x_q + x_T$) и постоянные инерции агрегатов (табл. 5)

Таблица 4

Начало ветви	Конец ветви	Параметры сети		
		r , отн. ед.	x , отн. ед.	U_c , отн.
1	2	0	0,1175	0
2	3	0,073	0,9796	0,4244
2	0	0	8,4898	0
2	8	0	0,0925	0
3	7	0	0,18	0
3	4	0,253	0,2443	0,0954
4	5	0	0,185	0
5	6	0,2249	1,686	0,027
6	7	0,0748	0,714	0,0968
6	8	0,1827	1,1525	0,160

Таблица 5

Генератор	$x_q + x_T$	T_J
G_1	6,106	2,193
G_2	6,740	2,193
G_3	0,9159	15,235
G_4	11,486	0,597
G_5	1,9424	6,46

Таблица 6

Узел	$P_{нагр}$	$Q_{нагр}$	$P_{ген}$	$Q_{ген}$	$U_{ген}$
1	—	—	—	—	1,0
2	0	0	0	0	—
3	0	0	0	0	—
4	0	0	0,2000	—	0,9795
5	0,6626	0,0633	0,2000	—	0,9918
6	1,3253	0,3850	0,9646	—	0,9820
7	0,7273	0,1900	0	—	0,9510
8	0,3306	0,1600	0,9200	—	0,9920

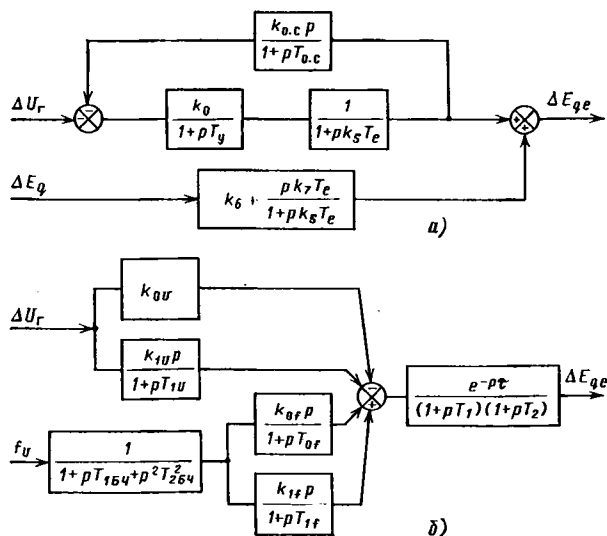


Рис. 2. Структурные схемы: а — высокочастотной системы возбуждения и АРВ пропорционального действия ($k_0=3$ (ед. возб. х. х.)/(ед. напр.); $k_{0U}=0,235$ с; $k_5=1,14$; $k_6=1,16$; $k_7=2,18$; $T_e=0,26$ с; $T_y=0,053$ с; $T_{oc}=0,01$ с); б — тиристорной системы возбуждения и АРВ сильного действия ($k_{0U}=50$ (ед. возб. х. х.)/(ед. напр.), $k_{1U}=9,3$ (ед. возб. х. х. с)/(ед. напр.); $T_{1U}=0,0304$ с; $T_{1B4}=0,087$ с; $T_{2B4}=0,065$ с; $T_{0f}=1,03$ с; $T_{1f}=0,029$ с; $\tau=0,0213$ с; $T_1=0,0245$ с; $T_2=0,0175$ с)

Рассматривался режим ЭЭС с запасом апериодической статической устойчивости 10 % по сечению, содержащему ВЛ 6—8 и 2—3 (рис. 1). Параметры режима приведены в табл. 6.

Для всех нагрузок были приняты следующие регулирующие эффекты по напряжению: $\partial P_H/\partial U=1,0$ и $\partial Q_H/\partial U=2,5$.

При расчетах областей статической устойчивости на всех эквивалентных генераторах ЭЭС вводились либо АРВ пропорционального действия с высокочастотной системой возбуждения (рис. 2, а), либо АРВ сильного действия с тиристорной системой возбуждения (рис. 2, б).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Портной М. Г., Рабинович Р. С. Управление энергосистемами для обеспечения устойчивости. — М.: Энергия, 1978.
2. Barbier C., Ferrari E., Johansson K. E. Questionnaire on electromechanical oscillation damping in power systems — report on the answers. — CIGRE, 1977, WG 31/32—03.
3. Damping of oscillations in power systems/Z. G. Khvoschinskaya, I. V. Litkens, M. G. Portnoj e. a. — CIGRE, 1980, Rep. № 32—07.
4. Analysis of factors affecting the damping of low frequency oscillations in multimachine system/V. Arcidiacono, E. Ferrari, R. Marconato, F. Saccomano.—CIGRE, 1976, Rep. № 32—19.
5. Arcidiacono V., Ferrari E., Saccomano F. Studies on damping of electromechanical oscillations in multimachine systems with longitudinal structure. — IEEE PES Power Summer Meeting, 1975, F75—460—6.
6. Saccomano F. Sensitivity analysis of the characteristic roots of a linear time-invariant system: application to the synthesis of damping action in electric power systems. — Cambridge, Mass., IFAC Congress, 1975.
7. Бросмани Э., Веников В. А., Строев В. А. Обобщение подхода к выбору АРВ в сложных электрических системах. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1982, № 3.
8. Стрелков С. П. Введение в теорию колебаний. — М.: Наука, 1964.
9. Фадеев Д. К., Фадеева В. Н. Вычислительные методы линейной алгебры. — М.—Л.: Физматгиз, 1963.
10. Уилкинсон, Райнш. Справочник алгоритмов на языке АЛГОЛ. Линейная алгебра. — М.: Машиностроение, 1976.
11. Веников В. А., Строев В. А. Выбор закона регулирования возбуждения генераторов электрической системы на основе метода синтеза. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1967, № 2.
12. Воронин В. К., Гессе Б. А., Литкенс И. В. Экспериментальное исследование системы возбуждения гидрогенераторов Братской ГЭС. — Электричество, 1969, № 3.
13. Морозова Ю. А. Параметры и характеристики вентиляционных систем возбуждения мощных синхронных генераторов. — М.: Энергия, 1976.

[25.10.83]

УДК 621.311.016.3.001.24

Характеристики нагрузки по напряжению на длительных интервалах времени

ГУРЕВИЧ Ю. Е., канд. техн. наук, ЛИБОВА Л. Е., канд. техн. наук

ВНИИэлектроэнергетики

Задачи управления энергосистемами предъявляют высокие требования к точности расчетов установившихся режимов [1, 2]. Эти требования в полной мере относятся и к формам представления нагрузки, используемым в таких расчетах. Экспериментальные исследования, выполненные в ряде энергосистем за последние годы, показали, что характеристики активной и реактивной мощности нагрузки зависят от промежутка времени Δt , истекшего с момента изменения напряжения (при реализации режимных или противоаварийных мероприятий, при переходе от исходного состояния энергосистемы к послеаварийному и т. д.), т. е. от длительности существования режима. При этом возникает задача [3] количественного описания нагрузки характеристиками $P_H(U)$ и $Q_H(U)$, зависящими от Δt . Ранее этот вопрос не подвергался систематическому анализу, хотя некоторые данные по изменениям электропотребления, вызванным длительной работой с пониженными уровнями напряжения, имеются [4].

В данной статье зависимости $P_H(U, \Delta t)$, $Q_H(U, \Delta t)$ рассматриваются на материале натуральных экспериментов, причем наибольшее внимание уделяется промежуткам времени $\Delta t=1-15$ мин., поскольку анализ именно таких режимов наиболее важен для решения задач противоаварийного управления и АСДУ энергосистем.

Начальное состояние. Значения P_H и Q_H после изменения напряжения U в узле примыкания нагрузки и затухания переходных процессов определяются параметрами электроустановок и элементов распределительной сети, входящей в узел нагрузки. На электромеханические переходные процессы в нагрузке накладываются изменения режима работы электроустановок под действием безынерционных и малоинерционных систем автоматического управления (САУ) электрическими или технологическими параметрами: автоматическое регулирование возбуждения синхронных двигателей по отклонению напряжения или по коэффициенту мощности, регулирование режима работы элект-

роустановок, питающихся через управляемые тиристорные преобразователи и т. д. Действие САУ затягивает переходный процесс, но практически примерно через 30 с после изменения питающего напряжения он уже неощутим.

При обычных экспериментах, выполняемых для определения статических характеристик нагрузки (СХН), замеры U , P_n , Q_n осуществляются именно в этот момент времени. Регулирующие эффекты и СХН, получаемые таким способом (назовем эти параметры естественными), известны как для многих узлов нагрузки, так и [5, 6] в обобщенном виде.

Регулирование напряжения на шинах электроустановок. Такое регулирование обычно осуществляется переключением ответвлений понижающих трансформаторов, питающих отдельные группы электроустановок, и приводит к изменению величины нагрузки. Быстрее всего проявляется действие автоматических регуляторов напряжения трансформаторов (АРНТ). Их срабатывание (через 1—2 мин после изменения напряжения) приводит к полному или частичному восстановлению напряжения U_n на шинах электроустановок и соответствующему восстановлению P_n и Q_n . В результате СХН, полученные с учетом АРНТ, оказываются более пологими, чем естественные.

На рис. 1 приведены данные одного из таких экспериментов для нагрузки величиной $48,5 + j26$ МВ·А, охватывающей участок сети 110 кВ с 15 подстанциями, на 7 из которых включены в работу АРНТ. Управление напряжением U осуществлялось путем изменения положений РПН питающего эту сеть трансформатора 330/110 кВ. После каждого переключения его ответвлений замеры напряжения и мощностей осуществлялись дважды: через 30 с (светлые точки на рис. 1, а) и через 3 мин (темные точки); цифры указывают порядковые номера замеров. Наклон отрезков 1—2, 3—4, 5—6 и т. д. характеризует естественную зависимость $P_n(U)$; она показана линией I, проходящей через точку с координатами $U=1$, $P_n=1$. Переходы 2 → 3, 4 → 5 и другие обусловлены срабатываниями АРНТ. Поскольку исходные уровни напряжений на разных подстанциях (ПС) неодинаковы, переключатели ответвлений выходят на крайние положения при различных напряжениях U . Поэтому при низких и высоких значениях U число срабатывающих устройств АРНТ меньше, чем при средних напряжениях (см. отрезки 4—5 и 16—17).

Для получения СХН с учетом АРНТ принимаются во внимание только более поздние замеры (см. рис. 1, б). Эта СХН показана линией II. Действие АРНТ в данной нагрузке привело к тому, что регулирующий эффект активной мощности по напряжению в зоне регулирования снизился по сравнению со своим естественным значением с 1,2 до 0,55. При 100 %-ном охвате нагрузки устройствами АРНТ регулирующий эффект снизился бы до нуля. В рассматриваемом случае, как следует из результатов эксперимента, действие АРНТ распространяется на 46 % активной нагрузки. (По данным опроса персонала ПС о величинах нагрузок и работоспособности АРНТ получилась близкая величина — около 50 %).

Зависимости $Q_n(U)$ аналогичны: для данной сети естественное значение регулирующего эффекта реактивной мощности по напряжению составляет 4,8; действие АРНТ снижает это значение до 2,2.

Указанная модификация обычного эксперимента — двукратные замеры на каждой ступени напряжения — дает возможность определять в одном эксперименте и естественные СХН, и СХН с учетом регулирования. Попытки определять СХН для узлов нагрузки, снабженных АРНТ, прежним способом с интервалами между изменениями питающего напряжения около 1 мин неизбежно приводят к тому, что из-за запаздывания в действии АРНТ зависимости $P_n(U)$ и $Q_n(U)$ приобретают петлеобразный характер. При снижении U нисходящая ветвь характеристики начинает постепенно отклоняться вверх по сравнению с естественной зависимостью; при повышении напряжения восходящая ветвь отклоняется вниз. Если доля нагрузки, охваченной действием АРНТ, значительна, а эксперимент выполнен резко быстро, то при такой его организации невозможно выявить ни естественные СХН, ни СХН с учетом регулирования.

Эффект, аналогичный действию АРНТ, но захватывающий больший интервал времени, дает переключение ответвлений трансформаторов вручную. Непрерывный контроль персонала за уровнями напряжения и управление РПН трансформаторов осуществляется на части абонентских ПС, главным образом на крупных промышленных предприятиях с энергоемкими электро-

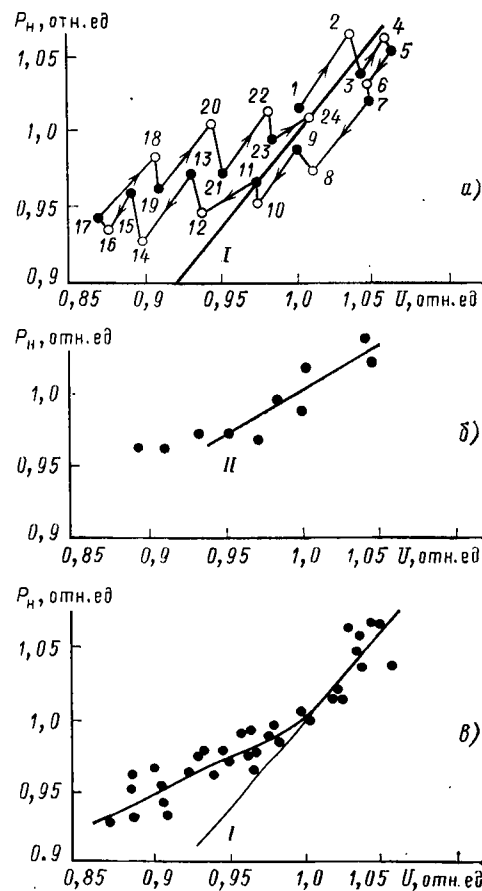


Рис. 1. Статические характеристики нагрузки при регулировании напряжения U_n : а — все данные эксперимента; б — замеры после срабатывания АРНТ; I — СХН при ручном регулировании U_n ; II — естественные СХН; II — СХН с учетом регулирования

установками. Время запаздывания между изменением U и переключением РПН на разных ПС может быть различным, а действия персонала ПС могут существенно зависеть от того, оказывается ли регулируемое напряжение U_n ниже или выше нормального. В последнем случае вмешательство персонала может практически отсутствовать, если напряжение не слишком велико. Так, в одном из экспериментов, выполненных при отключенных АРНТ, персонал ПС, не получивший специальных указаний, регулировал напряжение таким образом, что была получена СХН с перегибом: она совпадала с естественной при $U > U_{\text{норм}}$ и была существенно более пологой при $U < U_{\text{норм}}$ (см. рис. 1, в, на котором приведены данные только тех замеров, которые выполнены через 3—5 мин после очередного изменения напряжения; питающее напряжение изменялось в следующей последовательности: $U_{\text{норм}} \rightarrow U_{\text{max}} \rightarrow U_{\text{min}} \rightarrow U_{\text{норм}}$).

В других случаях переключения ответвлений трансформаторов осуществляются эпизодически и только при значительных отклонениях напряжения. Каждое такое переключение, более вероятное при низком напряжении, приводит к смещению зависимостей $P_n(U)$ и $Q_n(U)$ почти параллельно самим себе. Естественные СХН легко выявляются без предъявления специальных требований к проведению эксперимента.

Если известна суммарная мощность электроустановок, на шинах которых поддерживается неизменное напряжение U_n , и известны естественные СХН, обобщенные [6] или конкретные, то может быть составлено описание СХН с учетом изменений коэффициентов трансформации:

$$P_n = P_{\text{норм}} \left[d_P' + a_P' \frac{U}{U_{\text{норм}}} + b_P' \left(\frac{U}{U_{\text{норм}}} \right)^2 \right], \quad (1)$$

где

$$d_P = \begin{cases} 1 - (a_P + b_P) & \text{при } U < U' \text{ или } U > U'', \\ 1 - (a_P + b_P)(1 - m_P) & \text{при } U' \leq U \leq U''; \end{cases}$$

¹ Сокращать продолжительность эксперимента обычно побуждает стремление уменьшить помехи от случайных флуктуаций и дрейфа нагрузки.

$$a'_P = a_P \times \begin{cases} m_P \frac{U_{\text{норм}} - U'}{U'} + 1 & \text{при } U < U', \\ 1 - m_P & \text{при } U' \leq U \leq U'', \\ m_P \frac{U_{\text{норм}} - U''}{U''} + 1 & \text{при } U > U''; \end{cases}$$

$$b'_P = b_P \times \begin{cases} m_P \frac{U_{\text{норм}}^2 - U'^2}{U'^2} + 1 & \text{при } U < U', \\ 1 - m_P & \text{при } U' \leq U \leq U'', \\ m_P \frac{U_{\text{норм}}^2 - U''^2}{U''^2} + 1 & \text{при } U > U''; \end{cases}$$

U', U'' — значения напряжения в узле примыкания нагрузки, соответствующие крайним положениям РПН; a_P, b_P — коэффициенты квадратичной аппроксимации естественной СХН $P_H(U)$; m_P — доля активной нагрузки, у которой $U_H = \text{const}$, в общей нагрузке $P_{\text{норм}}$. Для Q_H выражения аналогичны. Обычно можно полагать, что $m_Q \approx m_P \approx m$. При $U < U'$ или $U > U''$ СХН с учетом регулирования отличаются от естественных только тем, что эквивалентный коэффициент трансформации U/U_H изменен по сравнению с нормальным режимом. Так, при $m_P = 1$ и $U < U'$ вместо (1) получаем

$$P_H = P_{\text{норм}} \left[1 - a_P - b_P + a_P \frac{U}{U'} + b_P \left(\frac{U}{U'} \right)^2 \right].$$

В выражении (1) не учитываются как дискретность регулирования напряжения, так и зоны нечувствительности. Последние приводят к тому, что значения P_H, Q_H при снижающемся напряжении меньше, чем при том же, но увеличивающемся напряжении. Погрешности в расчетных значениях P_H и Q_H примерно равны $\pm m_P k_{PV} U_{\Delta}$ для активной нагрузки и $\pm m_Q k_{QV} U_{\Delta}$ для реактивной. Здесь k_{PV}, k_{QV} — регулирующие эффекты по напряжению; U_{Δ} — разница между напряжениями U_H , соответствующими соседним ответвлениям в относительных единицах. Такие погрешности обычно несущественны. Дискретность регулирования при плавном изменении напряжения и достаточно большом числе АРНТ почти неощутима.

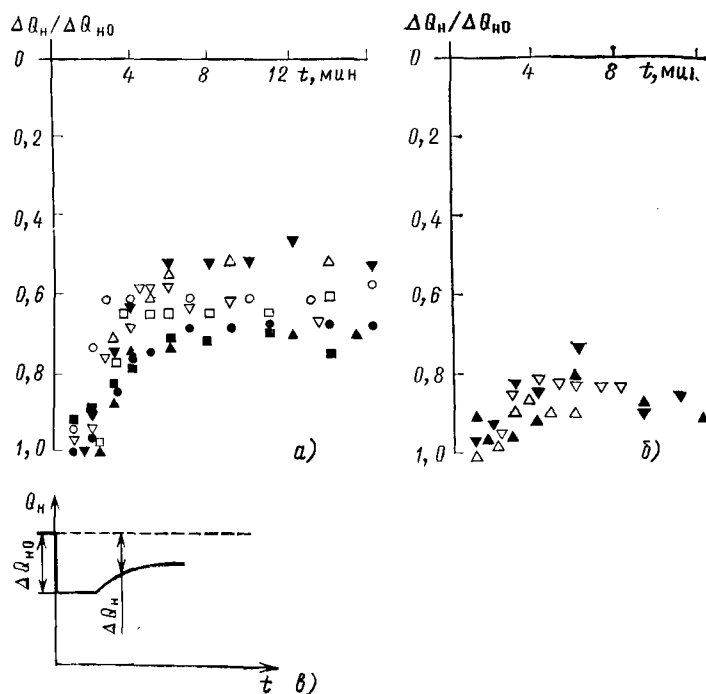


Рис. 2. Изменения реактивной нагрузки после отклонения напряжения: а — нагрузка № 1, $P_{\text{нmax}} = 124$ МВт; б — нагрузка № 2, $P_{\text{нmax}} = 146$ МВт; в — общий вид зависимости $Q_H(t)$; время выполнения опытов: ▲, △, ▼, ▽ — утренний максимум нагрузки; ●, ○ — вечерний максимум; ■, □ — ночной минимум

Регулирование уровней напряжения U_H может обеспечиваться и другими средствами, помимо переключения ответвлений трансформаторов: изменением мощности конденсаторных батарей или управлением током возбуждения генераторов, если в составе узла нагрузки имеются электростанции, например, ТЭЦ промышленных предприятий. Такое регулирование дает эффект, близкий к рассмотренному, но может измениться и сам вид СХН $Q_H(U)$, т. е. коэффициенты a_Q, b_Q . Расчет этих коэффициентов возможен, если известен состав и основные параметры нагрузки [5].

Эффекты, обусловленные регулированием напряжения U_H , хорошо прослеживаются в случае организации эксперимента по способу, отличающемуся от обычного тем, что напряжение U быстро, без промежуточных остановок изменяется на 10—15 % с последующими многократными замерами U, P_H, Q_H в течение 10—40 мин. Такой эксперимент, повторенный достаточное число раз, позволяет проследить за процессом изменения регулирующих эффектов нагрузки во времени и определить их значения как при быстром изменении U_H (АРНТ), так и при более медленном ручном регулировании.

