

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

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

(Из Призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1975 года)

1975



ИЗДАТЕЛЬСТВО • ЭНЕРГИЯ •

5

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

5
1975
МАЙ

ОРГАН АКАДЕМИИ НАУК СССР, ГОСУДАРСТВЕННОГО КОМИТЕТА
СОВЕТА МИНИСТРОВ СССР ПО НАУКЕ И ТЕХНИКЕ, ЦП НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОГО ОБЩЕСТВА ЭНЕРГЕТИКИ
И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

*Пусть вечно живет в памяти на-
родов беспримерный подвиг советских
воинов, партизан и подпольщиков,
тружеников тыла, одержавших все-
мирно-историческую победу в Вели-
кой Отечественной войне!*

*Вечная слава героям, павшим в
борьбе за честь, свободу и независи-
мость нашей социалистической Ро-
дины!*

(Из Призывов ЦК КПСС к 1 мая 1975 года)

Исполнилось 30 лет со дня победоносного завершения Великой Отечественной войны.

День Победы навсегда вошел в историю нашего государства и все-го человечества как итог беспримерного подвига советского народа — творца победы над фашизмом. В этом подвиге слито воедино и величайшее мужество советских воинов, и самоотверженная работа тружеников тыла. Навсегда останется в памяти советских людей лозунг того времени «Все для фронта, все для Победы!».

Вместе со всем советским народом героически трудились и советские энергетики. С первых дней войны их главной задачей было бесперебойное электроснабжение оборонной промышленности и отраслей народного хозяйства, непосредственно связанных с обороной. Были разработаны специальные графики работ электростанций, создавались, где это было возможно, запасы топлива, сооружались укрытия и убежища для персонала, проводились большие работы по защите электростанций, подстанций и важнейших линий электропередачи.

2 апреля 1945 г. «Правда» писала: «Страна отмечает наградами передовой отряд энергетиков в момент, когда Красная Армия ведет упорные бои за полный и окончательный разгром гитлеровской Германии. В зарницах грядущей победы ярко сверкают и замечательные успехи советских энергетиков. Война явилась серьезным испытанием для нашего энергетического хозяйства — и оно выдержало его с честью».

Великая Отечественная война убедительно подтвердила преимущества социалистической экономики перед капиталистической. Научно-техническая мысль Советского Союза одержала яркую победу.

Отмечая вместе со всем советским народом 30-летие Победы над фашизмом, советские энергетики отдадут все свои силы новым трудовым победам в осуществлении электрификации страны.

Некоторые вопросы надежности электроэнергетических систем

Доктор техн. наук ВЕНИКОВ В. А., канд. техн. наук ПУТЯТИН Е. В.,
инж. ТУФАНОВ В. А., канд. техн. наук ФОКИН Ю. А.

Общие положения надежности. Электроэнергетические системы являются частью энергетических систем и имеют в основном те же специфические особенности надежности, что и последние. В то же время электроэнергетические системы, постоянно развиваясь и увеличиваясь в количественном отношении, приобретают качественно новые свойства больших кибернетически управляемых систем, рассматриваемых как подсистемы еще более сложной глобальной системы функционирования всего человеческого общества.

В настоящее время особую актуальность приобретают вопросы создания единой автоматизированной системы управления всей энергетикой, которая должна обеспечить необходимый уровень надежности не только в нормальных условиях, но и в аварийных ситуациях. При этом управление электроэнергетическими системами в условиях вероятностно-заданной исходной информации должно осуществляться с учетом характеристик реально протекающих процессов, а не с помощью программированных воздействий.

Одно из основных требований, которому должна удовлетворять электроэнергетическая система, состоит в необходимости обеспечивать качество электроэнергии, отпускаемой потребителям (значения напряжения, частота, бесперебойность и т. д.). Понятием качества характеризуются также процессы автоматического регулирования и управления, переходные электромеханические процессы и т. д. Качество электроэнергетической системы, рассматриваемое с учетом всех аспектов, является основным исходным понятием, на основе которого строятся более широкие понятия надежности и эффективности, т. е. можно сказать, что качество является первичной характеристикой системы, определенной на множестве, элементами которого являются требования, предъявляемые к электроэнергетической системе, вытекающие из ее назначения.

В соответствии с [Л. 1] можно принять, что надежность электроэнергетической системы есть свойство, заключающееся в сохранении во времени качества функционирования, при этом эксплуатационные характеристики (экономичность, рентабельность и т. п.) должны находиться в заданных пределах. Надежность системы можно рассматривать исходя из нормальных условий эксплуатации. Кроме того, следует выделить понятие живучести системы, определив его как способность системы не допускать такого развития аварии, которое затрагивало бы наиболее ответственные потребители, неподключенные к устройствам автоматической разгрузки.

Электроэнергетическая система, как сложная система, обладает специфическими особенностями, в силу которых отдельные понятия и характеристики надежности простейших систем являются для нее неподходящими. Надежность электроэнергетических систем зависит от надежности их элементов. Однако, являясь новым качественным образованием по сравнению с отдельными элементами, в нее

входящими, и обладая новыми свойствами, электроэнергетическая система не позволяет применять общепринятое понятие отказа, так как отказы отдельных элементов могут привести к снижению качества электроэнергии лишь у части потребителей. Кроме того, отказы отдельных элементов в системе могут компенсироваться резервами таким образом, что не произойдет снижения качества. В то же время система, все элементы которой в данный период времени находятся в работоспособном состоянии, может не выполнять всех требуемых от нее функций в случае неблагоприятного водного стока, дефицита топлива, внезапного увеличения нагрузки, из-за погодных условий и т. п., т. е. процесс функционирования сложных электроэнергетических систем должен характеризоваться более широкими понятиями и показателями, которые, естественно, должны основываться на категориях надежности и качества.

Такой характеристикой является эффективность, под которой следует понимать не только количественные показатели удовлетворения системой спроса на электроэнергию заданного качества, но и наибольшую эффективность использования вкладываемых средств при обоснованной эффективности применения средств автоматики. Иногда эффективностью оценивают только процесс функционирования системы. Один из количественных показателей такой эффективности может быть получен исходя из отпущенной потребителями электроэнергии. Поскольку в процессе работы на систему воздействуют случайные возмущения, то количество отпущенной потребителям электроэнергии в течение некоторого заданного промежутка времени будет величиной случайной.

Показатель эффективности функционирования системы может быть определен по формуле

$$\Phi = \frac{\mathcal{E}(T)}{\mathcal{E}(T) + \Delta\mathcal{E}(T)} = 1 - \frac{\Delta\mathcal{E}(T)}{\mathcal{E}(T) + \Delta\mathcal{E}(T)},$$

где $\mathcal{E}(T)$ — математическое ожидание электрической энергии требуемого качества, полученной потребителями системы за период T ; $\Delta\mathcal{E}(T)$ — математические ожидания недоотпущенной электроэнергии и энергии низкого качества, поступившей потребителям за период T .

Этот показатель базируется на характеристиках надежности электроснабжения потребителей в отдельных узлах и легко может быть получен как в условиях эксплуатации, так и в условиях проектирования электроэнергетических систем.