Для экспериментального определения m целесообразно использовать измерения Q_H , а не P_H . Это связано с тем, что:

- 1) реактивная нагрузка обычно характеризуется значительно большими регулируемыми эффектами, чем активная; поэтому изменения U_H в наибольшей мере проявляются именно в изменениях реактивной нагрузки;
- 2) случайные флуктуации у реактивной нагрузки меньше, чем у активной;
- 3) активная нагрузка может меняться по причинам, не связанным с регулированием U_H (см. ниже).

Результаты экспериментов, выполненных по способу быстрого изменения напряжения с последующей длительной регистрацией, приведены на рис. 2 для двух узлов нагрузки. В этих узлах существенно различны и оснащены устройствами АРНТ, и требования к поддержанию U_H на неавтоматизированных ПС. Отклонения ΔQ_H от исходного режима даны в долях начального отклонения ΔQ_{H0} , что позволяет непосредственно сравнивать результаты опытов, выполненных для одной нагрузки, но при не вполне одинаковых изменениях питающего напряжения ΔU_0 . Способ построения зависимостей $\Delta Q_H / \Delta Q_{H0} = f(t)$ иллюстрирует рис. 2, в.

Из рис. 2, а следует, что разница между результатами, полученными в различные часы суток, мало существенна. Процессы регулирования U_H закончились примерно через 6 мин после изменения U , причем отклонение реактивной нагрузки ΔQ_H составило в конце опытов примерно 60 % ΔQ_{H0} , что соответствует $m \approx 0,4$. В случае, показанном на рис. 2, б, $m \approx 0,15$.

Адаптация потребителей к изменению напряжения. Здесь под адаптацией понимается процесс, направленный на восстановление технологических функций электроустановок и обусловленный регулированием режима их работы. Процесс адаптации проявляется в том, что потребляемая мощность после начального отклонения на величину $k_{PV} \Delta U_0 = \Delta P_0$ с течением времени восстанавливается даже при отсутствии регулирования напряжения U_H .

Процесс адаптации легко обнаруживается у электроустановок, включаемых для выполнения определенного объема работы, например, у нагревательных устройств с регуляторами температуры. При пониженном напряжении их производительность (и соответственно потребляемая мощность) уменьшается, но увеличивается длительность включенного состояния. Последнее в крупных узлах нагрузки приводит к возрастанию числа одновременно включенных установок. Поэтому суммарная мощность, потребляемая ими, после начального снижения на ΔP_0 начинает увеличиваться. Можно показать, что процесс восстановления P_H заканчивается за время, примерно равное средней длительности включенного состояния установок такого типа. Время адаптации этих потребителей (коммунально-бытовых и промышленных) может быть достаточно велико и составляет в среднем несколько часов.

Работа нагревательных электроустановок при пониженном напряжении, т. е. при уменьшенной теплоотдаче, приводит к снижению их энергетического к. п. д. Но так как полезная тепловая энергия, которая должна быть ими вырабатана, остается прежней, то суммарное потребление электрической мощности и энергии в результате адаптации к пониженному напряжению оказывается у этих потребителей большим, чем в исходном режиме.

Осветительная нагрузка характеризуется большим разбросом времени адаптации. Последняя в этом случае состоит в изменении числа включенных осветительных приборов. Сравнительно малое время адаптации характерно для жилого сектора,

а часть осветительной нагрузки следует рассматривать как неадаптирующуюся.

Процесс адаптации характерен для большинства потребителей и в целом охватывает значительные интервалы времени. Однако эксперименты показали, что при длительности существования режима Δt , меньшей 40—60 мин, изменения нагрузки в процессе адаптации к пониженному напряжению малы по сравнению с ее случайными флуктуациями и могут не учитываться.

На больших интервалах времени Δt , измеряемых часами и сутками, т. е. в длительно существующих режимах, адаптация потребителей становится основным фактором. Восстановлению активной мощности нагрузки способствует также и то обстоятельство, что с течением времени увеличивается число трансформаторных подстанций, на которых отрегулирован уровень напряжения. Поэтому для больших Δt активная нагрузка близка к исходной. Но в зависимости от конкретных условий нагрузка может быть и несколько меньше, и несколько больше, чем исходная. В некоторых случаях восстановлению U_n и, следовательно, полному восстановлению P_n препятствуют ограничения диапазона регулирования трансформаторов и другие факторы. Кроме того, достаточно сложен вопрос об изменениях потерь. В частности, как показано в [7], снижение напряжения может привести к увеличению к. п. д. асинхронных двигателей малой мощности из-за снижения потерь холостого хода. В других случаях потери наоборот возрастают. Экспериментальные исследования адаптации при значительных Δt существенно затруднены случайными флуктуациями нагрузки, величина которых значительно превышает искомый эффект.

В расчетах режимов энергосистем для случаев длительной работы с ненормальным напряжением является, таким образом, оправданным допущение $P_n \approx \text{const} \neq f(U)$. Такое же допущение для реактивной мощности реализуется менее точно из-за резкой зависимости Q_n от U_n и возможности неполного восстановления напряжения на некоторых подстанциях. Поэтому в тех расчетах длительных режимов, где нормальные значения $Q_{\text{норм}}$ могут быть заданы лишь ориентировочно, допустимо также принимать $Q_n \propto U^2$.

Выводы. 1. Параметры нагрузки, описывающие величину потребления активной и реактивной мощности, существенно зависят от длительности промежутка времени, прошедшего с момента изменения условий электроснабжения.

2. В расчетах режимов, самоуставляющихся после затухания переходных процессов и существующих до 1—2 мин, нагрузку следует представлять естественными СХН.

3. Для режимов, наступающих через несколько минут после изменения условий электроснабжения и существующих до 40 мин, следует использовать СХН с учетом регулирования напряжения U_n . Эти характеристики могут быть получены расчетным путем исходя из обобщенных СХН или экспериментально описанными способами.

4. В длительных режимах потребление благодаря эффекту адаптации близко к нормальному уровню.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Электрические системы. Электрические расчеты, программирование и оптимизация режимов/Под ред. Веникова В. А. — М.: Высшая школа, 1973.
2. Идельчик В. И. Расчеты установившихся режимов электрических систем. — М.: Энергия, 1977.
3. Маркушевич Н. С. Использование автоматизированных систем управления для повышения эффективности работы электрических сетей 0,4—20 кВ. — Рига: Изд. ЛатНИИТИ, 1980.
4. Preiss R. F., Warnock V. I. Impact of voltage reduction on energy and demand. — IEEE Trans. on PAS, 1978, vol. 97, № 5.
5. Гуревич Ю. Е., Либова Л. Е., Хачатрян Э. А. Устойчивость нагрузки электрических систем. — М.: Энергоиздат, 1981.
6. Методические указания по определению устойчивости энергосистем. Часть I. — М.: Изд. Союзтехэнерго, 1979.
7. Маркушевич Н. С. Расчеты и оптимизация режимов распределительных электрических сетей. — Рига: Изд. ЛатНИИТИ, 1981.

[10.01.84]

УДК 621.316.1.016.3.017.001.24

Учет информации об электрических нагрузках при расчете потерь электроэнергии

ГОРДЕЕВ В. И., ДЕДУРА А. В.

Новочеркасск

Известно, что одной из задач комплексной проблемы экономии электроэнергии при ее передаче и потреблении является задача снижения потерь электроэнергии в элементах систем электроснабжения. Очевидно, что одним из главных вопросов указанной задачи является повышение точности расчетов потерь электроэнергии. Из того, что потери электроэнергии достигают 10 % потребленной или переданной электроэнергии и снижение их даже на 1 % является актуальной задачей, дополнительно вытекает практическая значимость повышения точности указанных расчетов. Решению этой задачи с учетом особенностей режимов работы электрических сетей посвящен ряд статей, в частности [1—4].

В настоящей статье приведены результаты исследования и рекомендации по повышению точности расчета потерь электроэнергии в промышленных электрических сетях.

Как известно, потери электроэнергии за время T на участке электрической сети с сопротивлением R рассчитываются по формуле

$$\Delta W = 3I_3^2 RT. \quad (1)$$

Здесь I_3 — среднеквадратичное значение тока за время T , определяемое при известном его графике $I(t)$ как

$$I_3^2 = \frac{1}{T} \int_0^T I^2(t) dt, \quad (2)$$

либо

$$I_3^2 = I_c^2 K_\Phi^2. \quad (3)$$

В последнем выражении I_c — среднее за время T значение, а K_Φ — коэффициент формы графика $I(t)$, $K_\Phi = I_3/I_c$.

При расчете потерь электроэнергии используются, как правило, ступенчатые графики $I_\theta(t)$, полученные осреднением графика $I(t)$ на интервалах времени $\theta = T/n$, где n — число ступеней графика. Коэффициент формы графика $I_\theta(t)$ рассчитывается по формуле

$$K_{\Phi\theta}^2 = \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n \frac{I_{rc}^2}{I_c^2}, \quad (4)$$

где I_{rc} — среднее значение тока на r -м интервале θ . Однако действительный график нагрузки $I(t)$ обладает большей неравномерностью, чем ступенчатый график [3—5], так как в формуле (4) не учитывается неравномерность нагрузки на интервалах θ . Поэтому действительные (фактические) потери электроэнергии, соответствующие графику $I(t)$, больше потерь, определяемых по ступенчатому графику на величину

$$\Delta W_1 - \Delta W_2 = 3I_c^2 K_\Phi^2 RT - 3I_c^2 K_{\Phi\theta}^2 RT.$$

При этом относительная погрешность расчетов ΔW по графику $I(\theta)$ в процентах равна

$$\delta(\Delta W) = \frac{\Delta W_1 - \Delta W_2}{\Delta W_1} \cdot 100 = \frac{K_{\Phi}^2 - K_{\Phi\theta}^2}{K_{\Phi}^2} \cdot 100, \quad (5)$$

или

$$\delta(\Delta W) = \frac{\delta K_{\Phi} (2K_{\Phi} - \delta K_{\Phi})}{K_{\Phi}^2} \cdot 100, \quad (6)$$

где $\delta K_{\Phi} = K_{\Phi} - K_{\Phi\theta}$.

Необходимо отметить, что формулы (5), (6) можно использовать для расчета величины снижения потерь электроэнергии при выравнивании графика нагрузки (т. е. при снижении коэффициента формы на величину δK_{Φ}). Практически величина $\delta(\Delta W)$ не зависит от значений K_{Φ} и $K_{\Phi\theta}$, а зависит от их разности δK_{Φ} . На рис. 1 приведены графики, построенные по формуле (6), позволяющие определить погрешность при расчете величины потерь электроэнергии в зависимости от погрешности δK_{Φ} или снижения потерь электроэнергии при выравнивании графика нагрузки.

При наличии информации о неравномерности нагрузки на интервалах осреднения θ эффективный ток графика $I(t)$ определяется из выражения

$$I_{\Sigma}^2 = \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n I_{rc}^2 = \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n I_{rc}^2 k_{\Phi\theta r}^2, \quad (7)$$

где $k_{\Phi\theta r}$ — коэффициент формы графика $I(t)$ на r -м участке продолжительностью θ , рассчитываемый, в свою очередь, по формуле

$$k_{\Phi\theta r} = \sqrt{\frac{\frac{1}{l} \sum_{j=1}^l I_{\theta j}^2}{\left(\frac{1}{l} \sum_{j=1}^l I_{\theta j}\right)^2}}, \quad (8)$$

где $I_{\theta j}$ — действующее значение тока за j -й период синусоиды; l — число периодов синусоиды в интервале θ (рис. 2).

Из (7) следует, что коэффициент формы графика $I(t)$ можно

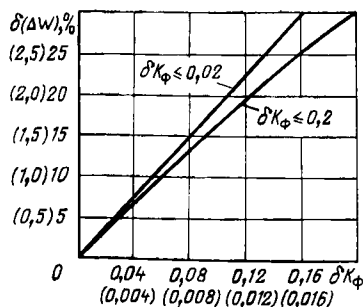


Рис. 1

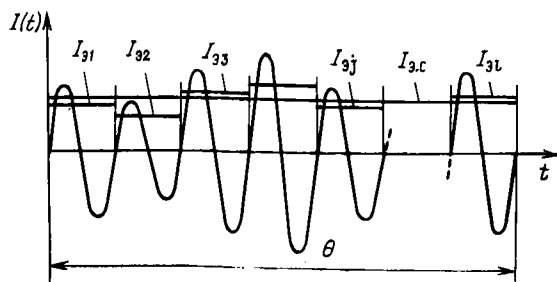


Рис. 2

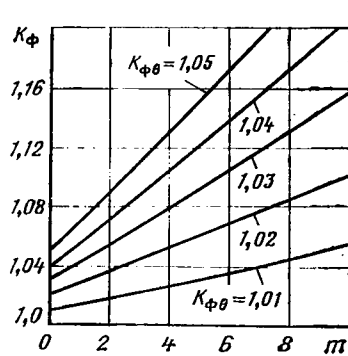


Рис. 3

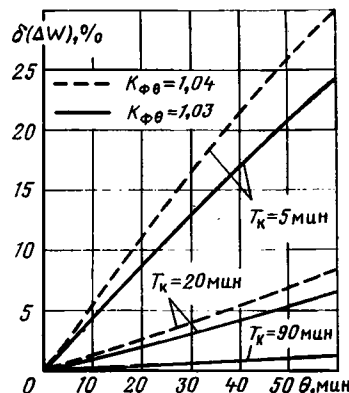


Рис. 4

найти как

$$K_{\Phi}^2 = \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n \frac{I_{rc}^2}{I_c^2} k_{\Phi\theta r}^2. \quad (9)$$

В случае равенства коэффициентов формы графика на каждом из участков $k_{\Phi\theta 1} = k_{\Phi\theta 2} = \dots = k_{\Phi\theta n} = k_{\Phi\theta}$, формула (9) упрощается:

$$K_{\Phi}^2 = K_{\Phi\theta}^2 k_{\Phi\theta}^2. \quad (10)$$

Оценим возможность использования формулы (10) для приближенного определения коэффициента формы, когда $k_{\Phi\theta 1} \neq k_{\Phi\theta 2} \neq \dots \neq k_{\Phi\theta n}$. Погрешность в определении K_{Φ}^2 , как явствует из (9) и (10),

$$\delta K_{\Phi}^2 = \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n \frac{I_{rc}^2}{I_c^2} k_{\Phi\theta r}^2 - \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n \frac{I_{rc}^2}{I_c^2} \frac{1}{n} \sum_{r=1}^n k_{\Phi\theta r}^2.$$

Расчеты, выполненные для большого числа экспериментальных графиков нагрузки, показывают, что можно принять среднее значение произведения величин I_{rc}^2/I_c^2 и $k_{\Phi\theta r}^2$ равным произведению их средних значений, т. е. полагать $\delta K_{\Phi}^2 = 0$.

Для графиков нагрузки с экспоненциальной корреляционной функцией и периодом затухания корреляционных связей, равном T_K , на основе формулы, приведенной в [5],

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma} = \frac{1}{m} \sqrt{2(e^{-m} - 1 + m)},$$

где σ и σ_{θ} — среднеквадратичные отклонения соответственно графиков $I(t)$ и $I_{\theta}(t)$, $m = \theta/T_K$, можно получить

$$K_{\Phi}^2 = 1 + \frac{(K_{\Phi\theta}^2 - 1)m^2}{2(e^{-m} - 1 + m)} \quad (11)$$

Подстановка (11) в (10) дает

$$k_{\Phi\theta}^2 = \left(1 + \frac{(K_{\Phi\theta}^2 - 1)m^2}{2(e^{-m} - 1 + m)}\right) \frac{1}{K_{\Phi\theta}^2}. \quad (12)$$

На рис. 3 приведены графики зависимости K_{Φ} от $K_{\Phi\theta}$ осредненного графика и величины m .

Из формулы (5), используя (11), можно получить выражение

$$\delta(\Delta W) = \left(1 - K_{\Phi\theta}^2 / \left(1 + \frac{(K_{\Phi\theta}^2 - 1)m^2}{2(e^{-m} - 1 + m)}\right)\right) \cdot 100, \% \quad (13)$$

откуда следует, что погрешность расчета потерь электроэнергии зависит не только от интервала осреднения, но и от величины T_K и $K_{\Phi\theta}$. По формуле (13) построены графики (рис. 4), позволяющие оценить характер влияния указанных параметров на погрешность расчета потерь электроэнергии.

В [6] отмечается, что среднеквадратичная погрешность расчета коэффициента формы по графикам нагрузки, полученным с помощью счетчиков, при максимальной погрешности счетчиков 3 % составляет около 1 %. Как следует из вышеизложенного, наряду с этой погрешностью необходимо учитывать погрешность, обусловленную неучетом неравномерности графика нагрузки на интервалах его осреднения.

Вывод. Для уменьшения погрешности расчета потерь электроэнергии по осредненным графикам нагрузки необходимо учитывать неравномерность графика на интервалах осреднения путем введения в расчетные формулы среднего значения коэффициента формы графика на этих интервалах [см. (10)] или постоянной затухания корреляционной функции графика [см. (11)].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Железко Ю. С. Погрешности определения потерь энергии в электрических сетях. — Электричество, 1975, № 2.
2. Колытов Ю. В., Кучумов Л. А., Спиридонова Л. В. Некоторые особенности потребления и учета электроэнергии. — Промышленная энергетика, 1979, № 4.

3. Саламатов И. А., Игуменцев В. А., Коваленко Ю. П. Определение потерь электроэнергии при оптимизации режимов электроснабжения промышленных предприятий. — Электричество, 1979, № 6.

4. Мисник М. Л. Определение расчетных потерь электроэнергии при переменной нагрузке. — Промышленная энергетика, 1983, № 3.

5. Электрические нагрузки промышленных предприятий/ Под ред. Г. М. Каялова. — М.: Энергия, 1971.

6. Потери электроэнергии в электрических сетях энергосистем, В. Э. Воротицкий, Железко Ю. С., Кузнецова В. Н., и др. — М.: Энергоатомиздат, 1983.

[19.01.84]

УДК 621.314.223.015.38.001.24

Влияние рабочего напряжения на перенапряжения в автотрансформаторах при срабатывании вентильных разрядников

ДЖУВАРЛЫ Ч. М., МУФИД-ЗАДЕ Н. А., ГЮЛАБОВ Г. М.

Баку

Влияние рабочего напряжения на импульсные напряжения в обмотках трансформаторов рассмотрено в [1], где показано, что перенапряжения в обмотках достигают наибольшего значения при обратной полярности рабочего и импульсного напряжений. Такой вывод был сделан при неучете срабатывания вентильных разрядников (РВ). В этой связи представляет интерес рассмотрение влияния рабочего напряжения на перенапряжения в трансформаторах с учетом срабатывания РВ.

Наличие рабочего напряжения меняет условия работы РВ. При одинаковой полярности рабочего и импульсного напряжений уменьшается предразрядное время РВ и увеличивается его пробивное напряжение, что приводит к увеличению напряжения на входе трансформатора. При противоположных полярностях рабочего и импульсного напряжений, напротив, увеличивается предразрядное время РВ и уменьшается его пробивное напряжение, что приводит к уменьшению напряжения на входе трансформатора.

Таким образом, с учетом рабочего напряжения трансформатора и срабатывания РВ на перенапряжения в обмотках оказывают влияние два противоположных фактора — увеличение «скачка напряжения» на входе трансформатора и изменение напряжения срабатывания разрядников. Вопрос о том, какой из этих факторов окажет большее влияние, может быть решен расчетным путем.

Статья посвящена определению влияния рабочего напряжения на перенапряжения в автотрансформаторах (АТ) с учетом срабатывания РВ.

Ввиду сложности протекающих переходных процессов поставленная задача решена численным методом с использованием метода конечных разностей [2].

Расчетная схема представлена на рис. 1. Здесь $z_{ВН}$ и $z_{СН}$ — волновые сопротивления линии высокого и среднего напряжений; L_0 срез $ВН$ и C_0 срез $ВН$ — индуктивность и емкость участка линии от разрядника до АТ; $C_{ВХ}$ $ВН$ и $C_{ВХ}$ $СН$ — емкости подстанций, примыкающих к АТ со стороны высшего и среднего напряжений; C_{12} и M — межобмоточные емкости и взаимные индуктивности; C_{10} и C_{20} — емкости обмоток высшего и среднего напряжений на землю; L_1 и L_2 , R_1 и R_2 , K_1 и K_2 — индуктивности, активные сопротивления и продольные емкости обмоток высшего и среднего напряжений РВ-1 и РВ-2 — вентильные разрядники на сторонах высшего и среднего напряжений.

При исследовании переходного процесса на отрезке линии АТ — РВ использованы рекомендации [3].

Расчетная импульсная волна стандартной формы имела амплитуду, соответствующую уровню линейной изоляции на металлических опорах.

Возникновение импульса напряжений равновероятно при любом мгновенном значении рабочего напряжения. Однако, очевидно, импульс будет оказывать наибольшее влияние при

наложении его в момент амплитудного значения рабочего напряжения, что и принято в расчетах.