В методически единой проблеме надежности электроэнергетических систем можно выделить пять аспектов. В эти аспекты включается надежность:

- 1) прогнозирования и долгосрочного планирования развития;
- 2) проектных разработок оборудования и энергетических объектов, образующих системы определенной структуры;
- 3) эксплуатации систем в нормальных и аварийных режимах;
- 4) расчетов и экспериментов;

5) получения информации об энергосистемах.

Задачи надежности, как проектные, так и эксплуатационные, можно подразделить на оптимизационные (достижение оптимальной надежности в отношении расхода средств на увеличение надежности и ущербов, вызванных недостаточной надежностью, и проверочные, которые направлены на определение количественных показателей надежности.

Для оценки надежности нужно располагать ее количественными характеристиками (показателями), состав которых, равно как и способы определения, изучены еще недостаточно. Дальнейшие исследования в этом направлении должны способствовать установлению действительно объективных характеристик, учитывающих как технические, так и экономические условия проектирования, сооружения и эксплуатации электроэнергетических систем.

В технической литературе приводится большое число частных определений надежности и ее показателей. Определенное различие здесь оправдано, поскольку надежность необходимо рассматривать не вообще, а в ее модификациях применительно к конкретным системам и к конкретным условиям. Однако при очевидной необходимости установления согласованности и единообразия в терминах и основных положениях следует учитывать, что особенности энергетики, как науки и как специфической отрасли техники, не позволяют непосредственно переносить на энергетические системы понятия бесперебойности, надежности, живучести и качества работы (в установившихся и тем более переходных режимах), заимствованные из других отраслей технических наук, что иногда пытаются делать. Например, следует подчеркнуть, что не имеют никакого смысла часто упоминающиеся критерии надежности и качества переходных процессов, заимствованные из теории автоматического регулирования и переносимые на регулируемые электрические системы.

Мы исходим в нашей постановке задачи из положения, что энергетика является самостоятельной научной дисциплиной и основные понятия, равно как и терминология, отвечающая этим понятиям, должны специально разрабатываться, а не заимствоваться из других дисциплин. В частности, и все вопросы надежности, возникающие при проектировании и эксплуатации электрических систем, не могут быть сведены только к вероятному числу отключений элементов системы и отключений потребителей, равно как нельзя однозначно свести их и к определению экономических ущербов — понятие надежности шире и разнообразнее. Оно включает понятие качества, показатели (критерии) которого применительно к энергетической системе еще нуждаются в разработке и более точном определении. Однако можно утверждать, что они должны во всех случаях носить интегральный (комплексный) характер. Отдельные показатели, упоминавшиеся выше, должны применяться именно как показатели полезные только в частных случаях.

Наиболее часто встречающийся подход к надежности, основанный на определении вероятности безотказной работы системы в течение заданного

промежутка времени, также не может считаться полным. Теория надежности должна учитывать многочисленные статистические факторы, проявляющиеся в электрической системе и определяющие условия ее функционирования. Одна и та же вероятность отказа будет иметь различное относительное значение в зависимости от режима работы системы, времени года, графиков нагрузок потребителей и т. д.

Недостаточная надежность энергетических систем приводит и к затратам весьма больших материальных средств на эксплуатацию и к ущербу от перерывов в электроснабжении потребителей. Если бы эти ущербы во всех текущих расчетах достаточно надежно и просто могли определяться в денежном выражении, то этот показатель был бы в ряде случаев основным, хотя и не универсальным. Однако невозможность надежного и простого определения ущербов (за некоторым исключением) привела к тому, что излишне широкое и часто совершенно не оправданное использование понятия ущерба при определении надежности может привести к многочисленным ошибкам. Кроме того, надежность электрических систем часто обуславливается социальными и другими важными факторами, которые принципиально не могут быть оценены в виде ущербов. Именно поэтому использование показателей ущерба оправдано в частных случаях и особенно при разработке нормативов надежности.

В настоящее время управление энергетическими системами должно включать применение вычислительных комплексов по обработке поступающей информации. Системы сбора информации, ее первичная обработка и передача в пункты управления должны осуществляться таким образом, чтобы достаточно надежно отражать реальные процессы в энергетических объектах. Построение процессов управления энергетическими системами с применением для этих целей автоматических устройств возможно при условии высоких показателей надежности работы всех средств управления, включая сюда и средства сбора и обработки информации.

При определении количественных оценок надежности (а также качества и эффективности) электроэнергетической системы необходимо выбрать метод исследования. При всем многообразии возможных методов исследования существует единая методологическая основа, состоящая в использовании математического аппарата статистики и теории вероятностей. Однако на уровне принятия решений необходимо соблюдать осторожность и критически относиться к широким формализованным подходам. Сюда следует отнести также вопросы прогнозирования, связанные с деятельностью людей и т. п., где вероятностно-статистические методы могут применяться с оговорками при наличии должного научного обоснования. В этих случаях, видимо, предпочтение следует отдать методам экспертных оценок, а не математически формализованным методам.

Число проявляющихся в электрических системах случайных факторов чрезвычайно велико, и при построении математической модели системы не следует стремиться к возможно полному учету всех этих факторов. Модель должна быть достаточно

простой и адекватной поставленной задаче исследования, она должна учитывать только наиболее существенные факторы. В ряде случаев уточнение математической модели оказывается менее целесообразным, чем повторение расчетов при статистической вариации параметров.

В настоящее время существует большое число методов расчета показателей надежности (качества, эффективности) электроэнергетических систем, которые отличаются видом определяемых показателей, принимаемыми допущениями, используемыми математическими средствами и т. п. Это большое разнообразие методов вывилось следствием широкого круга исследовательских и практических задач. Например, один класс задач относится к оценке схемной надежности, выбору оптимальной структуры системы и т. п., к другому классу задач могут быть отнесены задачи надежности функционирования электрических систем в установившихся и переходных режимах (процессах) и систем их автоматического управления. Однако, несмотря на все многообразие решаемых задач, в каждой из них можно выделить в более или менее явном виде два самостоятельных этапа:

1) расчет вероятностных характеристик рассматриваемого состояния или режима системы;

2) анализ возможных состояний или режимов системы и определение по условиям решаемой задачи отказовых состояний. На этом этапе проводится серия детерминированных расчетов потоко-распределения, устойчивости и т. д.

Расчеты характеристик состояния системы на первом этапе могут быть выполнены аналитическими методами (основные теоремы теории вероятностей, интегродифференциальные уравнения и аппарат теории марковских процессов) или численными методами (метод статистического моделирования). В настоящее время аналитические методы основываются на представлении потоков возмущений (отказов и восстановлений элементов) в виде простейших пуассоновских процессов.

Сравнительный анализ методов аналитических и статистического моделирования был проведен в США при расчете показателей надежности системы электроснабжения, содержащей 19 элементов [Л. 2]. Затраты машинного времени (IBM 360/65) при одинаковой точности результата составили:

а) по методу, основанному на использовании аппарата марковских процессов, — 4 мин;

б) по методу статистического моделирования — 79 мин.

На втором этапе успешно могут быть использованы методы алгебры логики, аппарат теории направленных и ненаправленных графов, эквивалентное структурное преобразование. Эти методы основываются на существенной идеализации функциональной взаимосвязи между элементами системы (структуры), с которой необходимо считаться, если расчет вероятностных характеристик состояний системы строится на взаимосвязи основных теорем теории вероятностей и математической логики.

В задачах надежности сложных систем следует особо выделить проблему размерности. Она непосредственно зависит от числа и элементов системы и обусловлена используемым расчетным методом

и полнотой модели. Значимость этой проблемы усиливается необходимостью расчетов систем все возрастающей сложности, чрезвычайной даже для возможностей современных ЦВМ.

При определении количественных показателей живучести электрических систем необходимо располагать вероятностными характеристиками параметров, определяющих переходные электромеханические процессы. Математические методы определения таких характеристик должны качественно отличаться от методов исследования переходных электромеханических процессов в детерминированно-определенных системах. Основное отличие состоит в том, что уравнения, описывающие процессы в системах, должны содержать не физические величины, а их вероятностные характеристики (в общем случае функции распределения). Создание таких математических моделей явится наиболее полным и открывающим широкие перспективы решением проблемы расчета процессов в стохастически-определенных электрических системах.

В настоящее время существуют различные методы определения вероятностных характеристик переходных электромеханических процессов. Условно эти методы могут быть подразделены на методы:

1) моделирования;

2) аналитические;

3) планирования экспериментов;

4) анализа аварийных ситуаций.

Методы моделирования, такие как постановка экспериментов на физических моделях с последующей обработкой получаемых статистических данных и статистическое моделирование на ЦВМ случайных параметров (метод Монте-Карло), в настоящее время наиболее разработаны. Эти методы дают возможность получать важные научные и практические результаты. Так, метод статистического моделирования позволяет рассматривать относительно сложные электрические системы и учитывать совокупности проявляющихся в них случайных факторов. Однако этому методу, как и любому другому численному методу, свойственны такие недостатки, как частный характер получаемых результатов и большой объем вычислительной работы. Эти недостатки могут быть преодолены путем использования уравнений, позволяющих устанавливать функциональные связи между «входными» случайными параметрами и «выходными» параметрами (относительными углами роторов генераторов), описывающими переходные электромеханические процессы.

Осуществляя функциональное преобразование случайных параметров в соответствии с аналитическими зависимостями между воздействующими на электрические системы случайными параметрами и параметрами, описывающими переходные процессы, можно получить необходимые вероятностные характеристики. Этот метод в приведенном выше подразделении условно назван аналитическим.

Метод планирования экспериментов, относящийся к классу численных методов, дает возможность, осуществляя планомерное варьирование случайных параметров, оценить в форме уравнений регрессии влияние этих параметров на результаты расчетов.

Под анализом аварийных ситуаций имеется в виду подразделение множества возможных аварийных ситуаций на два непересекающихся подмножества, соответствующих устойчивым и неустойчивым переходным процессам. Вероятность сохранения устойчивости системы определяется как вероятность попадания исходных условий в соответствующее подмножество. Такой подход может быть полезным при решении некоторых вопросов надежности, однако он неудовлетворителен для тех условий, когда требуется знать вероятностные характеристики параметров, описывающих переходные процессы во времени.

Ниже излагаются некоторые конкурирующие методы определения вероятностных характеристик состояний электрической системы, определение показателей надежности сложных систем электроснабжения на основе структурного анализа сложных схем, аналитический метод определения вероятностных характеристик переходных электро механических процессов в сложных электрических системах.

Свойства потоков отказов элементов и методы определения вероятностных характеристик состояний системы. Наиболее полной вероятностной моделью функционирования элемента (системы) на последовательностях временных интервалов является случайный процесс (поток событий). Поток отказов восстанавливаемого элемента является ординарным, и его мгновенный параметр¹ может быть определен из следующих соотношений [Л. 3]:

$$\omega(t) = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{\Omega(t, t + \Delta t)}{\Delta t} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{\sum_{k=1}^{\infty} k P_k(t, t + \Delta t)}{\Delta t} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{P_1(t, t + \Delta t)}{\Delta t},$$

где $\Omega(t, t + \Delta t)$ — среднее число событий (отказов) на промежутке $(t, t + \Delta t)$; $P_k(t, t + \Delta t)$ — вероятность появления на промежутке $(t, t + \Delta t)$ равно k отказов ($k = 1, 2, \dots$).

Из этих соотношений следует, что величина $\omega(t, t + \Delta t)$ численно равна математическому ожиданию числа событий (отказов) на промежутке $(t, t + \Delta t)$.

Существует другой подход к определению рассматриваемой характеристики. Так как на отрезке $(t, t + \Delta t)$ потенциально может произойти любой по порядку ($k = 1, 2, 3, \dots$) отказ, то функция $\omega(t)$ теоретически определится как сумма плотностей распределения промежутков времени между началом отсчета и наступлением n -го по порядку отказа:

$$\omega(t) = \sum_{k=1}^{\infty} f_k(t).$$

Иногда функцию $\omega(t)$ называют средней частотой отказов. Она представляет собой безусловную

¹ На практике обычно определяют не мгновенное значение параметра, а его среднее значение $\bar{\omega}(t, \Delta t)$ на конечном интервале $(t, t + \Delta t)$. Известная формула для определения удельной повреждаемости с учетом действительного срока эксплуатации элементов как раз и позволяет определить характеристику $\bar{\omega}(t, \Delta t)$.

вероятность отказа на промежутке $(t, t + \Delta t)$ и отличается от опасности отказа $\lambda(t)$, которая является условной вероятностью отказа в единицу времени при условии, что до момента t отказа не было. Во многих публикациях по надежности в электроэнергетике эти две характеристики не разделяются (см. например, [Л. 4, 5]), что в случае неэкспоненциальных моделей может привести к серьезным ошибкам.

Независимость от предыстории работы элемента (системы) и простота получения ее статистической оценки соответствуют ее положению — основной расчетной характеристике восстанавливаемых элементов. Это закреплено в нормативных материалах, и нет оснований менять это положение.

Когда оценки средней частоты отказов сосредоточены около одного постоянного уровня, то поток отказов может быть принят простейшим пуассоновским с неизменной экспоненциальной функцией распределения времени между отказами. Для этого потока безусловная и условная вероятности отказов за единицу времени равны и постоянны во времени, что не ставит принципиальных трудностей вероятностного характера при использовании любого из известных методов определения характеристик надежности систем.

Как показывают исследования, поток отказов (устойчивых повреждений) линий электропередачи и силовых трансформаторов в системах электроснабжения имеет значимый тренд, и параметр потока может быть аппроксимирован функцией вида $A + Be^{-t}$ [Л. 6]. Такое поведение функции $\omega(t)$ определяется повышенным количеством отказов в начальный период эксплуатации 2—10 лет. При расчетах надежности систем электроснабжения, кроме функции $\omega(t)$, требуется определить другие характеристики надежности элементов: опасность (интенсивность) отказов $\lambda(t)$, функцию распределения промежутка времени между k и $k+1$ отказами $F_{k+1}(t)$ и т. п. Необходимость в той или иной характеристике обусловлена выбранным методом расчета.