Расчет проведен для автотрансформатора типа АТДЦТГ-120000/220 установленного на тупиковой подстанции и защищенного одним комплектом вентильного разрядника типа РВМГ-220.

Рассмотрены случаи, когда рабочее напряжение имеет одинаковую и противоположную полярности с воздействующим импульсом.

Для проведения расчета определены значения пробивного напряжения разрядника, установленного на расстоянии 120 м от АТ.

Напряжения на разряднике при отсутствии и наличии рабочего напряжения с одинаковой и противоположной полярностью с воздействующим импульсом показаны на рис. 2. Значения напряжений на разряднике даны без учета изменений вольт-секундной характеристики под воздействием рабочего напряжения. Кривые 1—3 построены соответственно для $u_{раб} = U_{фм}$; $u_{раб} = 0$; $u_{раб} = -U_{фм}$; кривая 4 — вольт-секундная характеристика РВ.

Рабочее напряжение с одинаковой с импульсным напряжением полярностью приводит к уменьшению предразрядного времени РВ (точка А), а с противоположной полярностью — к его увеличению (точка В). Точка В соответствует $u_{раб} = 0$.

Определение пробивных напряжений РВ при различных полярностях рабочего и импульсного напряжений можно было выполнить и по [4], где импульсное пробивное напряжение разрядника при наличии рабочего напряжения определяются

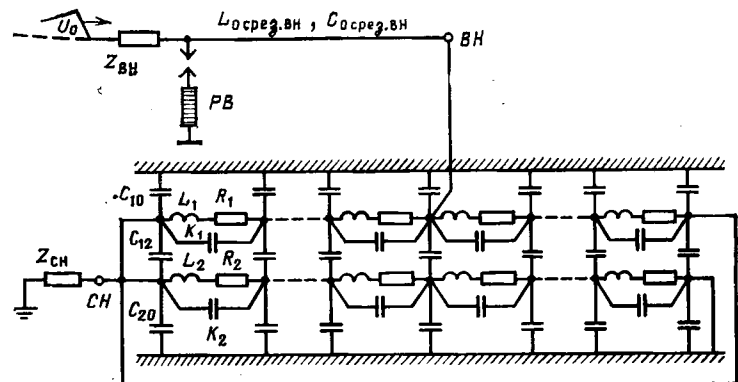


Рис. 1. Расчетная схема

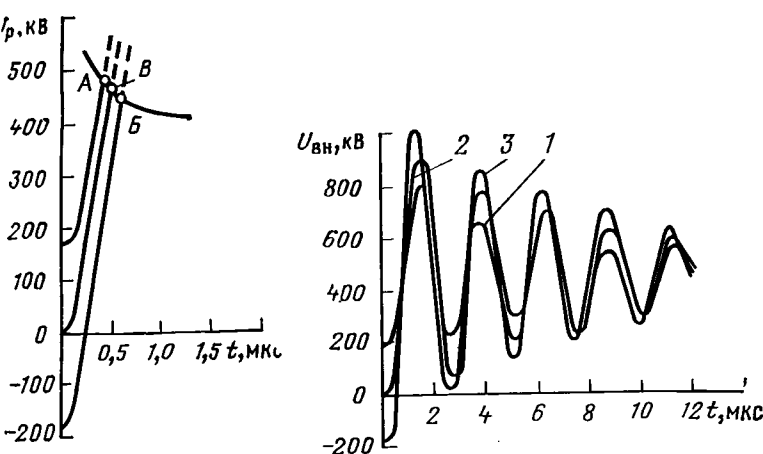


рис. 2. Напряжения на разряднике при отсутствии и наличии рабочего напряжения с одинаковой и противоположной полярностью с воздействующим импульсом: 1 — $u_{раб} = +U_{фм}$; 2 — $u_{раб} = 0$; 3 — $u_{раб} = -U_{фм}$; 4 — вольт-секундная характеристика $PВ$

рис. 3. Перенапряжения на входе АТ: 1 — $u_{раб} = +U_{фм}$; 2 — $u_{раб} = 0$; 3 — $u_{раб} = -U_{фм}$

выражением

$$u'_{рт} = u_{рт} + \sqrt{2} U_H (1 - K_H) \sin \omega t.$$

Здесь $u'_{рт}$ — пробивное напряжение при предразрядном времени t и наличии рабочего напряжения; $u_{рт}$ — то же при отсутствии рабочего напряжения; U_H — рабочее напряжение относительно земли; K_H — коэффициент импульса (провала) пробивного напряжения разрядника; $K_H = u_{рт} / (\sqrt{2} U_{50})$; t — момент наложения импульса на рабочее напряжение; U_{50} — среднее пробивное напряжение разрядника на 50 Гц.

Сравнение соответствующих пробивных напряжений $PВ$ при различных полярностях рабочего и импульсного напряжений, полученных из (1) и приведенных на рис. 2, показывает, что эти значения достаточно близки (для совпадающей полярности рабочего и импульсного напряжений они соответственно равны 505 и 509 кВ, при несовпадении полярности — 475 и 471 кВ).

По найденным значениям пробивных напряжений разрядников 505 и 475 кВ — определены перенапряжения и разности потенциалов между соседними элементами обмоток АТ. Результаты расчета приведены на рис. 3 и 4.

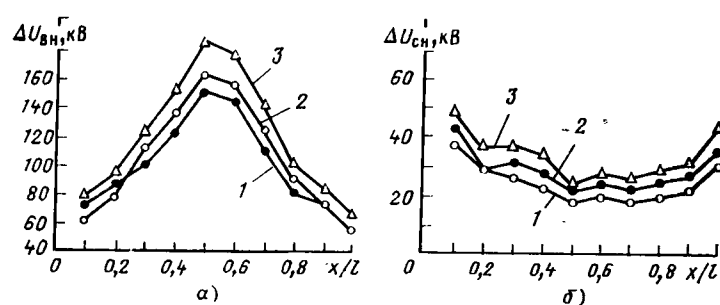


рис. 4. Разности потенциалов между соседними элементами обмоток АТ: 1 — $u_{раб} = +U_{фм}$; 2 — $u_{раб} = 0$; 3 — $u_{раб} = -U_{фм}$

Наибольшее перенапряжение в АТ имеет место при обратной полярности рабочего и импульсного напряжений, т. е. влияние первого фактора — увеличения «скачка напряжения» в АТ преобладает над вторым — изменением напряжения срабатывания $PВ$.

Под действием рабочего напряжения небольшое изменение напряжения срабатывания $PВ$ не приводит к существенным изменениям перенапряжений в АТ.

Увеличение перенапряжения в АТ при наличии рабочего напряжения обратной полярности не превышает 15 %. При положительной полярности рабочего напряжения перенапряжения для обеих обмоток минимальны (кривая 1).

Распределение разности потенциалов между соседними элементами обмоток высшего и среднего напряжений иллюстрируют рис. 4, а и б. Наибольшие разности потенциалов между соседними элементами обмоток также имеют место при противоположных полярностях рабочего и импульсного напряжений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лизунов С. Д., Сапожников А. В. Влияние рабочего напряжения на импульсные напряжения в обмотке трансформаторов. — Электричество, 1966, № 10.
2. Джуварлы Ч. М., Бейдуллаев М. А., Муфид-заде Н. А. — Влияние характеристик вентильного разрядника на ограничение перенапряжений в автотрансформаторах. — Электричество, 1979, № 3.
3. Джуварлы Ч. М., Дмитриев Е. В. Математическое моделирование волновых процессов в электрических сетях. — Баку: Элм, 1975.
4. Калинин Е. В., Новиков В. П., Табардинова М. П. Влияние рабочего напряжения на вольт-секундные характеристики вентильных разрядников. — Электричество, 1972, № 8.

[22.10.82]

УДК 621.314.632.017.71.001.8

Анализ и расчет теплового режима и циклоустойкости тиристоров при повторно-кратковременных нагрузках

ЧУЙКОВ С. Ф., КАЙДАШ А. И., инженеры, ФРИДМАН Г. Б., канд. техн. наук

ВНИИпреобразователь

Вопросы расчета нагрузочной способности, циклоустойкости и соответственно срока службы силовых полупроводниковых приборов (СПП) в режимах повторно-кратковременных нагрузок для преобразователей с различными системами охлаждения, несмотря на их большое практическое значение, исследованы недостаточно.

Известна методика [2] определения перепада температуры структуры за цикл квазиустановившегося процесса, основанная на последовательном суммировании воздействия импульсов нагрузки во времени. Однако эта методика связана с довольно громоздкими расчетами, и кроме того, она недостаточно точна,

поскольку не учитывает изменение температуры структуры с частотой сети за счет чередования интервалов проводимости и пауз, соответствующих непроводящему состоянию вентилей. В [2] указано, что определение допустимой мощности потерь по заданной допустимой квазиустановившейся температуре является неопределенной задачей, в то время как существует ее аналитическое решение.

Рассмотрим метод вычисления изменения температуры структуры в течение цикла и определения предельного тока в квазиустановившихся режимах, соответствующих циклическим перегрузкам электропровода согласно ГОСТ 18142—80. Вос-

пользуемся аналитическим представлением переходного теплового сопротивления в виде суммы экспонент [1]:

$$r(t) = \sum_{i=1}^l r_i (1 - e^{-\alpha_i t}), \quad (1)$$

где r_i — значение установившегося теплового сопротивления i -й составляющей; $\alpha_i = 1/T_i$; T_i — постоянная времени i -й составляющей.

Выражение для превышения температуры полупроводниковой структуры над окружающей средой для квазиустановившегося процесса (рис. 1) в интервале времени от момента окончания импульса нагрузки до окончания паузы ($0 \leq t \leq t_n$) имеет вид [3]:

$$\Theta = P_n \sum_{i=1}^l r_i \frac{1 - e^{-\tau \alpha_i}}{1 - e^{-T \alpha_i}} \frac{1 - e^{-t_n \alpha_i}}{1 - e^{-t_n \alpha_i}} e^{-t \alpha_i}, \quad (2)$$

где P_n — мгновенное значение мощности потерь в импульсе нагрузки, Вт; T , τ — соответственно период питающей сети и время проводимости СПП, с; t_n — длительность импульса, определяемая классом перегрузки, с; $t_n = \beta^2 t_n$ — длительность цикла нагрузки, состоящего из интервала перегрузки и паузы, с; β — коэффициент перегрузки по отношению к среднеквадратичному току; t_n — длительность паузы цикла нагрузки, с.

Максимальное значение превышения температуры Θ_m должно определяться в конце интервала нагрузки цикла перегрузки и в конце интервала проводимости СПП с учетом периода промышленной частоты. Полагая в (2) $t=0$ и обозначая

$$A_i = r_i \frac{1 - e^{-\tau \alpha_i}}{1 - e^{-T \alpha_i}} \frac{1 - e^{-t_n \alpha_i}}{1 - e^{-t_n \alpha_i}}, \quad (3)$$

получаем выражение для определения Θ_m :

$$\Theta_m = P_n \sum_{i=1}^l A_i. \quad (4)$$

Отметим, что из выражения (4) можно определить эквивалентное тепловое сопротивление в циклическом режиме. Под эквивалентным тепловым сопротивлением СПП в циклическом режиме будем понимать тепловое сопротивление такой величины, которая при непрерывной установившейся нагрузке, равной мощности потерь в импульсе нагрузки, вызывает перегрев структуры, равный максимальному превышению температуры структуры в циклическом режиме, и определяется из выражения

$$R_{T. \Theta} = \sum_{i=1}^l A_i. \quad (5)$$

Значение предельного тока через СПП получим исходя из известного выражения потерь в СПП и максимального превышения температуры структуры согласно выражению (4):

$$I_{пр} = \frac{\sqrt{U_0^2 + 4R_{д\Theta} \Theta_m / R_{T. \Theta}} - U_0}{2k_{\Phi} R_{д\Theta}}, \quad (6)$$

где U_0 , $R_{д}$ — параметры прямой ветви вольт-амперной характеристики данного СПП; k_{Φ} — коэффициент формы тока (здесь величина k_{Φ}^2 приводит амплитудное значение тока к среднему).

Далее нетрудно получить аналитическое выражение для определения перепада температуры за цикл для квазиустановившегося

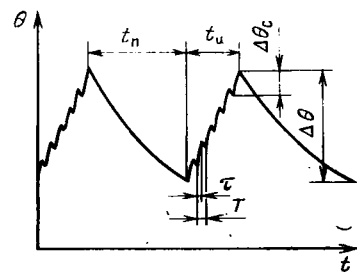


Рис. 1. Изменение температуры полупроводниковой структуры СПП в квазиустановившемся режиме

процесса:

$$\Delta \Theta = P_n \left(R_{T. \Theta} - \sum_{i=1}^l A_i e^{-t_n \alpha_i} \right). \quad (7)$$

Удобно пользоваться другим представлением перепада температуры:

$$\Delta \Theta = q \Theta_m, \quad (8)$$

где

$$q = 1 - \frac{1}{R_{T. \Theta}} \sum_{i=1}^l A_i e^{-t_n \alpha_i}. \quad (9)$$

Как видно из (9), коэффициент q является функцией параметров цикла и тепловых характеристик СПП и не зависит от мощности потерь в импульсе. Этот коэффициент характеризует «чувствительность» данного СПП к воздействию определенных циклических перегрузок и может быть назван коэффициентом термоциклическости режима СПП. Зная величины $R_{T. \Theta}$ и q для различных СПП и разных классов перегрузок (табл. 1 и 2), можно определить Θ_m , $I_{пр}$ и оценить расчетный ресурс работы или, точнее, допустимое число циклов перегрузок СПП при различных токовых загрузках, не прибегая к сложным вычислениям.

ГОСТ 18142—80 установлены циклические режимы повторно-кратковременных нагрузок электропривода (классы перегрузок). Представляет интерес сравнительная оценка максимально допустимого числа циклов ряда перегрузок этих классов для различных типов мощных тиристоров, оснащенных стандартными охладителями. Зависимость максимально допустимого числа циклов типа перегрузка — пауза $K_{ц\max}$ от перепада температуры структуры для квазиустановившегося процесса согласно [4 и 5] представляет собой прямую в полулогарифмическом масштабе и может быть представлена аналитически в виде

$$\lg N_{ц\max} = a - k \Delta \Theta, \quad (10)$$

где a — координата точки пересечения прямой с осью ординат; k — коэффициент наклона прямой.

С учетом (10) допустимая продолжительность работы СПП в режиме повторно-кратковременных перегрузок по критерию термоциклирования составит (в часах):

$$L = 2,77 \cdot 10^{-4} t_{ц} \cdot 10^{a - k q \Theta_m}. \quad (11)$$

Если необходимо определить значение предельно допустимого тока СПП по заданной величине L , то алгоритм расчета заключается в определении $R_{T. \Theta}$ и q по формулам (5) и (9), величины Θ_m — из выражения (11) и $I_{пр}$ — по (6). Величина

Таблица 1

Значения эквивалентного теплового сопротивления $R_{T. \Theta} \cdot 10^{-1}$, С/Вт

Тип СПП	$\beta = 1,75$			$\beta = 2$			$\beta = 2,25$		
	$V = 3$ м/с	$V = 6$ м/с	$V = 12$ м/с	$V = 3$ м/с	$V = 6$ м/с	$V = 12$ м/с	$V = 3$ м/с	$V = 6$ м/с	$V = 12$ м/с
T171-250	1,036	0,966	0,987	0,850	0,791	0,743	0,757	0,709	0,670
T171-320	0,979	0,917	0,850	0,790	0,733	0,692	0,722	0,674	0,629
T143-500	0,362	0,328	0,306	0,297	0,266	0,253	0,262	0,238	0,255
T153-630	0,364	0,330	0,298	0,296	0,273	0,257	0,266	0,246	0,237
T253-800	0,357	0,328	0,287	0,289	0,271	0,251	0,258	0,241	0,231
T253-1000	0,348	0,312	0,279	0,283	0,267	0,238	0,252	0,243	0,224

Таблица 2

Значения коэффициента термоцикличности

Тип СПП	$\beta=1,75$			$\beta=2$			$\beta=2,25$		
	$V=3$ м/с	$V=6$ м/с	$V=12$ м/с	$V=3$ м/с	$V=6$ м/с	$V=12$ м/с	$V=3$ м/с	$V=6$ м/с	$V=12$ м/с
T171-250	0,791	0,854	0,909	0,767	0,827	0,882	0,789	0,843	0,892
T171-320	0,801	0,865	0,912	0,739	0,803	0,876	0,770	0,826	0,887
T143-500	0,646	0,714	0,781	0,624	0,674	0,753	0,661	0,709	0,778
T153-630	0,826	0,863	0,903	0,779	0,826	0,868	0,802	0,844	0,884
T253-800	0,814	0,857	0,900	0,768	0,834	0,873	0,791	0,849	0,889
T253-1000	0,815	0,836	0,890	0,779	0,811	0,852	0,800	0,834	0,873

Θ_m не должна превышать допустимого значения для данного типа СПП, например, для тиристоров: $\Theta_m \leq 125 - \Theta_0$, где Θ_0 — температура охлаждающей среды.

По приведенной методике на ЭВМ ЕС-1033 рассчитаны значения $R_{т.э}$, коэффициентов q , максимально допустимого числа циклов перегрузок и предельного тока через СПП для ряда типов тиристоров, указанных в табл. 1 и 2, со стандартными охладителями ОА-019, ОА-028 и ОА-032 при разных скоростях охлаждающего воздуха и для различных классов циклических перегрузок по ГОСТ 18142-80, а также при непрерывной установившейся нагрузке — в стационарном режиме. Для расчета стационарного режима в выражениях (3) и (7) принято $t_n = t_{п}$, где $t_{п} = T - \tau$ — длительность паузы, соответствующей непротождающему состоянию вентилей, с.

Расчеты выполнены с учетом прямоугольной аппроксимации импульсов тока и мощности потерь, т. е. при обычных допущениях об идеально сглаженной кривой тока и мгновенной коммутации. Первое допущение правомерно для многих случаев работы преобразователей со сглаживающими реакторами на нагрузку с большой индуктивностью (например, в целях возбуждения и т. д.). Далее нетрудно показать, что более близкая к реальной — трапецеидальная форма импульсов сглаженного тока с пренебрежимо малой погрешностью (с точки зрения потерь в СПП) может быть заменена прямоугольной формой импульсов тока с длительностью аппроксимированного импульса, равной $\tau - \gamma$, где γ — угол коммутации. Например, в трехфазной мостовой схеме $\tau - \gamma = 120^\circ$. При других формах импульсов тока через СПП должны быть определены эквивалентные параметры импульса.

При расчетах из условия равенства среднеквадратичного тока за цикл номинальному выпрямленному току учитывалась следующая цикличность режимов перегрузки: $\beta=1,75$, $t_n=60$ с, $t_{п}=123,7$ с; $\beta=2$, $t_n=15$ с, $t_{п}=45$ с; $\beta=2,25$, $t_n=10$ с, $t_{п}=40,6$ с.

Необходимые для расчета исходные данные (параметры ВАХ, тепловые и другие характеристики СПП) приняты согласно [4 и 5].

Результаты расчета значений эквивалентного теплового сопротивления для ряда типов СПП и режимов циклических перегрузок приведены в табл. 1 и 2. В табл. 3 в качестве иллюстрации приведены данные расчетов предельных токов и предельно допустимого числа циклов $N_{ц\max}$ при максимальном превышении температуры структуры $\Theta_m = 70^\circ\text{C}$ и скорости охлаждающего воздуха 12 м/с. Для оценки влияния колебаний температуры структуры с частотой сети на точность определения максимального превышения температуры структуры рассмотрим следующие примеры.

Пример 1. Тиристор T253-800, $\beta=1,75$, $V=12$ м/с и среднеквадратичный ток через тиристор $I_{ск}=300$ А. Перегрев структуры, рассчитанный без учета колебаний температуры с

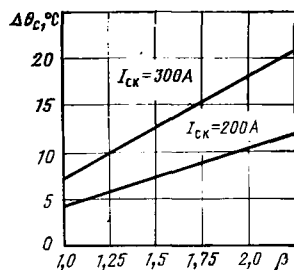


Рис. 2. Зависимость максимальной величины колебаний температуры полупроводниковой структуры тиристора T253-1000 с частотой сети при $V=6$ м/с от коэффициента перегрузки

Таблица 3

Значение предельных токов и предельно допустимого тела

Тип СПП	$I_{пр}, \text{A}$			$N_{ц\max} \cdot 10^{-6}$		
	$\beta=1,75$	$\beta=2$	$\beta=2,25$	$\beta=1,75$	$\beta=2$	$\beta=2,25$
T171-250	98	98	95	3,60	4,37	4,05
T171-320	114	117	112	3,51	4,56	4,20
T123-500	215	217	209	2,60	3,09	2,65
T153-630	230	224	212	1,18	1,48	1,53
T253-800	254	246	233	10,70	12,70	11,50
T253-1000	304	298	276	12,80	16,00	14,10

частотой сети, составляет $74,8^\circ\text{C}$, а с учетом таких колебаний по формуле (4) — $87,3^\circ\text{C}$.

Пример 2. Условия примера 1, кроме $\beta=2,25$. Перегревы полупроводниковой структуры составляют соответственно $87,3$ и $98,8^\circ\text{C}$.