Переход к другим характеристикам невозможен без определенности по отношению к невыясненному до сих пор свойству — последствию. Здесь имеются трудности, которые во многих работах по надежности в электроэнергетике не получили правильного решения. Эти трудности в первую очередь связаны с недостаточным статистическим материалом, который обычно представляет выборку различных состояний переменного числа процессов отказов элементов.

В этих условиях могут оказаться полезными разработанные в теории массового обслуживания гипотезы и отвечающие им идеализированные математические модели. В качестве таких гипотез можно принять:

1. Процесс с ограниченным последствием (процесс восстановления), у которого идентичны функции распределения интервалов между отказами, что возможно, если аварийный ремонт состоит в замене элемента новым или равноценен такой замене. В этом случае функции $F_k(t) = F_{k+1}(t)$ и

$\omega(t)$ связаны известным уравнением восстановления (интегральное уравнение Вольтерра второго рода с разностным ядром). Отметим, что именно такие процессы моделируются с помощью метода статистических испытаний в большинстве работ в настоящее время.

2. Нестационарный пуассоновский процесс, для которого $\omega(t) = \lambda(t)$, а $F_k(t)$ зависит от положения k -го отказа (t_k) на оси времени. В этом случае последствия нет, т. е. поведение элемента на интервале $(t_k + T)$ не зависит от его работы на интервале $(0, t_k)$, а аварийный ремонт не вносит ощутимого влияния на последующую работу элемента. Это справедливо для внезапных отказов, вызванных внешними факторами. При доминировании износовых отказов (старение изоляции) такой процесс возможен, если, например, ремонт восстанавливает изоляцию только в месте пробоя, а вся остальная изоляция остается на уровне достигнутых к данному моменту времени характеристик.

Для реальных процессов отказов элементов характерны свойства, присущие как первой, так и второй модели. Рассмотрим особенности получения вероятностных характеристик некоторого состояния системы, которое обусловлено отказами нескольких ее элементов, что позволяет представить их соединенными параллельно в смысле надежности.

При $\omega(t) = A + Be^{-\gamma t}$ в первой гипотезе функция распределения интервала времени между отказами элемента $F_k(t) = c_1 e^{-\lambda_1 t} + c_2 e^{-\lambda_2 t}$. Параметр потока данного вида отказов системы может быть получен следующим образом: сначала находится одним из известных методов функция распределения интервала времени до отказа системы $F^c(t)$, затем с помощью уравнения восстановления параметр потока отказов системы.

Если отказы элементов представляют нестационарный пуассоновский поток, то решением системы линейных дифференциальных уравнений находится функция распределения времени безотказной (по отношению к заданному состоянию) работы системы $p^c(t)$, а затем определяется $\omega^c(t) = -[p^c(t)]'/p^c(t)$. В рамках указанных преобразований применение этих гипотез дает одинаковые с точностью до погрешностей расчетов значения $\omega^c(t)$, что позволяет использовать в расчетах надежности оба подхода. Этот вывод имеет самостоятельное значение, но не является полным, так как сразу же возникает задача выбора наиболее простого и эффективного алгоритма расчета вероятностных характеристик.

При рассмотрении процесса с ограниченным последствием решение может быть получено, в частности, методом, основанным на использовании теории дискретных марковских процессов с непрерывным временем. Процессу восстановления с функцией распределения $F_k(t)$ была поставлена в соответствие марковская цепь с тремя состояниями, одно из которых псевдореальное рабочее [Л. 7]. После достижения этого состояния элемент отказывает с меньшей интенсивностью. На основе модели для элемента может быть сформирована марковская модель для исследуемого состояния системы. При учете наложения нерабочих состояний

только для двух (трех) элементов решение в случае марковской модели может быть получено на основе системы уравнений Чепмена — Колмогорова порядка не более, чем $2^3 - 3^3$.

В данном случае нецелесообразно получать решение дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами численными методами. Намного эффективнее использовать преобразование Лапласа с последующим решением системы линейных уравнений, в которой матрица соответствующих интенсивностей переходов представлена в базисе из собственных векторов, что значительно упрощает переход к оригиналам. Кроме того, в случае поглощающего отказового состояния такие числовые характеристики, как математические ожидания и дисперсии длительной безотказной работы системы, могут быть получены непосредственно по операторному выражению.

Такой подход в ряде приложений может оказаться эффективнее использования метода статистического моделирования, в частности, следует указать на задачи по получению эквивалентных характеристик надежности для группы элементов [Л. 8]. Как показывают расчеты, собственные числа, кроме наименьшего по модулю, с достаточно высокой степенью точности могут быть выражены через исходные интенсивности переходов в марковской цепи.

Отказы восстанавливаемых систем с резервированием отделены значительными промежутками времени, поэтому в потоке отказов последствие проявляется в меньшей мере, чем при отказах элементов. В этих условиях для определения показателя $\omega^c(t)$ нет необходимости использовать уравнение восстановления, решение которого усложняет алгоритм расчета, а можно принять $\omega^c(t) \approx \lambda^c(t)$. В случае второй гипотезы (нестационарный пуассоновский процесс отказов элементов) при использовании численных методов решения систем дифференциальных уравнений показатели надежности системы получаются ценой значительных затрат машинного времени, так как значение шага интегрирования при желаемой точности расчетов очень мало (10^{-3} — 10^{-5} лет). По этой причине вторая исходная модель не может быть рекомендована для практических расчетов.

В дополнение к указанной выше возможности использования стационарных марковских моделей для описания нестационарных потоков отказов следует указать еще некоторые пути их использования с целью наиболее простого учета действительного поведения элементов электроэнергетических систем.

При использовании цепей Маркова включение в рассмотрение дополнительных факторов — отключение элемента из-за перегрузки или потери устойчивости, развитие аварии — легко могут быть учтены соответствующим переходом в диаграмме состояний; исходная размерность задачи при этом не увеличивается. При использовании метода статистических испытаний эти дополнительные факторы потребовали бы дополнительных процедур и еще более ухудшили сходимость. Кроме того, при использовании цепей Маркова естественным образом получают характеристики надежности на

малых отрезках времени, что особенно важно для задач в их оперативной (режимной) постановке; при этом можно не учитывать нестационарность исходных потоков отказов элементов.

Следует указать на другие особенности исследования систем с неэкспоненциальными характеристиками функционирования. Использование асимптотических методов теории надежности, реализованное на достаточно полных моделях, в ряде случаев позволяет при анализе систем прийти к результатам, которые инвариантны к виду законов распределения временных интервалов, характеризующих поведение элементов, и определяются отношениями числовых характеристик указанных законов. Такой подход, с одной стороны, позволяет получить обоснованные упрощенные формулы для инженерных расчетов, с другой, — упростить статистическое моделирование. Применение полумарковских моделей в этих исследованиях, как это показано в [Л. 9], может быть эффективным аналитическим средством.

Надежность систем электроснабжения. Следует подчеркнуть, что системы электроснабжения промышленных предприятий и городов ввиду роста единичных мощностей их приемников энергии все более усложняются как с точки зрения схем соединений электрических сетей, так и режимов их работы. Обычные, ранее принятые, подходы к оценке надежности таких систем часто не приводят к сколько-нибудь приемлемым результатам ввиду большого размера задач и сложности формализации алгоритмов применительно к расчетам на ЦВМ.

Методы структурного анализа, позволяющие заменять исходную сложную схему эквивалентной параллельно-последовательной (сечения) или последовательно-параллельной (пути), в некоторой степени свободны от указанных недостатков и могут быть применены для характеристик систем электроснабжения при изучении их в наиболее общем виде. Оценивая надежность системы электроснабжения, можно реализовать два подхода.

Первый подход заключается в определении вероятности отказовых и безотказовых состояний схем относительно узлов нагрузки, выявляя одновременно такие показатели, как среднее время безотказной работы и аварий. Этими показателями можно пользоваться как нормативными или вводить их в технико-экономические расчеты, производимые при подсчетах ущербов от недоотпуска электроэнергии (с учетом того, что было сказано выше о применении расчетов по ущербам).

Второй подход может быть сведен к оценке надежности систем электроснабжения по некоторым упоминавшимся интегральным показателям, компонентами которых могут быть: вероятности безотказного состояния схемы относительно узлов, пропускная способность элементов, уровень напряжения в системе. Эти показатели могут быть приняты и применены и в тех условиях, когда возникают трудности экономической оценки ущерба от недоотпуска электроэнергии. Их можно рекомендовать и в случаях, когда исследуемые и сравниваемые варианты электроснабжения находятся в зоне экономической устойчивости. Достаточно высокая чувствительность этих критериев к изменению кон-

фигурации и параметров схемы является их преимуществом, обеспечивая определенные удобства для пользования.

Для любых видов расчета сложных систем большое значение имеет не только возможно большее приближение математического описания явления к действительности, но также разумные упрощения и доступность алгоритмизации методов. Указанная выше замена исходной сложной схемы эквивалентной расчетной на основе структурного анализа не является полностью адекватной в смысле анализа процессов отказов и распределения мощностей исходной.

Одной из важных задач является выявление возможности замены исходной схемы, эквивалентной для определения, в частности, показателей надежности и пропускной способности относительно узлов нагрузки с оценкой возникающих при этом погрешностей. Следует отметить, что в ряде случаев непосредственное применение методов структурного анализа осложняется тем, что системы электроснабжения являются схемами со многими входами и выходами (источниками питания и узлами нагрузки). В то же время схемы современных систем электроснабжения обладают достаточно большой избыточностью по надежности и отказы одного или нескольких элементов приводят в основном к дефициту мощности для потребителей. Полный перерыв весьма редкое явление. В этих условиях использование путей для оценки показателей надежности как основного способа (см. ниже) имеет некоторые преимущества по сравнению с использованием сечений, так как различные значения пропускной способности достаточно просто могут быть рассчитаны через различные сочетания путей между источником питания и рассматриваемым узлом нагрузки.

Определение путей можно выполнить различными способами, в частности, по матрице непосредственных путей [Л. 10], которая записывается по расчетной схеме, представленной в виде частично ориентированного графа, что обусловлено возможными направлениями потоков мощностей в элементах. Порядок матрицы зависит от числа узлов в схеме, поэтому в случае расчета надежности сетей сложных конфигураций для уменьшения размерности задачи целесообразно разделение схемы на несколько подсхем. Точки деления — обычно узловые подстанции с несколькими трансформациями.

Представляя совокупность путей в виде матрицы путей, в которой столбцы соответствуют элементам схемы, а строки — путям между источником и узлом нагрузки и, целенаправленно анализируя векторы — столбцы этой матрицы и их сечения (одноэлементные сечения, двухэлементные и т. д.) по числу входящих в них элементов, можно определить минимальные сечения. Например, если какой-либо элемент входит во все пути, то он является одноэлементным сечением.

Для исключения неминимальных сечений при анализе сечений с большим количеством элементов, не рассматриваются те сочетания, которые уже образовали минимальные сечения. В результате такого анализа исходная схема представляется эквивалентной последовательно-параллельной

(пути) или параллельно-последовательной (сечения). Но сечения и пути в общем случае являются зависимыми, так как одни и те же элементы могут входить в различные пути и сечения. Поэтому при использовании, например, теоремы о сумме совместимых событий для определения вероятности безотказной работы схемы относительно узла по путям или вероятности отказового состояния по сечениям в составляющих, учитывающих вероятность надежной работы нескольких путей или отказа нескольких сечений, каждый элемент должен учитываться только один раз, хотя он входит в несколько путей или сечений. Этим приемом обеспечивается идентичность результатов, полученных при расчете надежности исходных сложных схем и эквивалентных. Пренебрежение этим правилом, в частности, в определении вероятности безотказной работы по путям приводит к недопустимо большому погрешностям.

Кроме вероятности безотказной работы схемы относительно узла, может быть важно знать среднее время безотказной работы, среднее время восстановления и т. д. Применение для этой цели марковских процессов встречает серьезное затруднение вычислительного характера. Для приближенных расчетов можно снять эти затруднения, применяя модель совпадения отказов путей. Такая модель дает хорошие результаты при некоторых довольно часто встречающихся условиях работы систем электроснабжения.

Эти условия можно вкратце сформулировать в виде следующих трех пунктов:

а) времена безотказной работы T_p и восстановления T_v элемента подчиняются экспоненциальному закону распределения, при этом $T_p \gg T_v$;

б) в один и тот же момент времени вероятность возникновения отказов двух и более элементов ничтожно мала (ординарность потока);

в) вследствие избыточности по надежности среднее время безотказной работы системы гораздо больше среднего времени работы элементов, поэтому процессы и отказов и восстановления системы стационарные и пуассоновские.

При принятых предположениях узел нагрузки потеряет питание только в том случае, если во время восстановления любого i -го элемента (выводящего из работы r_i путей) откажут все остальные $(k-r_i)$ пути между узлами. Очевидно, необходимо рассмотреть столько таких гипотез, сколько элементов в схеме. Нетрудно показать, что эквивалентный параметр потока отказов системы при этой гипотезе

$$\lambda_{\Sigma i} = \lambda_i Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right),$$

где λ_i — интенсивность отказов i -го элемента;

$Q \left(\sum_{j=1}^{k-r_i} \Pi_j \right)$ — вероятность совпадения отказов

$(k-r_i)$ путей при i -й гипотезе. Эту вероятность целесообразно определять через минимальные сечения, полученные по одной и той же матрице путей,

Чем более значимое место занимает элемент в схеме, тем больше число путей r_i выходит из работы при его отказе. Результирующий поток отказов системы после рассмотрения всех гипотез

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

Соответствующее среднее время безотказной работы $\bar{T}_p = \lambda_{\Sigma}^{-1}$ и восстановления

$$\bar{T}_v = \lambda_{\Sigma}^{-1} Q \left(\sum_{j=1}^k \Pi_j \right).$$

Исследования точности указанной модели показали, что ее применение дает результаты, близкие к полученным при моделировании марковскими процессами, погрешности в наиболее неблагоприятных случаях не превышают 5%. Эта модель совпадения отказов путей позволяет также просто учесть влияние отключений элементов для профилактических ремонтов на показатели надежности сложных схем. Эти отключения целесообразно характеризовать потоком со средней периодичностью $T_{пр}$ и средней продолжительностью одного ремонта $\tau_{пр}$.