Максимальная величина колебаний (перепадов) температуры структуры с частотой сети, определенная по формуле (2) при $t=T-\tau$ достигает в первом примере $19,7$, во втором $27,7^\circ\text{C}$. Зависимость величины колебаний температуры с частотой сети от режима перегрузки иллюстрируется рис. 2, где приведена эта функция для тиристора T253-1000 при скорости охлаждения $V=6$ м/с при различных среднеквадратичных токах. Максимально допустимые значения числа циклов перегрузок, как следует из табл. 3, для всех классов циклических перегрузок имеют близкие значения, и режимы, соответствующие наибольшей кратности перегрузок, будут характеризоваться наименьшим сроком службы тиристоров и наименьшим предельным током, ограничиваемым заданным превышением температуры структуры.

Колебания температуры с частотой сети в стационарном режиме в зависимости от тока нагрузки не превышают 10°C , а в циклических режимах составляют не более 25°C . Таким перепадом температур, с точки зрения циклоустойчивости, очевидно, можно пренебречь, однако он оказывает существенное влияние на значение предельного тока через СПП, значение которого, особенно в режимах перегрузок, следует определять с учетом влияния этих циклов по выражениям (5) и (6).

Можно также сделать вывод о том, что принятый в практике испытаний силовых блоков и вентильных секций расчетно-экспериментальный способ определения температуры структуры имеет определенную методическую погрешность, так как основан на экспериментальном определении температуры корпуса с помощью термопар и расчете перепада температур структура — корпус, учитывающем усредненные потери в течение интервала перегрузки и установившееся внутреннее тепловое сопротивление. Таким образом, значительные колебания температуры структуры с частотой сети в расчете не учитываются. В результате этой погрешности предельно допустимые токи при циклических нагрузках могут быть завышены.

Колебания температуры структуры при заданной предельно допустимой температуре тем больше, чем интенсивнее охлаждение и достигают при циклических перегрузках $80-90\%$ от Θ_m . Таким образом, величиной, определяющей предельный ток при повторно-кратковременных нагрузках, во многих случаях является не максимальная температура Θ_m , а величина $\Delta\Theta_m$. Опытным путем установлено, что отношения предельных токов, протекающих через СПП, для циклических нагрузок

электропривода по ГОСТ 18142-80 и предельного тока в стационарном режиме для принудительного воздушного охлаждения равны примерно 0,75. Расчеты позволяют уточнить это соотношение, которое в ряде случаев верно лишь с учетом максимальной температуры, если допустить количество циклов, не обеспечивающее нормальные сроки службы СПП. При принудительном воздушном охлаждении со скоростями 6—12 м/с для ряда тиристорных данные соотношения могут достигать значений до 1,5 с учетом ограничения $\Delta\theta$, обеспечивающего ресурс работы не менее 20 лет. При естественном воздушном охлаждении среднеквадратичный ток может быть равным току стационарного режима и даже в отдельных случаях превышать его на небольшую величину (до 10 %) за счет снижения средних потерь в циклических режимах по сравнению со стационарным режимом при одном и том же среднеквадратичном токе.

Выводы. 1. Использование вычисленных значений эквивалентных тепловых сопротивлений и коэффициентов термоциклическости позволяет значительно упростить инженерную методику расчета тепловых режимов СПП при повторно-кратковременных перегрузках.

2. В расчетах и при расчетно-экспериментальном определении температуры структуры СПП и предельно допустимого то-

ка СПП следует учитывать влияние циклов, имеющих частоту сети.

3. Наиболее тяжелыми с точки зрения циклоустойчивости из циклических перегрузок электропривода являются режимы, соответствующие наибольшей кратности кратковременных перегрузок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Давидов П. Д. Анализ и расчет тепловых режимов, полупроводниковых приборов. — М.: Энергия, 1967.
2. Панченко В. И., Пономарев В. А., Шаферюк А. И. Определение нагрузки тиристора по току в циклическом режиме. — ЭП. Преобразовательная техника, 1979, вып. 1 (108).
3. Шамес Б. И. Определение допустимых режимов работы тиристорных преобразователей. — Электротехника, 1974, № 8.
4. Каталог 05.04.12—78. Тиристоры штыревые серии Т14. — М.: Информэлектро, 1979.
5. Каталог 05.04.28—79. Тиристоры таблеточные типов Т9-250, Т2-320, Т3-320, Т500, Т630, Т800, Т2-800, Т1000. — М.: Информэлектро, 1980.

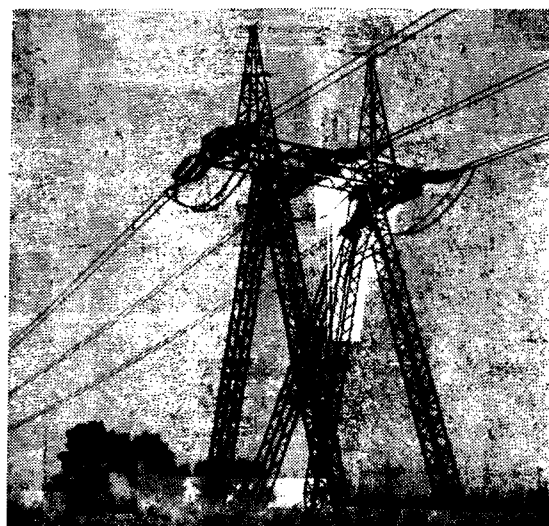
[28.07.83]


ENERGOIMPEX

ВНЕШНЕТОРГОВАЯ ОРГАНИЗАЦИЯ «ЭНЕРГОИМПЕКС»
 БОЛГАРИЯ, СОФИЯ 1000
 ПОЧТ. ЯЩИК 801
 ТЕЛЕКС: 22669
 ТЕЛЕФОН: 518876
 ТЕЛЕГРАММЫ: ЭНЕРГОИМПЕКС

ИМПОРТ/ЭКСПОРТ УГЛЯ, ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ И
 ДРУГИХ НОСИТЕЛЕЙ ЭНЕРГИИ

ПОСТАВКА МАШИН И ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ
 ЭНЕРГЕТИКИ НРБ, СЭВ И ДРУГИХ СТРАН
 ПРОМЫШЛЕННОЕ И ТОРГОВОЕ
 КООПЕРИРОВАНИЕ В ОБЛАСТИ ЭНЕРГЕТИКИ
 ИЗЫСКАНИЕ
 ПРОЕКТИРОВАНИЕ
 СТРОИТЕЛЬСТВО
 МОНТАЖ
 ЭКСПЛУАТАЦИЯ
 РЕМОНТ В ГАРАНТИЙНЫЙ И
 ВНЕГАРАНТИЙНЫЙ СРОКИ
 ЭЛЕКТРОПРОВОДЫ ДО 700 кВ И СЕТИ
 В НАСЕЛЕННЫХ МЕСТАХ
 ПОДСТАНЦИИ ВЫСОКОГО, СРЕДНЕГО
 И НИЗКОГО НАПРЯЖЕНИЯ
 КОНСУЛЬТАЦИИ В ОБЛАСТИ ЭНЕРГЕТИКИ



Метод расчета коэрцитивной силы ферромагнитных материалов

НАБИЕВ М. А., АЗИЗОВ Б. М., МАМЕДОВ Ф. И.

В настоящее время коэрцитивная сила (КС) определяется экспериментальным путем, что связано с достаточно большим объемом работы [1]. Особенно с большими техническими трудностями связано определение предельной КС. В этих условиях разработка аналитического метода определения КС является актуальной задачей.

На основании общего анализа гистерезисных явлений нами было выдвинуто следующее предположение. Допустим, что основная кривая намагничивания какого-то ферромагнитного материала задана функцией $H = H_0(B)$, где H и B — соответственно напряженность и магнитная индукция поля. Полагаем, что коэрцитивная сила H_c этого материала находится в той же функциональной зависимости H_0 , но не от магнитной индукции B , а от некоторой пока неизвестной величины x :

$$H_c = H_0(x). \quad (1)$$

Разумеется, следует считать, что x является некоторой функцией максимальной напряженности поля H_m :

$$x = f(H_m).$$

При построении функциональной зависимости x от H_m будем исходить из тех очевидных условий, что $H_c = 0$, когда $H_m = 0$ и H_c стремится к предельной КС и H_m стремится к бесконечно большой величине. При этом, согласно (1), будем иметь, что $x = 0$ при $H_m = 0$ и x стремится к некоторой конечной величине при $H_m \rightarrow \infty$.

Отметим еще одно предположение, которому будет подчинена зависимость x от H_m . В случае равенства начальной μ_n и максимальной μ_k статических проницаемостей материал не обладает гистерезисом, т. е. здесь $H_c = 0$. Другими словами, при $\mu_k = \mu_n$ должно быть $x = 0$.

При определении $x = f(H_m)$ следует учесть еще то обстоятельство, что B и x характеризуются совершенно одинаковым положением в одной и той же функциональной зависимости H_0 . Поэтому логично положить, что подлежащая определению величина x и магнитная индукция B также будут иметь одну и ту же размерность.

Исходя из этих соображений, в первом приближении было положено

$$x = B_k \frac{1 - \mu_n/\mu_k}{1 + H_k/H_m},$$

где через B_k и H_k обозначены магнитная индукция и напряженность поля той точки основной кривой намагничивания, где статическая магнитная проницаемость имеет наибольшее значение (рис. 1).

Отметим, что $\mu_k = B_k/H_k$. Таким образом, для КС в первом приближении была получена следующая формула:

$$H_c = H_0 \left(B_k \frac{1 - \mu_n/\mu_k}{1 + H_k/H_m} \right). \quad (2)$$

Проверка показала, что рассчитанные по (2) значения коэрцитивной силы существенно превышают экспериментальные. На основе анализа этой разницы было установлено новое приближение КС, которое оказалось точнее предыдущего, т. е. определенного по (2). После большого числа таких приближений

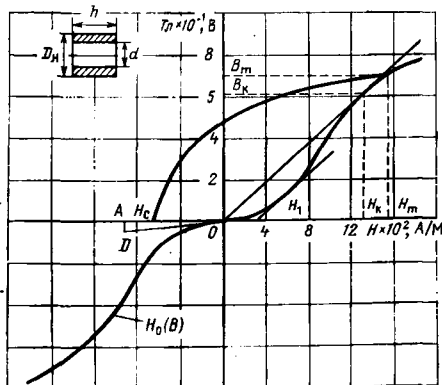


Рис. 1. Основная кривая намагничивания стали Ст. 40

и сопоставления их результатов с данными экспериментов получено, что

$$H_c = H_0 B_k \frac{1 - \mu_n/\mu_k}{(1 + H_k/H_m) \left(1 + \frac{B_k - \mu_0 H_k}{B_m - \mu_0 H_m} \right)} + H_0 \left(B_k \frac{\mu_k - \mu_n}{\mu_k} - \frac{B_k - \frac{H_k}{H_p} B_0(H_p)}{(1 - H_p^2/H_k^2)^2} \right), \quad (3)$$

где

$$H_p = a_0 H_k \frac{1 - \mu_n/\mu_k}{(1 + H_k/H_m) \left(1 + \frac{B_k - \mu_0 H_k}{B_m - \mu_0 H_m} \right)};$$

$$a_0^2 = \frac{V \mu_k/\mu_n - V \mu_n/\mu_k}{H_k/H_1 + H_1/H_k};$$

H_1 — напряженность поля той точки основной кривой намагничивания, где дифференциальная проницаемость dB/dH равняется статической μ_k (рис. 1); μ_0 — магнитная проницаемость вакуума.

Напомним, что через H_0 и B_0 обозначена функциональная зависимость, устанавливаемая основной кривой намагничивания между индукцией и напряженностью поля.

В качестве примера вычислим теперь КС гистерезисной петли, представленной на рис. 1. Там же изображена основная кривая намагничивания. Представленные на этом рисунке гистерезисная петля и основная кривая намагничивания относятся к экспериментальному образцу, изготовленному из стали Ст. 40. Проведя в начале основной кривой касательную AD , находим $\mu_n = AD/OA = 0,0656 \cdot 10^{-3}$ Гн/м. Из этой же кривой определяем исходные данные: $B_k = 0,612$ Тл; $H_k = 1320$ А/м; $B_m = 0,696$ Тл; $H_m = 1540$ А/м. По этим данным вычисляем следующие величины:

$\mu_k = 0,464 \cdot 10^{-3}$ Гн/м; $H_p = 330$ А/м; $B_0(H_p) = B_0(330 \text{ А/м}) = 0,038$ Тл. Подставляя теперь значения соответствующих величин в (3), имеем

$$H_c = H_0(0,152 \text{ Тл}) + H_0(0,0012 \text{ Тл}),$$

после чего снова из основной кривой находим

$$H_0(0,152 \text{ Тл}) = 625 \text{ А/м и } H_0(0,0012 \text{ Тл}) = 5 \text{ А/м}$$

и, наконец,

$$H_c = 630 \text{ А/м.}$$

Экспериментальное значение коэрцитивной силы рассматриваемого гистерезисного цикла, как видно из рис. 1, составляет 629 А/м. Расхождение между расчетными и экспериментальными значениями

$$\delta = \frac{630 - 629}{630} \cdot 100\% = 0,16\%.$$

Формула (3) подвергалась строгой экспериментальной проверке. Эксперименты проводились на цилиндрических образцах, изготовленных из различных марок стали — Ст. 5, Ст. 6, Ст. 40х. На образцы были намотаны измерительная и намагничивающая обмотки, с помощью которых снимались основная кривая намагничивания и семейство гистерезисных петель. При этом магнитная индукция измерялась баллистическим гальванометром, а напряженность поля вычислялась по известной методике. Намагничивающая обмотка питалась постоянным током.

Результаты расчета по формуле (3) и данные экспериментов, проведенных на указанных выше образцах, приведены в табл. 1, из которой видно, что расхождение между расчетными и экспериментальными значениями КС не превышает 3%. Кроме того, достоверность формулы (3) подтверждается экспериментальными данными и других исследователей, в частности, Ротерса [2]. Результаты расчета для образцов Ротерса и относящиеся к ним экспериментальные данные из [2] указаны в табл. 2. Из этой таблицы следует, что расхождение между расчетными и экспериментальными значениями КС не превышает 4%.

Согласно [2] экспериментальный образец № 1 изготовлен из сплошной шведской древесноугольной стали, образец № 2 —

Таблица 1

Ст. 40				Ст. 5				Ст. 6				Ст. 40х			
В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %	В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %	В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %	В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %
660	290	295	1,7	338,6	154,5	155,7	0,8	321	148	144	-2,7	660	343	353	2,8
880	440	445	1,1	446,9	181,1	182,8	0,8	513	187	182	-2,7	1332	645	646	0,2
1100	550	540	-1,8	672,2	241,8	243,8	0,8	642	212	214	0,9	2664	729	733	0,5
1320	590	595	0,8	1354,4	281,4	284,4	1,1	1070	263	267	1,5	3995	751	753	0,3
1540	630	629	-0,2	2709,0	303,2	304,7	0,5	2140	297	294	-1,0	5327	774	779	0,6
1760	653	650	-0,7	4063,2	308,3	311,5	1,0	3210	305	302	-1,0				
2640	714	710	-0,4	5417,6	322,1	325,1	0,9	4280	318	316	0,6				
3520	735	730	-0,7												
$\mu_K = 369\mu_0$ $\mu_H = 76\mu_0$ $B_K = 0,612$ Тл $H_K = 1320$ А/м				$\mu_K = 938\mu_0$ $\mu_H = 211\mu_0$ $B_K = 0,5267$ Тл $H_K = 446,95$ А/м				$\mu_K = 910\mu_0$ $\mu_H = 72\mu_0$ $B_K = 0,625$ Тл $H_K = 513,55$ А/м				$\mu_K = 360\mu_0$ $\mu_H = 75\mu_0$ $B_K = 0,5797$ Тл $H_K = 1285,2$ А/м			

Таблица 2

Образец № 1				Образец № 2				Образец № 3				Образец № 4			
В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %	В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %	В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %	В, Тл	H_c , А/м (расчет)	H_c , А/м (эксперимент)	δ , %
74,6	48,1	49,2	2,2	134,3	78,8	79,1	0,4	153,6	96,8	99,9	3,1	732,1	360,5	375,0	3,9
101,5	62,7	61,2	-2,4	173,1	96,6	97,0	0,4	189,3	110,1	110,7	0,5	1017,8	415,7	428,6	3,0
161,2	70,3	70,1	-0,3	220,9	103,0	104,5	1,4	257,1	121,4	123,2	1,5	1500	470,3	482,1	2,4
298,5	81,0	79,1	-2,3	346,3	118,9	119,4	0,4	396,4	131,6	133,9	1,7	4100,0	570,4	553,6	-3,0
1253,7	95,5	94,0	-1,6	1268,7	132,8	134,3	0,7	1241,1	142,9	146,4	2,4	6000,0	590,5	572,7	-3,1
	110,5	108,7	-1,7		133,4	134,9	1,1		150,3	152,2	1,2		615,5	608,7	-1,1
$\mu_K = 5200\mu_0$ $\mu_H = 250\mu_0$ $B_K = 0,72$ Тл $H_K = 98,51$ А/м				$\mu_K = 3472\mu_0$ $\mu_H = 239\mu_0$ $B_K = 0,93$ Тл $H_K = 198,51$ А/м				$\mu_K = 3200\mu_0$ $\mu_H = 320\mu_0$ $B_K = 0,84$ Тл $H_K = 210,71$ А/м				$\mu_K = 557\mu_0$ $\mu_H = 127\mu_0$ $B_K = 0,7$ Тл $H_K = 946,42$ А/м			

из отожженных листов (толщина 3,2 мм) шведской древесноугольной стали, образец № 3 из листовой (толщина 3,2 мм) мягкой стали SAE-10-10 и образец № 4 — из 1/2 твердой полосовой (6,4 мм) стали SAE-10-20. Для наглядности на рис. 2 изображены кривые КС для двух образцов: для образца, изготовленного из ст. 40 и образца № 1 Ротерса. Кривая 2 построена в координатной сетке $H_{c2} - H_{m2}$, а кривая 1 — в координатной сетке $H_{c1} - H_{m1}$.

Наконец, положив в (3) $H_m \rightarrow \infty$ и $(B_m - \mu_0 H_m) \rightarrow B_s$ (B_s — индукция насыщения), после некоторых преобразований получаем формулу для предельной КС:

$$H_{cn} = H_0 \left(B_K \frac{1 - \mu_H / \mu_K}{1 + \frac{B_K - \mu_0 H_K}{B_s}} \right) + H_0 \left(B_K \frac{\mu_K - \mu_H}{\mu_K} - \frac{B_K - \frac{H_K}{H_{ps}} B_0 (H_{ps})}{(1 - H_{ps}^2 / H_K^2)^2} \right), \quad (4)$$

$$\text{где } H_{ps} = Q_0 H_K \frac{1 - \mu_H / \mu_K}{1 + \frac{B_K - \mu_0 H_K}{B_s}}.$$

Приведенные в табл. 2 значения предельной КС вычислены по формуле (4). Значения B_s для рассматриваемых образцов, как и другие исходные данные, взяты из [2].

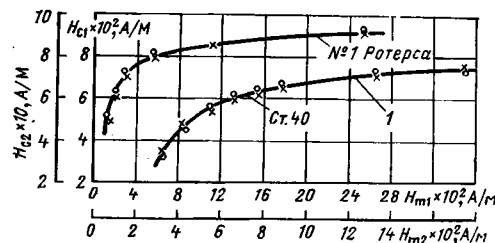


Рис. 2. Зависимость коэрцитивной силы от напряженности магнитного поля: ● — эксперимент; × — расчет

В заключение отметим, что хорошее совпадение расчетных и экспериментальных значений во всем диапазоне H_m от 0 до ∞ позволяет говорить о том, что формула (3) является не аппроксимирующей функцией, а истинной зависимостью КС от напряженности поля.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Набиев М. А., Азизов Б. М. К расчету коэрцитивной силы ферромагнитных материалов. — Электричество, № 8, 1979.
2. Ротерс. Электромагнитные механизмы. — М.: Госэнергоиздат, 1949.

[18.10.83]

Метод решения уравнений электромагнитного поля в торцевой зоне турбогенераторов

ГОРДОН И. А., ГОФМАН Г. Б.

Ленинград

Комплекс программ для ЭВМ, описанный в [1], позволил рассчитать трехмерное магнитное поле в торцевой зоне турбогенератора и определить электродинамические усилия, действующие на лобовые части обмотки статора. С помощью этих программ были проведены расчеты усилий для многих турбогенераторов не только в стационарных режимах, но и с определенными допущениями при внезапных трехфазных коротких замыканиях [2].

В расчетах пренебрегалось влиянием вихревых токов на искомые усилия. Основанием для этого явились контрольные расчеты для типовой конструкции генератора, в которых электрическая проводимость медного экрана и нажимной плиты приравнялись к бесконечности. Небольшая, в пределах 15 %, разница в значении усилий для предельных случаев, когда эти детали не учитывались и когда они считались сверхпроводящими, позволила пренебречь влиянием вихревых токов в реальных деталях.

Между тем задача определения электродинамических усилий, действующих на лобовые части обмотки статора, не является единственной проблемой, ради которой необходимы расчеты поля в торцевой зоне турбогенератора. Не менее важно знать значение и распределение потерь в конструктивных деталях, особенно в экране и в нажимной плите. Более того, в специальных конструкциях вихревые токи все-таки могут оказать заметное влияние и на усилия, действующие на лобовые части обмотки статора, а также на соответствующее сопротивление рассеяния.

В упомянутых программах, основанных на использовании векторного магнитного потенциала \vec{A} , была заложена возможность расчета электромагнитного поля с учетом вихревых токов. Она была успешно реализована для случая учета этих токов в стальном торцевом щите генератора. Однако попытка решить подобную задачу для реальной конструкции торцевой зоны турбогенератора с медным экраном и нажимной плитой сложной конфигурации (рис. 1) не увенчалась успехом. Причиной этого явились не затруднения с корректной постановкой задачи при использовании вектора \vec{A} , а потери точности вычислений.

По условиям аппроксимации расчетных функций в проводящих средах счет возможен при шаге сетки, на котором векторы поля повернутся не более чем на 30° при проникновении электромагнитной волны через границу внутрь среды. Для меди допустимый шаг аппроксимирующей сетки не превышает 5 мм. Максимальный же размер расчетной области в решаемой задаче — примерно метр и более. В этих условиях разрядной сетки используемой ЭВМ, позволяющей представлять числа с точностью примерно 11 десятичных знаков, оказалось недостаточно для вычисления вторых разностей в зонах области, примыкающих к границам проводящих сред. В данных зонах векторный потенциал изменяется относительно медленно, а шаги сетки вынужденно малы по требованию аппроксимации внутри сред.

Выбор метода счета. Описанные препятствия в отношении точности вычислений удается обойти, если решать непосредственно уравнения Максвелла, не вводя в них векторный магнитный потенциал. В рассматриваемом стационарном случае, пре-

небрегая токами смещения и переноса, имеем:

$$\text{rot } \vec{H} = \delta_{\text{ст}} + \gamma \vec{E}; \quad (1)$$

$$\text{rot } \vec{E} = -j\omega \mu \vec{H}; \quad (2)$$

$$\text{div } \mu \vec{H} = 0; \quad (3)$$

$$\text{div } \vec{E} = 0, \quad (4)$$

где \vec{H} — вектор напряженности магнитного поля; \vec{E} — вектор напряженности электрического поля; $\delta_{\text{ст}}$ — вектор плотности сторонних токов; ω — угловая частота рассматриваемой гармоника поля; μ — магнитная проницаемость; γ — электрическая проводимость.

Непосредственное численное решение на ЭВМ уравнений магнитного поля (1); (3) предлагалось ранее в [3] для сравнительно несложной конфигурации расчетной области. Однако сведений о практической реализации подобного подхода не имеется. Объясняется это, по-видимому, очевидными недостатками метода: удвоением количества переменных при учете вихревых токов; дополнительным удвоением объема требуемой памяти ЭВМ для плоских задач, поскольку в каждом узле нужно рассматривать по две составляющие векторов поля; понижением точности аппроксимации расчетной функции при замене вторых разностей на первые. Кроме того, психологическое влияние на выбор метода оказывает хорошая математическая проработка решения эллиптических уравнений, в частности уравнения Гельмгольца, к которым сводится задача при введении вектора \vec{A} .

В рассматриваемом случае указанные недостатки являются в значительной мере мнимыми. Прежде всего в трехмерной задаче все равно необходимо учитывать все три составляющие расчетного вектора. Далее, нет необходимости решать уравнения электрического поля (2), (4) во всей области. Достаточно делать это в проводящей среде, так как в остальной части области в уравнение (1) напряженность электрического поля не входит ($\gamma=0$). Таким образом, число переменных возрастает далеко не в два раза.

Следующий из упомянутых выше недостатков — понижение точности аппроксимации расчетной функции — по существу не приводит к снижению точности результатов расчета. В методе [1] расчетной функцией является векторный магнитный потенциал, и для получения интересующих исследователя значений магнитной индукции вектор \vec{A} надо дифференцировать, что само по себе приводит к потере точности. При непосредственном же решении уравнения (1) эта операция исключается.

Приведенные соображения послужили основанием для использования метода непосредственного интегрирования уравнений Максвелла при решении задачи расчета электромагнитного поля с учетом вихревых токов в торцевой зоне турбогенераторов.

Особенности алгоритма. В целом конфигурация комплекса программ и заложенные в него системные принципы [1] остались неизменными. В значительной мере сохранились программы подготовки исходных данных и обработки полученных результатов. Сохранились и основные допущения, принятые при расчете поля: свойства среды μ и γ неизменны в тангенциальном направлении, а расчетные функции синусоидальны во времени и относительно угловой координаты.

Существенное уточнение внесено в учет формы деталей, поскольку в новом варианте программ использованы цилиндрические координаты. Это уточнение приобретает важное значение в отношении вихревых токов, так как конструктивные детали торцевой зоны имеют значительные радиальные размеры, а потери пропорциональны квадрату плотности токов, и поэтому погрешность в значении потерь резко возрастает при удалении от «радиуса спрямления», выбираемого для перехода к декартовым координатам. В отношении электродинамических усилий, действующих на лобовые части обмотки статора, переход к цилиндрическим координатам тоже может оказаться желательным, поскольку появляется возможность практически точного учета эвольвентной формы изгиба стержней.

Расчет по-прежнему основывается на задании некоторой аппроксимирующей сетки, разбивающей расчетную область на участки конечных размеров. На рис. 2 изображен элемент расчетной сетки с выделенными контурами, по которым определя-

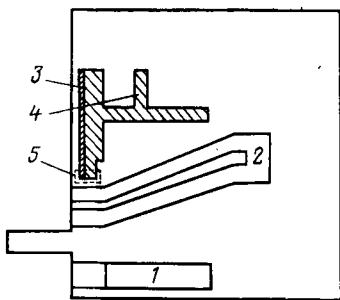


Рис. 1. Конфигурация расчетной области: 1 — обмотка возбуждения; 2 — обмотка статора; 3 — медный экран; 4 — нажимная плита.

ются пространственные составляющие вихрей в уравнениях (1) и (2). Контур в плоскости рисунка образован соседними горизонтальными и вертикальными линиями сетки. Размеры двух остальных контуров в тангенциальном направлении могут быть произвольными вплоть до полюсного деления, поскольку периодический характер изменения функций в этом направлении позволяет вычислить все необходимые производные в аналитической форме. Практически принято $\alpha=0,05$ рад, что позволяет принять значения функций внутри угла постоянными и упростить некоторые расчетные формулы.

В данной постановке задачи оказалось более удобным за искомые величины осевой и радиальной составляющих векторов \vec{H} и \vec{E} принять их значения не в узлах сетки, а по серединам соответствующих сторон. Такое задание упрощает не только конечно-разностное представление уравнений (1) и (2), но и расчет первых производных, необходимых при решении уравнений (3) и (4).

Рассмотрим подробнее программную реализацию уравнений типа (1), (2) и (3), (4) для некоторых обобщенных комплексных функций \vec{F} и \vec{C} . Выражение $\text{rot } \vec{F} = \vec{C}$ в конечно-разностной форме для выделенного на рис. 2 элемента сетки распадается на три уравнения в цилиндрической системе координат:

$$F_{x_i, k} h_k - F_{z_i, k} h_i - F_{x_{i-1}, k} h_k + F_{z_{i-1}, k} h_i = C_{\varphi};$$

$$F_{\varphi_i, k} R \alpha - F_{\varphi_{i-1}, k} (R - h_i) \alpha + F_{z_i, k}^* h_i \alpha p = C_x;$$

$$F_{\varphi_i, k} R \alpha - F_{\varphi_{i-1}, k} R \alpha + F_{x_i, k}^* h_k \alpha p = C_z,$$

где p — число пар полюсов турбогенератора; C_{φ} , C_x , C_z — составляющие потока вектора \vec{C} через соответствующие поверхности выделенного элемента; $\vec{F}^* = j\vec{F}$.

Выражение $\text{div } \vec{F} = 0$ приводит, в свою очередь, к следующему уравнению:

$$(F_{x_{i+1}, k} - F_{x_i, k}) \frac{2}{h_{k+1} + h_k} + (F_{z_{i+1}, k} (R + \frac{1}{2} h_{i+1}) - F_{z_i, k} (R + \frac{1}{2} h_i)) \frac{2}{h_{i+1} + h_i} + F_{\varphi_i, k} \frac{p}{R} = 0.$$

Последние четыре уравнения, модифицированные для напряженностей электрического и магнитного полей, образуют систему, решаемую последовательно в каждом элементе расчетной сетки. В процессе решения по очереди определяются невязки для каждого из конечно-разностных уравнений и в образующие данное уравнение неизвестные вносятся с коэффициентом релаксации поправки, сводящие невязку к нулю.

Существенно, что в решаемых относительно \vec{F} уравнениях находящиеся в правой части компоненты вектора \vec{C} также являются неизвестными. Оказалось, что ввод поправки только в \vec{F} может привести к раскачиванию решения, которое демпфируется вводом некоторой части общей величины невязки в \vec{C} . Влияние этого фактора весьма значительно, и поправка примерно 0,01 от невязки, введенная в правую часть уравнения, может изменить характер сходимости.

В целом для области задача решается итерационным методом, не отличающимся от описанного в [1]. Сохранена в программе и возможность ускорения счета путем прогнозирования хода решения.

Следует отметить, что в рассматриваемом случае при условии

$$\text{div } \vec{C} = 0$$

последние два уравнения системы (1) — (4) являются следствием двух первых. В непроводящей среде, когда решаются только уравнения магнитного поля, уравнение (3) уже не является избыточным. В остальной части области сохранение его и уравнения (4) в алгоритме счета приводит к заметному ускорению сходимости используемого итерационного метода и повышению точности результатов.

При решении уравнений электромагнитного поля через функции \vec{H} и \vec{E} существенно упрощается задание граничных условий. На границах области с $\mu = \infty$ задаются равные нулю тангенциальные составляющие \vec{H} . В районе торца зубцовой зоны и на поверхности ротора и статора в зазоре задаются значения H_r , полученные по расчету магнитной цепи в заданном режиме турбогенератора, как описано в [4]. В случае границ типа поверхностей сверхпроводящих деталей, через которые магнитное поле

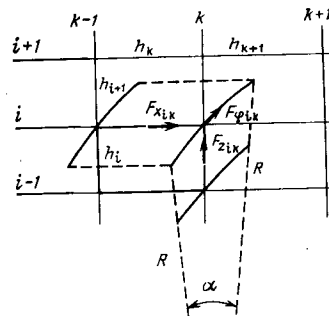


Рис. 2. Элемент расчетной сетки

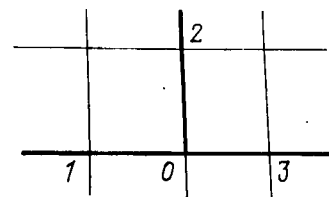


Рис. 3. Особая точка области — стык границ трех сред

не проходит, задаются равные нулю нормальные составляющие \vec{H} , а тангенциальные составляющие рассчитываются по обычному алгоритму, как и внутри области.

На внутренней границе проводящей детали с непроводящей средой равны нулю нормальные компоненты вектора \vec{E} . На границах двух разнородных сред составляющие E_n претерпевают скачок, обратно пропорциональный отношению значений γ , а касательные составляющие E_t постоянны. Использование основных уравнений (2) и (4) позволяет завершить задание граничных условий. Аналогично по известным физическим принципам формулируются условия на границах сред по вектору \vec{H} .

Намного упрощается в данном методе расчет в зоне особых точек, хотя «особенности» точки, конечно, позволяют выполнить его лишь приблизительно. В качестве примера на рис. 3 представлен один из сложных случаев — стык трех разнородных сред. В соответствии с принятым способом задания функций (рис. 2) в угловой точке O непосредственно задаются лишь тангенциальные составляющие векторов \vec{H} и \vec{E} , которые касательны ко всем трем средам и соответственно тождественны в них. Для осевых составляющих 1—0 и 0—3, заданных по серединам этих отрезков, и аналогично для радиальной 0—2 также автоматически выполняется условие равенства касательных составляющих функции. Уравнения (3) и (4) в точке O вследствие разрыва функций исключаются из расчета, а в точках 1, 2, 3 и подобных рассчитываются по особому алгоритму, учитывающему скачок нормальных составляющих векторов напряженностей.

Возможность реализации описанных принципов расчета электромагнитного поля на ЭВМ в значительной мере зависит от количества узлов расчетной сетки. Задаче максимально допустимого уменьшения их числа пришлось уделить особое внимание. Как указывалось ранее, в участках, содержащих металлические детали, сетка должна быть достаточно густой. Однако, если ее линии будут проходить через всю расчетную область, она окажется чрезмерно плотной и в непроводящей среде.

В разработанной программе используется специальная сетка с уплотненными зонами, часть линий в которых не выходит за пределы этих зон. В результате удается существенно уменьшить общее число узлов расчетной сетки, но требуется некоторое усложнение программы для расчета поля на границах зон уплотнения. В «тупиковых» узлах сетки применяется линейная интерполяция функций, при этом зона сгущения выбирается таким образом, чтобы на ее границах переменные изменялись достаточно медленно.

Несмотря на большой эффект применения уплотненной сетки, реальная конструкция крупных турбогенераторов требовала для расчета поля в торцевой зоне все-таки значительного количества узлов. Так, в случае учета вихревых токов в медном экране и немагнитной плите турбогенератора мощностью 800 МВт сетка содержит для вектора \vec{H} примерно 8000 узлов и для вектора \vec{E} более 4000. С учетом того, что для каждого узла нужно иметь по шесть составляющих этих векторов (три координаты с вещественной и мнимой компонентами), размеры основных массивов оказываются неприемлемо большими для ЭВМ с оперативной памятью меньше 2 Мбт.

В связи с этим для хранения массивов \vec{H} и \vec{E} приходится использовать магнитные ленты или диски, а в оперативную память машины считывать функции отдельными порциями. Такая программа оказалась вполне работоспособной и практически сняла ограничения по размерам расчетной области.

Некоторые предварительные результаты. Системный подход к программированию позволил за небольшой срок (несколь-

ко месяцев) создать и отладить на базе старого [1] новый программный комплекс для расчета электромагнитного поля в торцевой зоне турбогенераторов с учетом вихревых токов. Программа расчета поля с использованием векторного магнитного потенциала рассчитала сетку около 1000 узлов за 40—60 мин. Новая программа достигла той же точности в этой задаче примерно за такое же время. Поскольку число итераций также почти не увеличилось, можно считать указанные методы для непроводящих сред равноценными.

Сравнение результатов, полученных разными способами, дало возможность оценить влияние системы координат на точность расчета. При переходе от прямоугольных координат к цилиндрическим вблизи «радиуса спрямления» магнитное поле, как и ожидалось, сохранило свой характер и значение. Это же справедливо и для усилий, действующих на лобовые части обмотки статора. По мере приближения к оси ротора погрешность при декартовой системе координат начинает возрастать и в районе обмотки возбуждения становится заметной. Наконец, вблизи вала генератора наблюдается даже качественное отличие в характере поля.

Реальная сетка для расчета поля в торцевой зоне с учетом вихревых токов содержит, как уже говорилось, около 8000 узлов, половина которых лежит в проводящих средах. При этом возрастают не только время расчета одного узла за счет решения уравнений (2), (4) в части из них (примерно в 1,5 раза), но и длительность одной итерации за счет увеличения числа узлов (примерно в 8 раз по сравнению с упомянутой выше сеткой), но и количество самих итераций. В результате общее время решения достигает сотен часов на машине с быстродействием 50—70 тыс. операций в секунду. Ясно, что эффективное использование данного комплекса возможно лишь на ЭВМ с производительностью не менее 1 млн. операций в секунду.

Доступная авторам вычислительная техника не дала возможности определить оптимальные значения коэффициентов релаксации, ускорения счета при прогнозировании результатов, относительной величины невязки, вводимой в правые части урав-

нений, поэтому эти данные не приводятся, равно как и время, требуемое для решения реальной задачи. Тем не менее, решение было получено.

Определение усилий, действующих на лобовые части обмотки статора, дало совпадение результатов с ранее выполненными расчетами в пределах 10 %, что еще раз подтвердило достоверность приведенных в [2] данных и возможность расчета усилий без учета реакции вихревых токов.

Выводы. 1. Метод расчета электромагнитного поля непосредственно по уравнениям Максвелла позволяет выполнить решение применительно к сложным областям торцевых зон турбогенераторов с учетом их реальной конструкции.

2. Для определения усилий, действующих на лобовые части обмотки статора, в случае типовой конструкции турбогенератора допустимо пренебречь влиянием вихревых токов и использовать прямоугольную систему координат. В точках области, удаленных от «радиуса спрямления», в характере распределения расчетных функций возможны при этом значительные погрешности.

3. С целью облегчения и ускорения выполнения расчетов рекомендуется использовать местные сгущения аппроксимирующей сетки и ввод поправок в правые части уравнений поля.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Важнов А. И., Гордон И. А., Гофман Г. Б. О практической реализации сеточного метода расчета трехмерного электромагнитного поля в электрических машинах. — *Электричество*, 1978, № 10.

2. Расчет на ЦВМ электромагнитных процессов в торцевой зоне турбогенераторов/А. И. Важнов, И. А. Гордон, Г. Б. Гофман, Г. М. Хуторецкий. — *Электротехника*, 1978, № 5.

3. Бодякин А. И. Метод расчета магнитных полей. — М.: Наука, 1968.

4. Важнов А. И., Гордон И. А., Гофман Г. Б. Расчет трехмерного электромагнитного поля в мощных турбогенераторах. — *Электричество*, 1976, № 4.

[13.05.83]

УДК 621.313.333:62-52

Точность управления асинхронными электродвигателями колебательного движения

ЛУКОВНИКОВ В. И., доктор техн. наук

ЗИНОВЬЕВ Г. Г., канд. техн. наук, АРИСТОВ А. В., канд. техн. наук

Анализ и синтез приводных колебательных электродвигателей маломощных устройств сканирования, калибровки, измерения, контроля или управления [1] осуществляется в основном по координатной точности. Оценить ее удобно максимальным значением относительной координатной погрешности

$$\delta_m = \frac{x_1(t_m) - x(t_m)}{x_0}, \quad (1)$$

где $x_1(t)$, $x(t)$ — идеальный и реальный законы изменения во времени обобщенной (угловой или линейной) координаты положения x подвижного элемента электродвигателя; x_0 — базовый размер электродвигателя; t_m — момент времени, при котором разность $x_1(t) - x(t)$ становится максимальной.

Если законы периодического движения записать в виде рядов Фурье

$$x_1(t) = x_{H1} + x_{m1} \sum_{n=1}^{\infty} \chi_n \cos(n\Omega_1 t + \alpha_n);$$

$$x(t) = x_H + x_m \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n \cos(n\Omega t + \beta_n),$$

то при $x_0 = x_{m1}$ максимальная погрешность

$$\delta_m = \delta\varphi_0 + \delta\varphi_m \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n \cos[n\Omega_1(1 - \delta f)t_m + \alpha_n(1 - \delta\beta_n)] +$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} \chi_n \cos(n\Omega_1 t_m + \alpha_n) - \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n \cos[n\Omega_1(1 - \delta f)t_m + \alpha_n(1 - \delta\beta_n)] \quad (2)$$

Здесь $\delta\varphi_0 = (x_{H1} - x_H) x_{m1}^{-1}$; $\delta\varphi_m = (x_{m1} - x_m) x_{m1}^{-1}$;

$\delta f = (\Omega_1 - \Omega) \Omega_1^{-1}$; $\delta\beta_n = (\alpha_n - \beta_n) \alpha_n^{-1}$ — относительные погрешности по положению нейтрали, амплитуде, частоте и фазе колебаний; χ_n , λ_n — коэффициенты рядов Фурье, нормированные соответственно по амплитудам колебаний x_{m1} и x_m ; t_m определяется из уравнения

$$\frac{dx_1(t)}{dt} - \frac{dx(t)}{dt} = (1 - \delta\varphi_m)(1 - \delta f) \sum_{n=1}^{\infty} n\lambda_n \sin[n\Omega_1 \times$$

$$\times (1 - \delta f)t_m + \alpha_n(1 - \delta\beta_n)] - \sum_{n=1}^{\infty} \chi_n \sin(n\Omega_1 t_m + \alpha_n) = 0. \quad (3)$$

Совместное решение уравнений (2) и (3) позволяет получать расчетные выражения для δ_m в различных частных случаях.