Результирующий поток отказов системы определяется как сумма двух потоков: потока отказов, происходящих во время восстановления послеаварийного отключения и потока отказов во время профилактических ремонтов элементов системы. При этом не учитываются наложения профилактических ремонтов одного на другой, и на аварийные ремонты. Вследствие избыточности по надежности в системах электроснабжения полные перерывы питания происходят относительно редко, чаще наблюдаются дефициты мощности из-за ограниченности пропускной способности элементов.

Ограничение пропускной способности элементов может быть обусловлено различными причинами, например, устойчивостью работы, нагревом, допустимыми потерями напряжения и т. д. Сочетание путей для построения ряда распределения значений пропускной способности значительно сокращает размерности задачи, так как из всех возможных сочетаний элементов рассматриваются только те, которые обеспечивают путь от источника до потребителя.

Для целей предварительной проектной оценки схемы можно использовать не ряд распределения пропускной способности схемы относительно узла, а некоторую условную величину, оценивающую максимальную, потенциально возможную пропускную способность схемы.

В сложной схеме, имеющей k путей от источника питания до узла, суммарная пропускная способность схемы относительно узла

$$S_{\Sigma i} = S_{n1} + S_{n2/1} + \dots + S_{nk/1, 2, \dots, k-1},$$

где S_{n1} — максимальная пропускная способность первого пути при учете отбора мощности в узлах; $S_{n2/1}$ — условная пропускная способность второго пути, вычисленная при условии, что первый путь полностью загружен. После загрузки пропускная

способность каждого i -го элемента первого пути изменяется.

Возможны случаи, когда путь не в состоянии обеспечить необходимую мощность транзитных узлов. Тогда необходимо соблюдать очередность при загрузке пути мощностями транзитных узлов от источника до конечного узла. Поэтому всегда можно найти такое количество начальных узлов, для которых путь может полностью обеспечить необходимую пропускную способность. Мощности для других узлов обеспечиваются другими путями. Исследования показали инвариантность выбора номера пути. Полученная таким образом максимальная пропускная способность является условной величиной, но она характеризует схему с технико-экономической точки зрения, так как в общем случае большая пропускная способность схемы возможна при больших экономических затратах на сеть.

Для сравнения вариантов электроснабжения в качестве одного из возможных показателей эффективности функционирования многоузловых схем можно предложить величину взвешенной по вероятности пропускной способности схемы относительно узла нагрузки:

$$H_i = S_{\Sigma i} P(A_i),$$

где $S_{\Sigma i}$ — максимально возможная пропускная способность схемы, когда все ее элементы в рабочем состоянии; $P(A_i)$ — вероятность безотказной работы схемы относительно i -го узла.

Для схемы в целом с m узлами эти величины целесообразно взвесить по значимости α_i нагрузки i -го узла в общей суммарной мощности потребителей:

$$H = \sum_{i=1}^m H_i \alpha_i.$$

Расчет значений H не предопределяет информации о конкретном распределении мощности в элементах схемы, что дает значительные упрощения в проектных расчетах при сравнении разных вариантов. При выборе вариантов электроснабжения групп потребителей в том случае, если сравниваемые схемы экономически примерно равноценны, предпочтение следует отдать той, для которой величина интегрального показателя наибольшая.

Как показывают расчеты, предложенный показатель (критерий) более чувствителен к изменению конфигурации схемы и ее параметрам по сравнению с приведенными затратами. Оценивая изменение показателя H_i схемы при отказовых состояниях отдельных элементов или их групп по отношению к исходному режиму (со всеми работающими элементами) легко количественно оценить степень значимости элементов в схеме и более объективно подойти к синтезу систем электроснабжения.

Вопросы надежности расчетов переходных электромеханических режимов. Одним из наиболее актуальных вопросов надежности сложных электрических систем является определение их способности сохранять устойчивость в переходных электромеханических процессах, вызванных большими случай-

ными возмущениями. О характере переходных электромеханических процессов судят по относительным движениям роторов генераторов [Л. 11], которые описываются нелинейными дифференциальными уравнениями. Особенностью дифференциальных уравнений является то, что для них в настоящее время не существует методов аналитического решения. Это обстоятельство приводит к существенным затруднениям при решении проблем, связанных с необходимостью определять переходные электромеханические процессы и их устойчивость в сложных электрических системах.

Отдельные генераторы или объединения генераторов в эквивалентные группы рассматриваются при анализе надежности как элементы. Отказы различных элементов, в том числе и генераторных, являются следствием действия на эти элементы различных внешних возмущений, изменений свойств самих элементов и связей между элементами. Как правило, возмущения и свойства элементов, режимы их работы и связи между элементами являются случайными. Отказы генераторных элементов определяются характеристиками больших случайных возмущений, режимами работы генераторов в моменты времени, непосредственно предшествующие появлению возмущений, режимами системы в целом и структурой связей между элементами системы, которая также является случайной.

Одни и те же возмущения при различных сопутствующих факторах могут вызывать нарушение устойчивости либо вызывать устойчивые переходные процессы.

Задача определения вероятностных характеристик переходных процессов в генераторных элементах может формулироваться следующим образом: известные из статистических наблюдений характеристики больших возмущений в электрических системах необходимо преобразовывать в характеристики относительных движений роторов генераторов и в характеристики нарушений устойчивости.

Характеристики надежности генераторных элементов могут быть получены непосредственно обработкой статистических данных о нарушениях динамической устойчивости. Такой подход позволяет получать необходимые характеристики надежности. Однако такие характеристики всегда являются частными, справедливыми только для тех конкретных условий работы электрических систем, при которых был собран статистический материал. Этот недостаток является весьма существенным, так как вследствие изменения структуры систем при их развитии, изменения режимов работы систем во время эксплуатации, полученные характеристики теряют достоверность. Кроме того, для решения многих задач требуется прогнозировать характеристики, что при существенных качественных изменениях в системах практически неосуществимо. Поэтому желательно максимально использовать возможности аналитического получения характеристик надежности. Аналитическое определение вероятностных характеристик относительных движений роторов генераторов рассмотрено в [Л. 12—14].

В приведенной выше классификации метод получения вероятностных характеристик переходных

электромеханических процессов и устойчивости назван аналитическим условно, так как он с одной стороны основывается на численном решении дифференциальных уравнений движения роторов генераторов, с другой — позволяет на каждом шаге интегрирования получать аналитические зависимости относительных углов роторов генераторов от исходных варьируемых (не обязательно случайных) параметров [Л. 12—14].

Установление аналитических соотношений между исходными варьируемыми параметрами, в которых отражаются действующие на электрические системы возмущения, и характеристиками переходных электромеханических процессов открывает широкие возможности получения достаточно общих результатов при решении проблем, таких как надежность, влияние исходной информации на выбор целесообразной точности расчетных методов и ряда других проблем.

Относительные движения роторов генераторов при неоднозначно заданных или варьируемых исходных параметрах можно представить в виде совокупности двух связанных движений — опорного и отклонения от опорного. Отклонение от опорного движения возникает вследствие отклонений варьируемых параметров от опорных значений. Если эти отклонения будут равны нулю, то не будет отклонений движений от опорных.