Например, для рассматриваемых далее гармонических колебаний, имеющих не только самостоятельный практический интерес, но и полезных при исследовании периодических колебаний, в общем случае при

$$\begin{aligned} x_1(t) &= x_m \sin(\Omega t + \beta); \\ x(t) &= x_m (1 - \delta\varphi_m) \sin[\Omega(1 - \delta f)t + \beta(1 - \delta\beta)] \\ \text{можно найти, что} \\ \delta_m &= \sin(\Omega_m + \beta) - (1 - \delta\varphi_m) \sin[\Omega(1 - \delta f)t_m + \beta(1 - \delta\beta)], \quad (4) \\ \text{где } t_m \text{ определяется решением уравнения} \\ \cos(\Omega t_m + \beta) + (\delta\varphi_m - 1)(1 - \delta f) \cos[\Omega(1 - \delta f)t_m + \beta(1 - \delta\beta)] &= 0. \quad (5) \end{aligned}$$

Если $\delta f = 0$, то из уравнений (4) и (5)

$$\delta_m = \sqrt{1 - 2(1 - \delta\varphi_m) \cos \beta \delta\beta + (1 - \delta\varphi_m)^2}.$$

Для установления взаимосвязи составляющих $\delta\varphi_0$, $\delta\varphi_m$, δf , $\delta\beta$ методической координатной погрешности δ_m с отклонениями параметров источников питания и нагрузки колебательного асинхронного электродвигателя, определим реальные, близкие к гармоническим, законы колебаний подвижного элемента. Наиболее употребительны для этого способы создания качающегося поля [1—3] за счет подключения фазных обмоток первичного элемента к источникам напряжений, линейно-модулированных по фазе

$$\left. \begin{aligned} u_{\alpha s} &= U_{\alpha sm} \sin \omega t; \\ u_{\beta s} &= U_{\beta sm} \sin(\omega t + \Omega t) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

или балансно-модулированных по амплитуде по гармоническому закону

$$\left. \begin{aligned} u_{\alpha s} &= U_{\alpha sm} \sin \omega t; \\ u_{\beta s} &= U_{\beta sm} \sin \Omega t \cos \omega t, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

а также за счет подключения к источникам токов, балансно-модулированных по частоте по гармоническому закону

$$\left. \begin{aligned} i_{\alpha s} &= I_{\alpha sm} \sin\left(\omega \int \cos \Omega t dt\right); \\ i_{\beta s} &= I_{\beta sm} \cos\left(\omega \int \cos \Omega t dt\right). \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Здесь и далее используются обозначения и результаты работ [2, 3].

Реальный закон колебаний $x(t)$ определяется вынужденной составляющей решения уравнения движения обобщенного колебательного асинхронного электродвигателя [2]

$$L_{\text{мех}} \frac{d^2 x}{dt^2} + [R_{\text{мех}} + R_{\text{эм}}(t)] \frac{dx}{dt} + C_{\text{мех}}^{-1} x = F(t), \quad (9)$$

где обобщенное колебательное пусковое усилие $F(t)$ и коэффициент колебательного электромагнитного демпфирования $R_{\text{эм}}(t)$ определяются через фазные токи и их производные по обобщенной скорости колебаний dx/dt для момента пуска. Следуя [3], для указанных видов модуляции питающих напряжений (6), (7) найдем выражение для пускового усилия:

$$F(t) = N_1 \cos \Omega t + N_2 \sin \Omega t + N_3 \cos(2\omega - \Omega)t + N_4 \sin(2\omega - \Omega)t + N_5 \cos(2\omega + \Omega)t + N_6 \sin(2\omega + \Omega)t, \quad (10)$$

а также для коэффициента демпфирования

$$R_{\text{эм}}(t) = R_0 + R_1 \cos 2\Omega t + R_2 \sin 2\Omega t + R_3 \cos(2\omega - 2\Omega)t + R_4 \sin(2\omega - 2\Omega)t + R_5 \cos 2\omega t + R_6 \sin 2\omega t + R_7 \cos(2\omega + 2\Omega)t + R_8 \sin(2\omega + 2\Omega)t, \quad (11)$$

где амплитуды составляющих определены формулами табл. 1 и приложения 1. Интересно, что в частном случае $\Omega \ll \omega$ для АД с полым ротором величины R_0 и $\sqrt{N_1^2 + N_2^2}$ совпадают соответственно с f_0 и f_1 по [2] с точностью до базового значения нормы вращения $\varphi_{\text{норм}}$.

При токовой модуляции (8)

$$\begin{aligned} F(t) &= k_q M_{\alpha} I_{\alpha sm} \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} J_{2i-1}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) N_{2k} \{ \cos[(2i-2k-1) \times \\ &\times \Omega t - \eta_{2k}] - \cos[(2i+2k-1) \Omega t + \eta_{2k}] \} - k_q M_{\beta} \times \\ &\times I_{\beta sm} \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} I_0\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) + I_{2i}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) N_{2k-1} \{ \sin[(2i+2k-1) \times \\ &\times \Omega t + \xi_{2k-1}] - \sin[(2i-2k+1) \Omega t - \xi_{2k-1}] \}; \quad (12) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} R_{\text{эм}}(t) &= k_q M_{\alpha} I_{\alpha sm} \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} J_{2i-1}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) R_{2k-1} \{ \cos[(2i-2k) \times \\ &\times \Omega t - \eta_{2k-1}] - \cos[(2i+2k-2) \Omega t + \eta_{2k-1}] \} - k_q M_{\beta} I_{\beta sm} \times \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\times \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} J_0\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) + J_{2i}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) R_{2k} \{ \sin[(2i+2k) \Omega t + \xi_{2k}] - \\ &- \sin[(2i-2k) \Omega t - \xi_{2k}] \}, \quad (13) \end{aligned}$$

где $J_0\left(\frac{\omega}{\Omega}\right)$, $J_{2i}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right)$, $J_{2i-1}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right)$ — функции Бесселя 1-го

рода и порядка, соответствующего индексу; R_k , N_k , η_k , ξ_k — величины, определяемые по приложению 2.

Частное (установившееся) решение уравнения (9) при периодических коэффициентах (11) и (13) и возмущениях (10) и (12) представляет собой периодическую функцию времени с бесконечным числом гармоник комбинационных частот из ω и Ω . Однако количественная оценка долевого вклада различных гармоник в $x(t)$ для серийных малоомощных двухфазных асинхронных электродвигателей с полым ротором ДИД, АДП, ЭМ в рассматриваемом случае низкочастотных колебаний ($\Omega \leq 0,1 \omega$) убеждает в возможности учета только первой гармонической составляющей.

Решение уравнения (9) в данном случае:

$$x(t) = x_m \sin(\Omega t + \beta), \quad (14)$$

где

$$\left. \begin{aligned} x_m &= \sqrt{\frac{N_{\Sigma 1}^2 + N_{\Sigma 2}^2}{(C_{\text{мех}}^{-1} - L_{\text{мех}} \Omega^2)^2 + (R_{\text{мех}} + R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2}}; \\ \beta &= \arctg \frac{N_{\Sigma 1} (C_{\text{мех}}^{-1} - L_{\text{мех}} \Omega^2) - N_{\Sigma 2} (R_{\text{мех}} + R_{\Sigma 0}) \Omega}{N_{\Sigma 2} (C_{\text{мех}}^{-1} - L_{\text{мех}} \Omega^2) + N_{\Sigma 1} (R_{\text{мех}} + R_{\Sigma 0}) \Omega}. \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Здесь при фазовой и амплитудной потенциальных модуляциях $N_{\Sigma 1} = N_1$, $N_{\Sigma 2} = N_2$, $R_{\Sigma 0} = R_0$ в соответствии с табл. 1 и приложением 1, а при частотной токовой модуляции

$$\left. \begin{aligned} N_{\Sigma 1} &= 4k_q I_{\alpha sm} I_{\beta sm} M_{\alpha} M_{\beta} r_2 \Omega^2 \omega^{-1} \sum_{i=1}^{\infty} J_i^2\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) i^2 (r_r^2 + \\ &+ i^2 \Omega^2 L_r^2)^{-1}; \\ N_{\Sigma 2} &= -2k_q I_{\alpha sm} I_{\beta sm} M_{\alpha} M_{\beta} L_r \Omega^2 \sum_{i=1}^{\infty} J_i\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) i^2 (r_r^2 + \\ &+ i^2 \Omega^2 L_r^2)^{-1} \left[J_{i+1}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) - J_{i-1}\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) \right]; \\ R_{\Sigma 0} &= 4k_q L_r \left\{ I_{\beta sm}^2 M_{\beta}^2 \sum_{i=1}^{\infty} J_{2i}^2\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) \frac{r_r^2 - L_r^2 (2i\Omega)^2}{[r_r^2 + L_r^2 (2i\Omega)^2]^2} - \right. \\ &\left. - I_{\alpha sm}^2 M_{\alpha}^2 \sum_{i=1}^{\infty} J_{2i-1}^2\left(\frac{\omega}{\Omega}\right) \frac{r_r^2 - L_r^2 (2i-1)^2 \Omega^2}{[r_r^2 + L_r^2 (2i-1)^2 \Omega^2]^2} \right\}. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Из (14) — (16) видно, что в рассматриваемых случаях и при принятых допущениях относительная погрешность по положению нейтралей $\delta\varphi_0 = 0$, а погрешность по частоте колебаний $\delta f = \delta\Omega$. В то же время относительные погрешности по амплитуде $\delta\varphi_m$ и фазе $\delta\beta$ колебаний достаточно сложным образом зависят от отклонений параметров источников питания $U_{\alpha sm}$, $U_{\beta sm}$, $I_{\alpha sm}$, $I_{\beta sm}$, Ω и значений параметров нагрузки $L_{\text{мех}}$, $C_{\text{мех}}$, $R_{\text{мех}}$. Погрешности $\delta\varphi_m$ и $\delta\beta$ можно найти через относительные отклонения параметров питания как полные дифференциалы

$$\left. \begin{aligned} \delta\varphi_m &= x_m^{-1} \left(U_{\alpha sm} \frac{\partial x_m}{\partial U_{\alpha sm}} \delta U_{\alpha sm} + U_{\beta sm} \frac{\partial x_m}{\partial U_{\beta sm}} \times \right. \\ &\times \delta U_{\beta sm} + \Omega \frac{\partial x_m}{\partial \Omega} \delta \Omega \left. \right) = K_1 \delta U_{\alpha sm} + K_2 \delta U_{\beta sm} + K_3 \delta \Omega; \\ \delta\beta &= \beta^{-1} \left(U_{\alpha sm} \frac{\partial \beta}{\partial U_{\alpha sm}} \delta U_{\alpha sm} + U_{\beta sm} \frac{\partial \beta}{\partial U_{\beta sm}} \delta U_{\beta sm} + \right. \\ &+ \Omega \frac{\partial \beta}{\partial \Omega} \delta \Omega \left. \right) = K_4 \delta U_{\alpha sm} + K_5 \delta U_{\beta sm} + K_6 \delta \Omega. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Таблица 1

Параметры усиления	Частоты	Относительные амплитуды	Линейная фазовая модуляция	Балансовая синусоидальная амплитудная модуляция
Пусковой момент	Ω	$\frac{2N_1}{kqU_{asm}U_{\beta sm}}$	$M_\alpha T_1 T_8 \cos(\gamma_1 - \gamma_8) - M_\beta T_4 T_5 \times \cos(\gamma_4 - \gamma_5)$	$\frac{1}{2} [M_\alpha T_1 T_8 \cos(\gamma_1 - \gamma_8) - M_\beta T_4 T_5 \cos(\gamma_4 - \gamma_5) - M_\alpha T_1 T_8' \cos(\gamma_1 - \gamma_8') + M_\beta T_4 T_5' \cos(\gamma_4' - \gamma_5')]$
		$\frac{2N_2}{kqU_{asm}U_{\beta sm}}$	$M_\beta T_4 T_5 \sin(\gamma_5 - \gamma_4) - M_\alpha T_1 T_8 \times \sin(\gamma_1 - \gamma_8)$	$\frac{1}{2} [M_\beta T_4 T_5 \sin(\gamma_4 - \gamma_5) - M_\alpha T_1 T_8 \sin(\gamma_8 - \gamma_1) - M_\beta T_4 T_5' \sin(\gamma_5 - \gamma_4') + M_\alpha T_1 T_8' \sin(\gamma_1 - \gamma_8')]$
	$2\omega - \Omega$	$\frac{2N_3}{kqU_{asm}U_{\beta sm}}$	$M_\beta T_4 T_5 \cos(\gamma_4 + \gamma_5) - M_\alpha T_1 T_8 \times \cos(\gamma_1 + \gamma_8)$	$\frac{1}{2} [M_\alpha T_1 T_8' \cos(\gamma_1 + \gamma_8') - M_\beta T_4 T_5' \cos(\gamma_4' + \gamma_5')]$
		$\frac{2N_4}{kqU_{asm}U_{\beta sm}}$	$M_\alpha T_1 T_8 \sin(\gamma_1 + \gamma_8) - M_\beta T_4 T_5 \times \sin(\gamma_4 + \gamma_5)$	$\frac{1}{2} [M_\beta T_4 T_5' \sin(\gamma_5 + \gamma_4') - M_\alpha T_1 T_8' \sin(\gamma_1 + \gamma_8')]$
	$2\omega + \Omega$	$\frac{2N_5}{kqU_{asm}U_{\beta sm}}$	0	$\frac{1}{2} [M_\beta T_4 T_5 \cos(\gamma_4 + \gamma_5) - M_\alpha T_1 T_8 \cos(\gamma_1 + \gamma_8)]$
		$\frac{2N_6}{kqU_{asm}U_{\beta sm}}$	0	$\frac{1}{2} [M_\alpha T_1 T_8 \sin(\gamma_1 + \gamma_8) - M_\beta T_4 T_5 \sin(\gamma_4 + \gamma_5)]$
Коэффициент электромагнитного демпфирования	0	$\frac{2R_0}{kq}$	$U_{\beta sm}^2 [M_\alpha T_2 T_8 \cos(\gamma_8 - \gamma_2) - M_\beta T_4 T_6 \cos(\gamma_4 - \gamma_6)] + U_{asm}^2 \times [M_\alpha T_1 T_7 \cos(\gamma_1 - \gamma_7) - M_\beta T_3 T_5 \cos(\gamma_5 - \gamma_3)]$	$\frac{1}{2} \{U_{\beta sm}^2 [M_\alpha T_2 T_8' \cos(\gamma_2' - \gamma_8') + M_\alpha T_2 T_8 \times \cos(\gamma_2 - \gamma_8) - M_\beta T_4 T_6' \cos(\gamma_6' - \gamma_4') - M_\beta T_4 T_6 \times \cos(\gamma_6 - \gamma_4)] + 2U_{asm}^2 [M_\alpha T_1 T_7 \cos(\gamma_1 - \gamma_7) - M_\beta T_3 T_5 \cos(\gamma_5 - \gamma_3)]\}$
	2Ω	$\frac{2R_1}{kqU_{\beta sm}^2}$	0	$\frac{1}{4} \{M_\beta [T_4 T_6' \cos(\gamma_4 - \gamma_6') + T_4 T_6 \cos(\gamma_6 - \gamma_4)] - M_\alpha [T_2 T_8 \cos(\gamma_8 - \gamma_2) + T_2 T_8' \cos(\gamma_2 - \gamma_8)]\}$
		$\frac{2R_2}{kqU_{\beta sm}^2}$	0	$\frac{1}{4} \{M_\alpha [T_2 T_8 \sin(\gamma_8 - \gamma_2) + T_2 T_8' \sin(\gamma_2 - \gamma_8)] - M_\beta [T_4 T_6' \sin(\gamma_4 - \gamma_6') + T_4 T_6 \sin(\gamma_6 - \gamma_4)]\}$
	$2\omega - 2\Omega$	$\frac{2R_3}{kqU_{\beta sm}^2}$	0	$\frac{1}{4} [M_\beta T_4 T_6' \cos(\gamma_4' + \gamma_6') - M_\alpha T_2 T_8' \cos(\gamma_2' + \gamma_8')]$
		$\frac{2R_4}{kqU_{\beta sm}^2}$	0	$\frac{1}{4} [M_\beta T_4 T_6' \sin(\gamma_4' + \gamma_6') - M_\alpha T_2 T_8' \sin(\gamma_2' + \gamma_8')]$
	2ω	$\frac{2R_5}{kq}$	$U_{asm}^2 (M_\beta T_3 T_5 \cos(\gamma_3 + \gamma_5) - M_\alpha T_1 T_7 \cos(\gamma_1 + \gamma_7))$	$\frac{1}{4} \{U_{\beta sm}^2 [T_2 T_8 M_\alpha \cos(\gamma_2' + \gamma_8) + M_\alpha T_2 T_8' \cos(\gamma_4 + \gamma_8) - M_\beta T_4 T_6' \cos(\gamma_4 + \gamma_6) - M_\beta T_4 T_6 \cos(\gamma_4' + \gamma_6')] - 4U_{asm}^2 [M_\alpha T_1 T_7 \cos(\gamma_1 + \gamma_7) - M_\beta T_3 T_5 \cos(\gamma_3 + \gamma_5)]\}$
		$\frac{2R_6}{kq}$	$U_{asm}^2 [M_\alpha T_1 T_7 \sin(\gamma_1 + \gamma_7) - M_\beta T_3 T_5 \sin(\gamma_3 + \gamma_5)]$	$\frac{1}{4} \{U_{\beta sm}^2 [M_\beta T_6 T_4' \sin(\gamma_4 + \gamma_6') + M_\beta T_4 T_6 \sin(\gamma_4' + \gamma_6) - M_\alpha T_2 T_8' \sin(\gamma_2' + \gamma_8) - M_\alpha T_2 T_8 \sin(\gamma_2 + \gamma_8)] + 4U_{asm}^2 [M_\alpha T_1 T_7 \sin(\gamma_1 + \gamma_7) - M_\beta T_3 T_5 \sin(\gamma_3 + \gamma_5)]\}$

Продолжение

Параметры усиления	Частоты	Относительные амплитуды	Линейная фазовая модуляция	Балансная синусоидальная амплитудная модуляция
Коэффициент электромагнитного демпфирования	$2\omega + 2\Omega$	$\frac{2R_7}{k_q U_{\beta sm}^2}$	$M_{\beta} T_4 T_6 \cos(\gamma_4 + \gamma_6) - M_{\alpha} T_2 T_8 \times \cos(\gamma_2 + \gamma_8)$	$\frac{1}{4} [M_{\beta} T_4 T_6 \cos(\gamma_4 + \gamma_6) - M_{\alpha} T_2 T_8 \cos(\gamma_2 + \gamma_8)]$
		$\frac{2R_8}{k_q U_{\beta sm}^2}$	$M_{\alpha} T_2 T_8 \sin^2(\gamma_2 + \gamma_8) - M_{\beta} T_4 T_6 \times \sin(\gamma_4 + \gamma_6)$	$\frac{1}{4} [M_{\beta} T_4 T_6 \sin(\gamma_4 + \gamma_6) - M_{\alpha} T_2 T_8 \sin(\gamma_2 + \gamma_8)]$

Таблица 2

Коэффициенты	Потенциальная модуляция	Токовая модуляция
K_1	$1 - \frac{2U_{asm}^2 R_{\Sigma 0} \alpha_s \Omega^2 (R_{мех} - R_{\Sigma 0})}{(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2}$	$1 - \frac{2I_{asm}^2 R_{\Sigma 0} \alpha_s \Omega^2 (R_{мех} - R_{\Sigma 0})}{(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2}$
K_2	$1 - \frac{2U_{\beta sm}^2 R_{\Sigma 0} \beta_s \Omega^2 (R_{мех} - R_{\Sigma 0})}{(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2}$	$1 - \frac{2I_{\beta sm}^2 R_{\Sigma 0} \beta_s \Omega^2 (R_{мех} - R_{\Sigma 0})}{(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2}$
K_3	$\frac{2L_{мех} \Omega^2 (C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 - (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2}{(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2}$	$\frac{2L_{мех} \Omega^2 (C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 - (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2 - \Omega^3 (R_{мех} + R_{\Sigma 0}) \frac{\partial R_{\Sigma 0}}{\partial R}}{(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2} +$ $\frac{\Omega (N_{\Sigma 1} \frac{\partial N_{\Sigma 1}}{\partial \Omega} + N_{\Sigma 2} \frac{\partial N_{\Sigma 2}}{\partial \Omega})}{N_{\Sigma 1}^2 + N_{\Sigma 2}^2}$
K_4	$\frac{2R_{\Sigma 0} \alpha_s U_{asm}^2 \Omega (L_{мех} \Omega^2 - C_{мех}^{-1})}{\beta [(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2]}$	$\frac{2R_{\Sigma 0} \alpha_s I_{asm}^2 \Omega (L_{мех} \Omega^2 - C_{мех}^{-1})}{\beta [(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2]}$
K_5	$\frac{2R_{\Sigma 0} \beta_s U_{\beta sm}^2 \Omega (L_{мех} \Omega^2 - C_{мех}^{-1})}{\beta [(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2]}$	$\frac{2R_{\Sigma 0} \beta_s I_{\beta sm}^2 \Omega (L_{мех} \Omega^2 - C_{мех}^{-1})}{\beta [(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2]}$
K_6	$\frac{(R_{\Sigma 0} - R_{мех}) (C_{мех}^{-1} + L_{мех} \Omega^2) \Omega}{\beta [(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2]}$	$\frac{(R_{\Sigma 0} - R_{мех}) (C_{мех}^{-1} + L_{мех} \Omega^2) \Omega - \Omega^2 (C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2) \frac{\partial R_{\Sigma 0}}{\partial \Omega}}{\beta [(C_{мех}^{-1} - L_{мех} \Omega^2)^2 + (R_{мех} - R_{\Sigma 0})^2 \Omega^2]} +$ $\frac{\Omega (N_{\Sigma 2} \frac{\partial N_{\Sigma 1}}{\partial \Omega} - N_{\Sigma 1} \frac{\partial N_{\Sigma 2}}{\partial \Omega})}{\beta [N_{\Sigma 1}^2 + N_{\Sigma 2}^2]}$

Весовые коэффициенты $K_1 - K_6$, определяющие вклад в соответствующую относительную погрешность ($\delta\varphi_m$, $\delta\beta$) от отклонения каждого параметра питания (δU_{asm} , $\delta U_{\beta sm}$, $\delta\Omega$) при заданной нагрузке ($L_{мех}$, $R_{мех}$, $C_{мех}$) и для данного асинхронного электродвигателя ($R_{\Sigma 0}$, $R_{\Sigma 0 \alpha s}$, $R_{\Sigma 0 \beta s}$), представлены в табл. 2. Они найдены при пренебрежении производными от величин в выражениях (15), слабо зависящих соответственно от U_{asm} , $U_{\beta sm}$, β (крутизна не более 0,01). При пользовании табл. 2 надо иметь в виду, что величины $R_{\Sigma 0 \alpha s}$ и $R_{\Sigma 0 \beta s}$ находятся как полные коэффициенты соответственно при U_{asm}^2 или I_{asm}^2 и $U_{\beta sm}^2$ или $I_{\beta sm}^2$ в соотношениях для $R_{\Sigma 0}$.