Опорные движения описываются известными нелинейными дифференциальными уравнениями, на которые не накладываются какие-либо ограничения, т. е. могут учитываться любые переходные электромагнитные процессы, любые регулирования возбуждения и скорости. Отклонения движений от опорных приближенно описываются линейными дифференциальными уравнениями с переменными коэффициентами, зависящими от решений нелинейных уравнений. Линейные уравнения позволяют установить аналитические зависимости между отклонениями исходных параметров от опорных и отклонениями относительных углов от опорных. Такие зависимости дают возможность весьма просто и как показали расчеты с небольшой погрешностью производить пересчеты характеристик переходных процессов при изменениях исходных условий.

Пример. Приведем преобразованные дифференциальные уравнения, описывающие относительные движения роторов генераторов в сложной электрической системе. Пусть в этой системе содержится k электростанций, переходные э. д. с. которых можно рассматривать постоянными при расчетах первых циклов качаний роторов генераторов. Мощности турбин будем полагать также постоянными. Все возмущения в электрической системе будем учитывать в изменениях значений собственных и взаимных проводимостей. Большие возмущения могут быть весьма разнообразными и, кроме того, могут появляться в различных точках системы. Следовательно, проводимости в аварийном режиме могут принимать различные значения (случайные) из некоторого интервала. Каждому набору значений проводимостей в аварийном режиме будет соответствовать определенный переходный процесс. Можно показать, что все множество возможных переходных процессов приближенно описывается совокупностью следующих уравнений:

$$T_{ji} \frac{d^2 \delta_i}{dt^2} = P_{0i} - E_i^2 \langle g_{ii} \rangle - \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq i}}^k E_i E_n \langle y_{in} \rangle \sin(\langle \delta_{in} \rangle - \langle \alpha_{in} \rangle);$$

$$T_{ji} \frac{d^2 \delta_i}{dt^2} = - \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq i}}^k A_{in}(t) \delta_{in} + \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq i}}^k A_{in}(t) \alpha_{in} - \sum_{\substack{n=1 \\ n \neq i}}^k B_{in}(t) y_{in} - C_i g_{ii},$$

где

$$A_{in}(t) = E_i E_n \langle y_{in} \rangle \cos(\langle \delta_{in} \rangle - \langle \alpha_{in} \rangle); \\ B_{in}(t) = E_i E_n \sin(\langle \delta_{in} \rangle - \langle \alpha_{in} \rangle); C_i = E_i^2, \\ i = 1, 2, \dots, k.$$

Эти уравнения получены непосредственной линеаризацией уравнений движения относительно отклонений параметров от опорных значений. При этом опорные параметры и отклонения от них рассматриваются как функции времени.

Первая система нелинейных уравнений определяет изменение во времени опорных углов роторов генераторов всех станций. Относительно опорных углов рассматривается рассеяние значений углов при случайных вариациях проводимостей. Под опорными значениями $\langle g_{ii} \rangle$, $\langle y_{in} \rangle$, $\langle \alpha_{in} \rangle$ понимаются значения, полученные при некоторых фиксированных величинах входных случайных параметров, также называемых опорными. Например, если в качестве входного параметра рассматривать расстояние, определяющее место возникновения короткого замыкания в системе, то удобно опорным считать расстояние, соответствующее приближенно средним значениям собственных и взаимных проводимостей.

Вторая система линейных уравнений с переменными коэффициентами описывает случайные отклонения углов от своих опорных значений. Аналитические выражения зависимостей коэффициентов от времени неизвестны, так как они определяются решением системы нелинейных уравнений, получаемым обычно при численном интегрировании.

Линейные уравнения приближенно описывают отклонения углов роторов генераторов от опорных углов. Поэтому для определения возможности использования этих уравнений в практических расчетах необходимо оценивать погрешности. Наибольшие погрешности могут быть вычислены путем сопоставления результатов расчетов, полученных с помощью линейных, уравнений с результатами, полученными обычными традиционными методами для наиболее неблагоприятных отклонений исходных параметров от опорных значений. Если собственные и взаимные проводимости рассматривать в виде случайных величин, что соответствует учету случайного характера начальных условий, то относительные движения роторов генераторов являются квазидетерминированными процессами, представляющими собой не случайные изменения во времени случайных величин. В этом случае вторую систему уравнений также удобно решать методом последовательных интервалов, получая для каждого интервала интегрирования аналитические зависимости централированных углов от исходных случайных параметров. Например, если случайным считается расстояние l , определяющее место возникновения короткого замыкания, то такие зависимости могут быть получены в виде многочленов второй степени:

$$\delta_{i(m)} = T_{i(m)}^{(0)} + T_{i(m)}^{(1)} l + T_{i(m)}^{(2)} l^2.$$

Приведенное выражение определяет случайный централированный угол i -й станции, соответствующий m -му интервалу интегрирования. Коэффициенты $T_{i(m)}^{(j)}$ ($j=0, 1, 2$) определяются по рекуррентным формулам. Функция $\delta_{i(m)}(l)$ представлена многочленом второй степени, поскольку активные составляющие собственных проводимостей $g_{ii}(l)$, взаимные проводимости $y_{ij}(l)$ и дополнительные углы $\alpha_{ij}(l)$ также определены в виде многочленов второй степени.

Аналитические зависимости проводимостей сложной системы от случайных величин получают путем проведения серии расчетов значений проводимостей при последовательном изменении случайной величины в области определения и последующей аппроксимацией результатов расчетов. Располагая относительно простыми аналитическими зависимостями углов роторов генераторов от входных случайных величин можно получить любые вероятностные характеристики углов, осуществляя

функциональное преобразование случайных величин, в соответствии с этими зависимостями.

Исчерпывающей вероятностной характеристикой квазидетерминированного относительного движения ротора генератора является его функция распределения в произвольном сечении. Сечение процесса удобно рассматривать в момент времени, соответствующий максимальному значению опорной функции $\langle \delta(t) \rangle$. Для решения некоторых задач можно ограничиться определением числовых характеристик переходного процесса. Интересно заметить, что изменение во времени средних квадратических отклонений углов для режимов, удаленных от предела устойчивости и предельных, существенно отличны. В первом случае среднее квадратическое отклонение с течением времени возрастает до некоторого максимального значения и затем убывает до относительно малой величины. Во втором случае происходит монотонное возрастание во времени среднего квадратического отклонения. Это явление может служить признаком приближения системы к предельному режиму.

В приведенных уравнениях, описывающих относительные движения роторов генераторов, случайными считались собственные и взаимные проводимости. Однако случайный характер может быть свойствен и ряду других параметров, входящих в уравнение движения. Если применительно к простейшей системе считать, что случайными величинами являются параметры b , P_0 , E'_0 и U_c , то уравнение, определяющее опорный угол (математическое ожидание), и случайные отклонения от них могут быть получены в виде:

$$\frac{T_J}{360f_0} \frac{d^2 \langle \delta \rangle}{dt^2} = \langle P_0 \rangle - \langle E'_0 \rangle \langle U_c \rangle \langle b \rangle \sin \langle \delta \rangle;$$

$$\frac{d^2 \delta}{dt^2} + A(t) \delta = -B(t) b - C(t) E'_0 - D(t) U_c + NP.$$

Переменные коэффициенты линеаризованного уравнения зависят от решения нелинейного уравнения и от опорных значений (математических ожиданий) входных параметров. Эти уравнения дают возможность получать зависимости централизованных углов от централизованных случайных параметров

$$\delta_{(n)} = -L_n^{(1)} b - L_n^{(2)} E'_0 - L_n^{(3)} U_c + L_n^{(4)} P_0.$$

Как и в предыдущем случае, коэффициенты $L_n^{(i)}$ определяются по рекуррентным формулам. Эти зависимости могут быть использованы при количественной оценке влияния различных случайных параметров на вероятностные характеристики переходных электрохимических процессов.