Полученные результаты позволяют рекомендовать следующий порядок вычисления координатной погрешности δ_m при гармонических колебаниях:

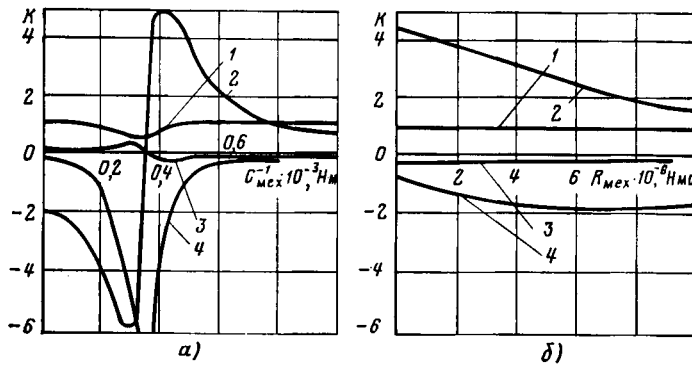
по параметрам $r_{\alpha s}$, $r_{\beta s}$, r_r , $L_{\alpha s}$, $L_{\beta s}$, L_r , M электродвигателя и частотам ω , Ω источника питания рассчитываются значения постоянных составляющих коэффициента демпфирования $R_{\Sigma 0}$, $R_{\Sigma 0 \alpha s}$, $R_{\Sigma 0 \beta s}$ по формулам табл. 1 и приложения 1 для потенциальной и соотношениям (16) для токовой модуляции;

по значениям амплитуд напряжений U_{asm} , $U_{\beta sm}$ или токов I_{asm} , $I_{\beta sm}$ питания, коэффициентам $L_{мех}$, $R_{мех}$, $C_{мех}$ сил нагрузки и рассчитанным значениям $R_{\Sigma 0}$, $R_{\Sigma 0 \alpha s}$, $R_{\Sigma 0 \beta s}$ вычисляют весовые коэффициенты $K_1 - K_6$ по соотношениям табл. 2;

по заданным значениям отклонений δU_{asm} , $\delta U_{\beta sm}$, $\delta\Omega$ параметров питания и найденным весовым коэффициентам $K_1 - K_6$ определяются относительные погрешности по амплитуде $\delta\varphi_m$ и фазе $\delta\beta$ колебаний по выражениям (17);

по погрешностям $\delta\varphi_m$, $\delta\beta$ и $\delta f = \delta\Omega$ сначала находится по уравнению (5) значение i_m , а затем по формуле (4) — координатная погрешность δ_m .

Анализ выражений весовых коэффициентов показывает, что они минимальны вблизи механического резонанса, кроме K_6 , который при этом максимален. Однако рекомендовать резонансный режим в качестве рабочего для колебательных асинхронных электроприводов повышенной координатной точности нецелесообразно, так как небольшие отклонения от резонанса приводят к резкому увеличению K_1 и K_2 . Менее чувствителен привод по координатной точности к изменению нагрузки в до- и



Зависимости весовых коэффициентов относительных погрешностей по амплитуде и фазе колебаний от позиционных (а) и демпфирующих (б) сил нагрузки при линейно-фазовой модуляции статорных напряжений электродвигателя АДП-1 для $L_{\text{мех}} = 19,6 \times 10^{-6}$ Нм·с⁻²; $C_{\text{мех}}^{-1} = 450 \cdot 10^{-6}$ Нм; $R_{\text{мех}} = 2,32 \cdot 10^{-6}$ Нмс; $\Omega = 4\pi$ с⁻¹; 1— K_1 , K_2 ; 2— K_3 , K_4 ; 3— K_5 ; 4— K_6

зарезонансных областях. Причем для уменьшения координатной ошибки инерционные ($L_{\text{мех}}$) и позиционные ($C_{\text{мех}}$) силы в дорезонансном режиме следует уменьшению, а в резонансном — увеличивать. Увеличение механического ($R_{\text{мех}}$) и электромагнитного демпфирования ($R_{\Sigma 0}$), а также амплитуд питающих напряжений (токов) сказывается благоприятно в обоих случаях. При прочих равных условиях наивысшую координатную точность обеспечивает способ частотно-токового возбуждения колебательного режима АД, а наибольший вклад в координатную погрешность, почти на порядок превышающий остальные, дает отклонение $\delta\Omega$ от требуемой частоты модуляции.

Приведенные на рисунке характеристики иллюстрируют данные выводы (на рисунке не изображены зависимости весовых коэффициентов от $L_{\text{мех}}$ и $R_{\Sigma 0}$ поскольку они качественно совпадают с представленными кривыми). Кроме того, при вычислении K_3 , K_6 за базовую нормирующую величину была принята не β , а $\pi/2$ радиан.

Использование изложенных здесь результатов позволило создать сканирующие электрофотоколориметры, имеющие даже при разомкнутых колебательных электроприводах координатную погрешность не более 1 %.

Приложение 1. Значения коэффициентов $T_1 - T_8$ и углов $\gamma_1 - \gamma_6$ (со штрихами и без штрихов) в соотношениях табл. 1 можно определить по формулам

$$T_n = \sqrt{\frac{b_{2n-1}^2 + b_{2n}^2}{a_{2n-1}^2 + a_{2n}^2}}, \quad \gamma_n = \arctg \frac{a_{2n-1}b_{2n} - a_{2n}b_{2n-1}}{a_{2n-1}b_{2n-1} + a_{2n}b_{2n}},$$

где $n = 1, 2, \dots, 8$ и

$$\begin{aligned} a_1 &= a_5 = a_9 = a_{13} = r_r^2 r_{\alpha s} r_{\beta s} + \omega^2 (-r_r L_{\alpha s} L_{\beta s} - 2L_r L_{\beta s} \times \\ &\quad \times r_r r_{\alpha s} - 2L_r L_{\alpha s} r_r r_{\beta s} - L_r^2 r_{\alpha s} r_{\beta s} + M_{\beta}^2 r_r r_{\alpha s} + \\ &\quad + M_{\alpha}^2 r_r r_{\beta s} + L_r^2 L_{\alpha s} L_{\beta s} \omega^2 - M_{\beta}^2 L_r L_{\alpha s} \omega^2 + M_{\alpha} M_{\beta} \omega^2 - \\ &\quad - M_{\alpha}^2 L_{\beta s} L_r \omega^2); \\ a_2 &= a_6 = a_{10} = a_{14} = \omega [r_r^2 r_{\alpha s} L_{\beta s} + r_r^2 r_{\beta s} L_{\alpha s} + \\ &\quad + 2L_r r_{\alpha s} r_{\beta s} r_r + (-2L_r L_{\alpha s} L_{\beta s} r_r - L_r^2 r_{\alpha s} L_{\beta s} - L_r^2 r_{\beta s} L_{\alpha s} + \\ &\quad + M_{\beta}^2 r_r L_{\alpha s} + M_{\beta}^2 r_{\alpha s} L_r + M_{\alpha}^2 L_r r_{\beta s} + M_{\alpha}^2 r_r L_{\beta s}) \omega^2]; \\ b_1 &= r_{\beta s} r_r^2 + (r_r M_{\beta}^2 - r_{\beta s} L_r^2 - 2r_r L_{\beta s} L_r) \omega^2; \\ b_2 &= (2r_r r_{\beta s} L_r + r_r^2 L_{\beta s} L_r \omega^2 + M_{\beta}^2 L_r \omega^2) \omega; \\ b_4 &= M_{\alpha} M_{\beta} r_r (\omega \pm \Omega); \quad b_3 = 0; \\ b_6 &= -M_{\alpha} M_{\beta} r_r \omega; \quad b_5 = 0; \\ b_7 &= r_{\alpha s} r_r^2 + (r_r M_{\alpha}^2 - r_{\alpha s} L_r^2 - 2r_r L_{\alpha s} L_r) (\omega \pm \Omega)^2; \\ b_8 &= (\omega \pm \Omega) [2r_{\alpha s} r_r L_r + r_r^2 L_{\alpha s} - L_r^2 L_{\alpha s} (\omega \pm \Omega)^2 + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &+ L_r M_{\alpha}^2 (\omega \pm \Omega)^2]; \\ b_9 &= \omega^2 (r_{\beta s} M_{\alpha} L_r + r_r M_{\alpha} L_{\beta s}); \\ b_{10} &= \omega (-r_{\beta s} r_r M_{\alpha} + M_{\alpha} L_{\beta s} L_r \omega^2 - M_{\alpha} M_{\beta} \omega^2); \\ b_{11} &= -r_r r_{\alpha s} M_{\beta}; \quad b_{12} = -r_r M_{\beta} L_{\alpha s} (\omega \pm \Omega); \\ b_{13} &= M_{\alpha} r_{\beta s} r_r; \quad b_{14} = M_{\alpha} L_{\beta s} r_r \omega; \\ b_{15} &= (r_r M_{\beta} L_{\alpha s} + r_{\alpha s} M_{\beta} L_r) (\omega \pm \Omega)^2; \\ b_{16} &= (L_r M_{\beta} L_{\alpha s} (\omega \pm \Omega)^2 - M_{\alpha}^2 M_{\beta} (\omega \pm \Omega)^2 - r_{\alpha s} r_r M_{\beta}) (\omega \pm \Omega); \\ a_3 &= a_7 = a_{11} = a_{15} = r_r^2 r_{\alpha s} r_{\beta s} + [-r_r^2 L_{\alpha s} L_{\beta s} - 2L_r r_{\alpha s} L_{\beta s} r_r - \\ &\quad - 2L_r r_{\beta s} L_{\alpha s} r_r - L_r^2 r_{\alpha s} r_{\beta s} + M_{\beta}^2 r_r r_{\alpha s} + M_{\alpha}^2 r_r r_{\beta s} + \\ &\quad + L_r^2 L_{\alpha s} L_{\beta s} (\omega \pm \Omega)^2 - M_{\beta}^2 L_r L_{\alpha s} (\omega \pm \Omega)^2 + M_{\alpha}^2 M_{\beta}^2 (\omega \pm \Omega)^2 - \\ &\quad - M_{\alpha}^2 L_{\beta s} L_r (\omega \pm \Omega)^2] (\omega \pm \Omega)^2; \\ a_4 &= a_8 = a_{12} = a_{16} = [r_r^2 r_{\alpha s} L_{\beta s} + r_r^2 r_{\beta s} L_{\alpha s} + 2L_r r_{\alpha s} r_{\beta s} r_r + \\ &\quad + (-2L_r L_{\alpha s} L_{\beta s} r_r - L_r^2 r_{\alpha s} L_{\beta s} - L_r^2 r_{\beta s} L_{\alpha s} + M_{\beta}^2 r_r L_{\alpha s} + \\ &\quad + M_{\beta}^2 r_{\alpha s} L_r + M_{\alpha}^2 r_{\beta s} L_r + M_{\alpha}^2 r_r L_{\beta s}) (\omega \pm \Omega)^2] (\omega \pm \Omega). \end{aligned}$$

Для величин T_n и γ_k , не отмеченных штрихом, перед Ω ставится знак «плюс», а для отмеченных — знак «минус».

Приложение 2. Величины N_k , R_k и ξ_k , η_k для (10) и (11)

$$N_k = \sqrt{G_k^2 + H_k^2}; \quad R_k = \sqrt{Q_k^2 + S_k^2}; \\ \xi_k = \arctg \frac{H_k}{G_k}; \quad \eta_k = \arctg \frac{S_k}{Q_k},$$

где

$$\begin{aligned} G_{2k-1} &= -\frac{2M_{\alpha} L_r I_{\alpha s m} \Omega^2}{[r_r^2 + (2k-1)^2 \Omega^2 L_r^2]} (2k-1)^2 \Sigma_{2k-1} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right); \\ G_{2k} &= \frac{2r_r M_{\beta} I_{\beta s m} \Omega}{[r_r^2 + (2k)^2 \Omega^2 L_r^2]} 2k J_{2k} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right); \\ H_{2k-1} &= -\frac{2r_r M_{\alpha} I_{\alpha s m} \Omega}{[r_r^2 + (2k-1)^2 \Omega^2 L_r^2]} (2k-1) J_{2k-1} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right); \\ H_{2k} &= -\frac{2M_{\beta} L_r I_{\beta s m} \Omega^2}{[r_r^2 + (2k)^2 \Omega^2 L_r^2]} (2k)^2 J_{2k} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right); \\ Q_{2k-1} &= -\frac{2r_r M_{\alpha} I_{\alpha s m} [r_r^2 - (2k-1)^2 \Omega^2 L_r^2]}{[r_r^2 + (2k-1)^2 \Omega^2 L_r^2]^2} J_{2k-1} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right); \\ Q_{2k} &= \frac{2r_r^2 L_r M_{\beta} I_{\beta s m} \Omega}{[r_r^2 + (2k)^2 \Omega^2 L_r^2]^2} 2k J_{2k} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right); \\ S_{2k-1} &= \frac{2r_r^2 L_r M_{\alpha} I_{\alpha s m} \Omega}{[r_r^2 + (2k-1)^2 \Omega^2 L_r^2]^2} (2k-1) J_{2k-1} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right); \\ S_{2k} &= \frac{2r_r M_{\beta} I_{\beta s m} [r_r^2 - (2k)^2 \Omega^2 L_r^2]}{[r_r^2 + (2k)^2 \Omega^2 L_r^2]^2} J_{2k} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right), \end{aligned}$$

а $J_{2k} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right)$, $J_{2k-1} \left(\frac{\omega}{\Omega} \right)$ — функции Бесселя первого рода порядка $2k$ или $2k-1$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Луковников В. И. Электромашинный безредукторный колебательный электропривод. — ЭП. Электропривод, 1980, вып. 8 (88).
2. Луковников В. И. Рабочие характеристики обобщенного колебательного электродвигателя. — Электричество, 1979, № 5.
3. Луковников В. И. Символический метод расчета характеристик электродвигателя колебательного движения. — Электричество, 1978, № 8.

КОЛЕЧИЦКИЙ Е. С.

Расчет электрических полей устройств высокого напряжения. —

М.: Энергоатомиздат, 1983

Расчет электрического поля является одним из важнейших этапов решения ряда задач техники высоких напряжений. К таким задачам можно, например, отнести оптимизацию изоляционных конструкций с целью снижения напряженности электрического поля ниже допустимой, исследование физических процессов при пробое диэлектриков, разработку средств защиты персонала от воздействия электрического поля, обеспечение необходимого режима работы электрофизических установок (ускорителей, электронно-оптических приборов и т. д.).

Сложность конфигурации и соответственно многоинформативность в описании поверхностей раздела сред конфигурий ограничивают применение так называемых аналитических методов расчета поля, развитых на основе принципа суперпозиции, мощных средств функций Грина и интегральных уравнений, область устройств с простейшей конфигурацией электродов и границ диэлектриков. Некоторый, достаточно узкий, класс задач допускает аналитическое решение на основе использования симметрии и снижения, таким образом, размерности задачи. Конструктивное использование теоремы эквивалентности и развитого на ее основе метода эквивалентных источников также ограничено многоинформативностью задач.

С внедрением мощной вычислительной техники значительная часть трудностей, присущих аналитическим методам, оказалась устраненной. Развитие разностных схем и итерационных методов сместило центр тяжести расчетов в область задач повышения устойчивости вычислительных схем и уменьшения скорости счета. Появилось достаточно большое число работ, посвященных разработке и приложению различных численных методов расчета полей (методы сеток, конечных разностей, конечных элементов, интегральных уравнений, эквивалентных зарядов). Следует отметить, однако, что работ по сопоставительному анализу практической эффективности упомянутых методов при решении конкретных задач фактически не было. С этой точки зрения большую ценность для специалистов представляет раздел книги, посвященный сопоставительному анализу методов — оценке их численной устойчивости, сравнению по необходимому числу арифметических операций и объему требуемой памяти ЭВМ, оценке погрешности для различных точек расчетной области.

Вторая глава книги посвящена анализу электрического поля пространственных проводников с помощью метода интегральных уравнений. Теоретический интерес в этой главе представляют рассмотренные вопросы устойчивости метода и погрешности расчетов. Тщательный анализ этих вопросов необходим, так как для точек на поверхности электродов с заданными потенциалами записываются интегральные уравнения первого рода, задача численного решения которых в общем случае не корректна. Большое число решенных задач позволило автору сделать вывод, что на уровне точности в 1 % нет необходимости использовать различные методы регуляризации задачи, так как решение всегда устойчиво.

С практической точки зрения большой интерес представляют приведенные в этой главе результаты численного решения ряда важных для техники высоких напряжений задач (электрического поля стержневых электродов, установок, снабженных экранами, проходных изоляторов с газовой изоляцией, проводов, расположенных в проводящем заземленном цилиндре.). Практическую ценность представляют также приближенные выражения для определения напряженности электрического поля и напряжения начала короны, приведенные для некоторых практических случаев.

В третьей главе приводятся решения ряда задач, в которых поле создается системами тонких проводов различной формы. Применение для этих задач метода эквивалентных зарядов позволило в ряде практических случаев использовать простые вычислительные средства с погрешностью, не превышающей 10 %. Большой практический интерес представляют результаты моделирования опоры воздушной линии, анализ влияния ВЛ 1150 кВ на линии 220 и 35 кВ в месте их пересечения, приводящего к коронированию ВЛ 220 и 35 кВ.

Книга, однако, не свободна от недостатков. Так, нельзя согласиться с утверждением автора (стр. 24), что «вариационные методы... требуют от пользователей специальных знаний... и по этой причине они не нашли широкого применения...». Представляется, что применение этого или иного метода должно диктоваться, в первую очередь, особенностями решаемой задачи. Далее, во второй и третьей главах содержится много примеров для конструкций, состоящих из «симметричной» комбинации тел правильной формы, которые могут быть исследованы и аналитически. Эти примеры не иллюстрируют универсальной применимости выбранных методов расчета электростатического поля в конструкциях сложной конфигурации. На стр. 22 книги указывается «точность расчета поля при использовании МИУ (метода интегральных уравнений) можно оценить повторным расчетом с удвоенным количеством точек». До определенного уровня количества расчетных точек действительно наблюдается повышение точности расчета. Дальнейшее же увеличение числа расчетных точек может привести к увеличению погрешности, так как из-за очень близкого расположения соседних площадок обусловленность матрицы резко возрастает, что может сделать решение неустойчивым. В этой связи следует отметить, что в § 5 второй главы автор справедливо ограничивает применение изложенного метода уменьшением погрешности до уровня 1 %. Перечисленные замечания следует рассматривать как заинтересованность в дальнейшем методическом улучшении в целом удавшейся книги.

Книгу Е. С. Колечицкого можно рассматривать как практическое руководство по расчету электростатических полей в конструкциях сложной конфигурации: помимо обсуждения методов расчета в ней содержится тщательный анализ погрешностей и методика выбора расчетных точек на электродах. Целесообразная структура расчетных точек обсуждается как с позиций аппроксимации решения в интервале между расчетными точками, так и с позиции физического представления об особенностях распределения поля около электродов сложной формы.

Снабженная богатым фактическим материалом, книга содержит качественные и количественные сведения о характере электростатических полей во многих современных высоковольтных конструкциях. Без сомнения, энергетики получили весьма ценное пособие, которое может быть использовано как справочное — в части рассмотренных в книге конструкций, так и методическое — при дальнейшем усовершенствовании численных методов расчетов электрических полей.

Рецензируемая книга также повысит качество преподавания курсов и разделов курсов, посвященных методам расчета электростатических полей в высоковольтных конструкциях, являющихся неотъемлемой частью учебных планов по специальностям «Техника высоких напряжений» и «Высоковольтные электрические аппараты».

КАДОМСКАЯ К. П., ЛЕВИНШТЕЙН М. Л., МАКАРОВ В. М., РАЖАНСКИЙ И. М.

Юбилей «Уралэлектротяжмаша»

15 июля с. г. исполнилось 50 лет одному из ведущих электротехнических предприятий страны — заводу «Уралэлектротяжмаш» имени В. И. Ленина.

В 1932 г. началось строительство электромашиностроительного комбината «Уралэлектромашина». В 1934 г. в трех первых вошедших в строй пролетах аппаратного корпуса комбината было начато промышленное производство разъединителей на 6 и 10 кВ, низковольтной аппаратуры и других электропечей, а затем первого в стране маломасляного выключателя ВМГ-22 на 6 кВ, 600 А.

В 1937 г. было организовано производство силовых трансформаторов мощностью до 320 кВ·А и паровых турбин. В 1939 г. после ввода турбинного корпуса комбинат разделился на заводы: Уральский турбинный и «Уралэлектромашина», переименованный в 1941 г. в «Уралэлектрораппарат».

В военные годы была проведена серьезная перестройка завода. Наряду с производством оборонной техники завод налаживал выпуск высоковольтной аппаратуры на напряжения 35, 110 и 220 кВ, крупных электрических машин постоянного и переменного тока, гидрогенераторов, ртутных выпрямителей, быстродействующих выключателей и других изделий. В организации выпуска этой продукции большую помощь оказали рабочие и инженеры, прибывшие в Свердловск из Харькова (ХЭМЗ) и Ленинграда («Электросила», «Электроаппарат»).

В послевоенный период завод интенсивно развивался. Были построены отдельные корпуса для производства крупных электрических машин, гидрогенераторов, силовых трансформаторов, высоковольтных выключателей, статических преобразователей, корпуса заготовительных производств, широко развернулось строительство жилья и культурно-бытовых объектов. Завод стал разработчиком и крупнейшим поставщиком мощного электротехнического оборудования для энергетической и других отраслей народного хозяйства.

В 1964 г. завод получил название «Уралэлектротяжмаш», а в 1971 г. ему было присвоено имя В. И. Ленина.

Ежегодно «Уралэлектротяжмаш» осваивает десятки новых типов изделий, не уступающих по техническому уровню лучшим зарубежным аналогам. В последние годы, например, были разработаны и освоены в производстве такие изделия, как воздушные выключатели на напряжения 750 и 1150 кВ, маломасляные выключатели серии ВМТ на 110 и 220 кВ, гидрогенераторы мощностью 353 МВ·А для Нурекской ГЭС, один из которых выполнен с внутрипроводниковым водяным охлаждением обмоток статора и ротора, обратимый генератор-двигатель 200 МВт, 150 об/мин для Загорской ГАЭС, синхронные компенсаторы 100 и 160 МВ·А с бесщеточными возбудителями, специальные асинхронные вертикальные двигатели мощностью до 8000 кВт для привода главных циркуляционных насосов атомных реакторов на тепловых и быстрых нейтронах, уникальный агрегат из двух преобразовательных трансформаторов мощностью по 80 МВ·А для

электролиза алюминия, параметрические источники тока до 50 кА тиристорные возбудители для Красноярской, Усть-Илимской, Волжской и других станций, тиристорные агрегаты для электропривода прокатных станов в черной металлургии и другие изделия.

«Уралэлектротяжмаш» вносит весомый вклад в электрификацию страны, способствует ускорению технического прогресса на предприятиях-потребителях.

В 1971 г. на базе завода «Уралэлектротяжмаш» было создано крупное производственное объединение «Уралэлектротяжмаш» имени В. И. Ленина, в которое вошли, кроме головного завода, научно-исследовательский институт и четыре электротехнических предприятия Свердловской области.

Научно-исследовательский институт на головном заводе обладает практически самой мощной в СССР исследовательской базой по высоковольтному аппаратостроению, позволяющей заводу создавать высоковольтные выключатели на самое высокое в мире напряжение и производить коммутационные испытания на токи короткого замыкания до 100 кА при напряжении до 250 кВ.

Квалифицированному коллективу конструкторов, исследователей, технологов головного завода объединения «Уралэлектротяжмаш» имени В. И. Ленина по плечу решение самых сложных научно-технических задач. Он творчески работает в научном содружестве со многими НИИ и вузами — ВЭИ, ВНИИЭлектромаш, МЭИ, УПИ, институтами СО и УНЦ АН СССР.

Совместно с ВЭИ созданы воздушные выключатели серии ВВ и ВНВ, в сотрудничестве с ВНИИЭлектромаш — бесщеточные системы возбуждения синхронных компенсаторов с водородным охлаждением. С институтами АН СССР ведутся работы по созданию униполярных машин на большие токи, в том числе сверхпроводниковых. Разработан униполярный генератор на 125 кА, 12 В. Для АЭС с самыми мощными в мире ядерными реакторами на тепловых и быстрых нейтронах созданы вертикальные сейсмостойкие асинхронные двухскоростные двигатели мощностью до 7100/2800 кВт для привода главных циркуляционных насосов. Для оборудования инверторной подстанции МГД генератора 500 МВт и электрофизических установок «Токамак» разрабатываются самые мощные в мире преобразовательные трансформаторы мощностью 80 МВ·А и другие не менее сложные изделия.

О высоком уровне творческого потенциала коллектива ПО «Уралэлектротяжмаш» свидетельствует также то, что он участвует как соисполнитель в шести целевых комплексных научно-технических программах и в пяти программах по решению важнейших научно-технических проблем в XI пятилетке.

За научно-технические и производственные достижения завод «Уралэлектротяжмаш» имени В. И. Ленина награжден орденами Ленина и Трудового Красного Знамени.



Уважаемый читатель!

18—19 сентября 1984 г. в Казани состоится Всесоюзная научно-техническая конференция «Пути экономии и повышения эффективности использования электроэнергии в системах электроснабжения промышленности и транспорта».

Конференцию проводят: Татарский обком КПСС, Государственный комитет СССР по науке и технике, Министерство высшего и среднего специального образования СССР, Московский энергетический институт, Казанский филиал Московского энергетического института, Минэлектротехпром СССР, Минэнерго СССР.

На конференции предусматривается работа следующих секций:

1. Теоретические исследования путей экономии и повышения эффективности использования электроэнергии.
2. Экономия электроэнергии в электрических системах.
3. Экономия электроэнергии в электроприводе
4. Экономия электроэнергии на электрическом транспорте
5. Экономия электроэнергии на промышленных предприятиях
6. Экономия электроэнергии в системах электроснабжения городов
7. Экономия электроэнергии в сельском хозяйстве

В рамках конференции Оргкомитетом намечено провести читательскую конференцию журнала «Электричество»

Председатель Оргкомитета, доктор техн. наук проф. ШЕВЧЕНКО В. В.

Дубровина И. В., Лялик Г. Н., Шлимович В. Д. Экспресс-метод оптимизации аварийного резерва мощности в сложных энергообъединениях	1
Левина Л. С., Львов Ю. Н., Ступель А. И., Чернова Ю. Р. Усовершенствование волнового метода расчета переходных электромагнитных процессов в электрических системах	6
Антонов Б. М., Лабунцов В. А., Случанко Е. И. Приближенный метод исследования переходных процессов в сложных преобразовательных системах	11
Лытаев Р. А., Севрюгов А. В. Типовые испытания высоковольтных тиристорных вентилей электропередач и вставок постоянного тока	16
Косарев Б. И., Косолапов Г. Н., Кушнир А. И. Эффективность использования рельсовых путей как элемента системы грозозащиты устройств железнодорожного электроснабжения в зонах вечной мерзлоты	21
Коген-Далин В. В., Курбатов П. А. Расчет сложных систем с постоянными магнитами	26
Месенжник Я. З., Осягин А. А. Влияние технологических и эксплуатационных факторов на характеристики силовых кабелей для нефтедобычи	31
Ильинский Н. Ф., Ипатенко В. Н. Тепловые модели электродвигателей в неноминальных циклических режимах	37
Козырев С. К. Оптимизация скоростных режимов электроприводов со сложными графиками движения	41
Валиев М. М., Каганов З. Г. Расчет статического поля, создаваемого в ферромагнитном массиве приставным намагничивающим устройством	45
Волович Г. И. Коррекция динамических характеристик вентильных преобразователей	50

СООБЩЕНИЯ

Бросмани Э., Строев В. А., Хачатурова Е. А. Демпфирование малых низкочастотных колебаний в сложных электроэнергетических системах с помощью АРВ сильного действия	55
Гуревич Ю. Е., Либова Л. Е. Характеристики нагрузки по напряжению на длительных интервалах времени	58
Гордеев В. И., Демура А. В. Учет информации об электрических нагрузках при расчете потерь электроэнергии	61
Джуварлы Ч. М., Муфид-заде Н. А., Гюлабов Г. М. Влияние рабочего напряжения на перенапряжения в автотрансформаторах при срабатывании вентильных разрядников	63
Чуйков С. Ф., Кайдаш А. И., Фридман Г. Б. Анализ и расчет теплового режима и циклоустойкости тиристоров при повторно-кратковременных нагрузках	64
Набиев М. А., Азизов Б. М., Мамедов Ф. И. Метод расчета коэрцитивной силы ферромагнитных материалов	68
Гордон И. А., Гофман Г. Б. Метод решения уравнений электромагнитного поля в торцевой зоне турбогенераторов	70
Луковников В. И., Зиновьев Г. Г., Аристов А. В. Точность управления асинхронными электродвигателями колебательного движения	72

БИБЛИОГРАФИЯ	77
------------------------	----

ХРОНИКА	78
-------------------	----

CONTENTS

Dubrovina I. V., Lyalik G. N., Shlimovitch V. D. — A Fast Method for Optimizing Emergency Reserve Capacity in Large Power Pools	1
Levina L. S., Lvov U. N., Stupel A. I., Chernova U. R. — An Improved Travelling Wave Method for Calculating Electromagnetic Transients on Power Systems	6
Antonov B. M., Labuntsov V. A., Sluchanko E. I. — An Approximate Method for Transient Analysis of Complex Converter Systems	11
Lityayev R. A., Sevriugov A. V. — Standard Tests on HV Thyristors for D. C. Transmission Systems and Ties	16
Kosarev B. I., Kosolapov G. N., Kushnir A. I. — The Effectiveness of Employing Rails As an Element in Lightning Protection Systems for Railway Power Supply Apparatus in Permafrost Regions	21
Kogen-Dalin V. V., Kurbatov P. A. — Design of Complex Systems With Permanent Magnets	26
Mesenzhnik J. Z., Osyagin A. A. — How Technological and Servicing Factors Influence the Characteristics of Power Cables for Oil Production	31
Ilyinski N. F., Ipatenko V. N. — Heat Models for Electric Motors Subjected to Non-Standard Duty-Cyclic Operation	37
Kozirev S. K. — Optimization of Accelerated Duty for Electric Drives Having Complex Movement Charts	41
Valiyev M. M., Kaganov Z. G. — Calculation of the Static Field Created in a Massive Ferromagnetic Medium By an Attached Magnetizing Device	45
Volovitch G. I. — Correction of the Dynamic Characteristics of Electronic Converters	50

REPORTS

Brosmann E., Stroyev V. A., Khachaturova E. A. — Damping of Small Low-Frequency Oscillations in Large Power Systems By Means of Derivative-Type Automatic Field Control	55
Gurevitch U. E., Libova L. E. — Voltage-Dependent Load Characteristics for Long Time Intervals	58
Gordeyev V. I., Demura A. V. — Accounting for Electric Load Data in Calculating Energy Losses	61
Dzhuvarly C. M., Mufid-zade N. A., Giulabov G. M. — How the Working Voltage Influences Overvoltages on Auto-transformers for Operation of Valve-Type Arresters	63
Chuikov S. F., Kaidash A. I., Friedman G. B. — Analysis and Computation of Heating Conditions and Withstand of Thyristors for Intermittent Duty	64
Nabiyev M. A., Azizov B. M., Mamedov F. I. — A Method for Calculating the Coercive Force of Ferromagnetic Materials	68
Gordon I. A., Gofman G. B. — A Method for Solving the Equations of the Electromagnetic Field at the End-Turns of Turbogenerators	70
Lukovnikov V. I., Zinoviev G. G., Aristov A. V. — Control Accuracy for Oscillatory Motion Induction Motors	72
BIBLIOGRAPHY	77
CHRONICLE	78

- УДК 621.311.016.2.001.24
Экспресс-метод оптимизации аварийного резерва мощности в сложных энергообъединениях. Дубровина И. В., Лялик Г. Н., Шлимович В. Д. — «Электричество», 1984, № 7.
Рассмотрена обобщенная методика комплексной оптимизации аварийного резерва мощности и пропускной способности системообразующих связей для сложных многоузловых объединений энергосистем, в том числе с замкнутыми контурами. Библ. 5.
- УДК 621.311.018.782.3.001.21
Усовершенствование волнового метода расчета переходных электромагнитных процессов в электрических системах. Левина Л. С., Львов Ю. Н., Ступель А. И., Чернова Ю. Р. — «Электричество», 1984, № 7.
Дан анализ источников погрешности волнового метода расчета. Предложены пути дальнейшего совершенствования этого метода с целью повышения точности расчетов на основе точных разностных уравнений при любой величине шага расчета. Библ. 4.
- УДК 621.314.1.018.782.3.001.24
Приближенный метод исследования переходных процессов в сложных преобразовательных системах. Антонов Б. М., Лабунцов В. А., Случанко Е. И. — «Электричество», 1984, № 7.
Для понижения порядка дифференциальных уравнений, решаемых при исследовании переходных процессов в сложных преобразовательных системах, предложен метод, основанный на решении интегральной свертки, полученной по методу узловых напряжений для операторной схемы замещения системы, с помощью формул численного интегрирования. Приведены аналитические выражения, описывающие переходные процессы тока и напряжения в системе, состоящей из n взаимосвязанных по цепи постоянного тока ведомых сетью инверторов с продольной емкостной компенсацией реактивной мощности или без нее. Дано сопоставление расчетов данных по предложенному методу с результатами экспериментов на физической модели. Библ. 8.
- УДК 621.314.632.027.3
Типовые испытания высоковольтных тиристорных вентилей электропередач и вставок постоянного тока. Лытаев Р. А., Севрюгов А. В. — «Электричество», 1984, № 7.
Изложена методика проведения типовых испытаний высоковольтных тиристорных вентилей (ВТР) на специальном стенде натуральных испытаний оборудования электропередач постоянного тока. Рассмотрены объем и методика проведения высоковольтных статических и импульсных испытаний, режимная часть типовых испытаний и испытаний ВТР на надежность. Библ. 5.
- УДК 621.352.3:316.99.08
Эффективность использования рельсовых путей как элемента системы грозозащиты устройств железнодорожного электроснабжения в зонах вечной мерзлоты. Косарев Б. И., Косолапов Г. Н., Кушнир А. И. — «Электричество», 1984, № 7.
Исследовано распространение импульсов грозовых перенапряжений вдоль рельсового пути и оценена надежность работы устройств грозозащиты, использующих его в качестве естественного заземлителя. Библ. 9.
- УДК 538.26.001.24
Расчет сложных систем с постоянными магнитами. Коген - Далин В. В., Курбатов П. А. — «Электричество», 1984, № 7.
Описан метод расчета на ЭВМ трехмерных многоэлементных систем с постоянными магнитами и магнитной арматурой из материалов с нелинейными характеристиками, в основу которого положены интегральные уравнения магнитостатического поля. Разработан итерационный вычислительный алгоритм, обладающий хорошей сходимостью, слабо зависящей от вида магнитной характеристики и расположения на ней рабочего участка. Рассмотрены вопросы математического описания поверхности сложных магнитных систем и численного расчета интегральных операторов. Приводятся примеры расчета, иллюстрирующие возможности предлагаемого метода. Библ. 12.
- УДК [621.315.222:621.315.616.9]:622.323
Влияние технологических и эксплуатационных факторов на характеристики силовых кабелей для нефтедобычи. Месенжик Я. З., Осягин А. А. — «Электричество», 1984, № 7.
Влияние технологических факторов определялось методом восьми-факторного дисперсионного анализа. По результатам исследований построены модели для электрического сопротивления и $\lg \delta$ изоляции. Из эксплуатационных факторов особо выделены температура, давление и агрессивные компоненты скважинных сред. Рассмотрен процесс растрескивания полиэтиленовой изоляции в воде и растворе поверхностно-активных веществ при воздействии температуры и электрического напряжения. Выявлены изменение продольной герметичности кабеля после старения изоляции, а также влияние коррозии брони на работоспособность кабелей. Библ. 11.
- УДК 62-83-52.075 8
Тепловые модели электродвигателей в неноминальных циклических режимах. Ильинский Н. Ф., Ипатенко В. Н. — «Электричество», 1984, № 7.
Показано, что эффективной формой тепловых моделей электродвигателей, работающих в неноминальных циклических режимах, могут служить уравнения регрессии, построенные в результате направленных тепловых испытаний двигателей и связывающие характерные тепловые показатели с основными признаками воздействий по механическому и электрическому входам.
Приведены примеры тепловых моделей, указаны возможности получения обобщенных моделей. Отмечена перспективность использования рассмотренного типа тепловых моделей в САПР электропривода. Библ. 8.
- УДК 62-83:621.771.2
Оптимизация скоростных режимов электроприводов со сложными графиками движения. Козырев С. К. — «Электричество», 1984, № 7.
Рассмотрены оптимальные скоростные режимы электроприводов механизмов циклического действия, которые в течение одного цикла могут работать с разнообразными графиками скорости. Введено понятие предельной тахограммы и проанализированы способы воздействия на тахограмму с целью снижения нагрева двигателя. Предложен критерий, позволяющий сравнивать эффективность различных способов и найдены аналитические выражения для этого критерия.
Разработан алгоритм расчета оптимальных скоростных режимов, позволяющий обеспечить минимальное время цикла при заданном значении электрических потерь в якорной цепи двигателя. Библ. 4.
- УДК 621.3.013.22.001.24
Расчет стационарного поля создаваемого в ферромагнитном массиве приставным намагничивающим устройством. — Валиев М. М., Каганов З. Г. — «Электричество», 1984, № 7.
Рассматривается решение уравнения Лапласа для скалярного магнитного потенциала в трехмерном нелинейном ферромагнитном массиве. Решение найдено через функцию Грина. Для линейного случая выводится строгое решение, для нелинейной задачи решение найдено с помощью итерационной процедуры. Приведены результаты ряда расчетов, сопоставленные с экспериментальными данными других авторов. Библ. 8.
- УДК 621.314.6
Коррекция динамических характеристик вентильных преобразователей. Волович Г. И. — «Электричество», 1984, № 7.
Предложен метод синтеза корректирующих цепей, обеспечивающих вентильному преобразователю (ВП) с нагрузкой высокого порядка заданные динамические характеристики. Синтез цепей коррекции базируется на частотных методах с использованием w -преобразования. Рассмотрен случай синтеза цепей коррекции, обеспечивающей заданные запасы устойчивости ВП с асинхронной системой управления в режиме непрерывного тока. Приведены числовой пример и схема корректирующей цепи, обеспечивающей требуемые запасы устойчивости по фазе, а также способ ее включения. Библ. 7.
- УДК 621.311.016.351.001.24
Демпфирование малых низкочастотных колебаний в сложных электроэнергетических системах с помощью АРВ сильного действия. Бросмани Э., Строев В. А., Хачатурова Е. А. — «Электричество», 1984, № 7.
Рассмотрена методика определения электростанций системы, на генераторах которых целесообразно устанавливать АРВ сильного действия для демпфирования низкочастотных колебаний. В основу методики положен расчет коэффициентов чувствительности вещественных частей корней характеристического уравнения к изменению коэффициентов стабилизации АРВ. Библ. 13.
- УДК 621.311.016.3.001.24
Характеристики нагрузки по напряжению на длительных интервалах времени. Гуревич Ю. Е., Либова Л. Е. — «Электричество», 1984, № 7.
Приведено описание нагрузки в расчетах установившихся режимов в зависимости от длительности существования режима. Показано влияние регулирования напряжения в распределительных сетях и адаптации потребителей на параметры нагрузок. Описаны способы экспериментального и расчетного определения характеристик нагрузок с учетом регулирования напряжения трансформаторов, входящих в узел нагрузки. Библ. 7.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Бертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Евсеев Б. Н. (зам. главного редактора), Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ильинский Н. Ф., Комельков В. С., Костенко М. В., Лабунцов В. А., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Лизунов С. Д., Мамиконянц Л. Г. (главный редактор), Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нетушил А. В., Сабинин Ю. А., Слежановский О. В., Соловьев С. А., Тареев Б. М., Тиходеев Н. Н., Толстов Ю. Г., Федосеев А. М., Шакарян Ю. Г., Шаталов А. С., Шилин Н. В.

Научные редакторы: А. Б. Желдыбин, Б. Д. Макашкин

Адреса редакции: 103012, Москва, К-12, Б. Черкасский пер., 2/10, Телефон 924-24-80

101000, Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648

Адрес для телеграмм: МОСКВА, 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Н. Н. Хотулева

Сдано в набор 21.05.84. Подписано в печать 25.07.84. Т-13488 Формат 60×90¹/₁₆ Печать высокая
Усл. печ. л. 10 Усл. кр.-отт. 10,5 Уч.-изд. л. 12,95 Тираж 5626 Заказ 1360

Энергоатомиздат, 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10
Ордена Трудового Красного Знамени Чеховский полиграфический комбинат ВО «Союзполиграфпром» Государственного комитета СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли, г. Чехов Московской области