Если параметры считать детерминированными, то их централизованные величины будут равны нулю и второе уравнение вырождается. Остается нелинейное уравнение, по форме тождественное уравнению, описывающему переходные процессы в детерминированно-определенной системе.

Если возмущения или параметры необходимо рассматривать как случайные процессы, то задача определения достаточно полных вероятностных характеристик относительных углов роторов генераторов существенно усложняется. В качестве удовлетворительных характеристик могут использоваться корреляционные функции. Корреляционные функции относительных углов роторов генераторов могут быть определены путем применения операторов преобразования, соответствующих линеаризованным уравнениям движения к корреляционным функциям входных параметров.

В изложенном выше подходе рассматривалось определение условных вероятностных характеристик переходных электрохимических процессов в предположении, что в системе произошло большое возмущение. Факт появления большого возмущения является большей частью событием случайным, поэтому при определении показателей надежности электрических систем необходимо совместно рассматривать характеристики потоков больших случайных возмущений и вероятностные характеристики переходных электрохимических процессов, возникающих при появлении одного возмущения.

При появлении больших возмущений в сложных электрических системах наиболее интенсивные переходные электрохимические процессы носят локальный характер. Поэтому, с точки зрения упрощения расчетов, является оправданным выделение части системы, предназначенной для детального рассмотрения и эквивалентное представление оставшейся части системы. При этом в условиях вероятностно-определенной исходной информации возникает задача определения вероят-

ностных характеристик эквивалентных параметров. Возможность осуществления эквивалентных преобразований при определении вероятностных характеристик переходных электрохимических процессов должны определяться методами, принятыми при эквивалентировании детерминированно-определенных систем.

Выводы. 1. Применительно к сложным электроэнергетическим системам сформулированы понятия качества, надежности и эффективности функционирования и рассмотрены взаимосвязи между ними. Эти понятия основываются на общепринятых подходах к исследованию сложных систем. При этом выделено понятие живучести, которое определено как способность системы не допускать развития аварии при больших возмущениях.

2. При анализе надежности электроэнергетических систем необходимо критически подходить к использованию показателей ущерба от недоотпуска электроэнергии и к применению формализованных методов решения задач надежности. В некоторых случаях предпочтение следует отдавать методам экспертных оценок.

3. Рассмотрены возможные математические модели для расчетов надежности систем при нестационарных потоках отказов элементов с различными проявлениями свойства последствия и пути их реализации на ЦВМ. Относительно параметра потока исследуемых состояний системы эти модели приводят к идентичным результатам.

4. Показана возможность описания нестационарных потоков с помощью стационарной марковской модели, применение которых при рассмотрении ограниченной эволюции системы может успешно конкурировать со статистическим моделированием. Указаны дополнительные пути расширения возможностей использования марковских цепей и необходимость исследования возможностей получения асимптотических результатов, инвариантных к видам законов распределения, характеризующих функционирование элементов.

5. Для расчетов показателей надежности узлов нагрузки схем систем электроснабжения на основе методов структурного анализа разработана модель совпадения отказов путей. С помощью путей схемы может быть исследована ее потенциальная максимально возможная пропускная способность. Предложен интегральный показатель эффективности электроснабжения относительно узла нагрузки, учитывающий вероятность безотказной работы схемы, ее пропускную способность и уровень напряжения в узле схемы.

6. Вероятностные характеристики переходных электрохимических процессов в электрических системах и определяемые ими характеристики надежности при воздействиях больших возмущений могут быть определены в достаточно общем виде с помощью взаимосвязанных нелинейных и линейных с переменными коэффициентами дифференциальных уравнений движения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Надежность в технике. Термины. ГОСТ 13377-67. М., «Стандарты», 1973.
2. Abdelkader A., Guy J. D., Patton A. D. Evaluation and comparison of some methods for calculation generating system reliability.— «IEEE Transactions on PAS», 1970, vol. 89, № 4.

3. Рябинин И. Л. Основы теории и расчета надежности судовых электроэнергетических систем. Л., «Судостроение», 1971.
4. Гук Ю. Б., Лосев Э. А., Мясников А. В. Оценка надежности электроустановок. М., «Энергия», 1974.
5. Терминология по надежности в энергетике. Дискуссия.— «Электричество», 1974, № 1.
6. Туфанов В. А. Характеристики эксплуатационной надежности силовых трансформаторов 110 кв.— «Электричество», 1971, № 12.
7. Фокин Ю. А., Туфанов В. А., Чан-динь-Лонг. Модели отказов элементов, методы и критерии оценки надежности сложных схем систем электроснабжения.— В сб.: Доклады па III Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. Л., «Энергия», 1973.
8. Руденко Ю. Н., Федотова Г. А., Чельцов М. Б. К оценке длительностей интервалов между авариями объектов электрических систем.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1971, № 3.
9. Туфанов В. А. Асимптотическая устойчивость решения

- для групп отказов в резервированных системах с профилактикой.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1974, № 6.
10. Нечипоренко В. И. Структурный анализ и методы построения надежных схем. М., «Советское Радио», 1968.
11. Веников В. А. Переходные электромеханические процессы в электрических системах. М., «Высшая школа», 1970, 472 с.
12. Веников В. А., Путятин Е. В. Вероятностный подход к определению динамической устойчивости электрических систем.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 5.
13. Веников В. А., Путятин Е. В. Вероятностный подход к исследованию процессов в многосвязных электрических системах.— В сб.: Управление многосвязными системами, Материалы III Всесоюзного совещания по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., 1973, с. 97—99.
14. Веников В. А., Путятин Е. В. Переходные электромеханические процессы в сложных электрических системах при вариациях параметров.— «Труды Московского энергетического института. Электротехника», 1973, вып. 171, ч. II, с. 7—15. [6.4.1973]



УДК 621.315.1.019.3.001.24

Методика нормирования и расчета надежности режимов межсистемных электропередач¹

Канд. техн. наук КОПЫЛОВ И. Б., доктор техн. наук ХАЧАТУРОВ А. А.

ВНИИЭ

Основным требованием, предъявляемым к режиму работы межсистемных электропередач, является обеспечение параллельной работы связываемых энергосистем без нарушения устойчивости между ними. Режим межсистемной электропередачи является надежным, если параллельная работа сохраняется как при нормальных, так и при аварийных возмущениях в объединяемых энергосистемах, а также при изменениях состава передачи.

Нарушение режима межсистемной электропередачи может произойти вследствие превышения предела передаваемой мощности по условиям статической устойчивости, вследствие динамического наброса мощности, например, при отключении крупного блока в приемной части системы или мощного узла нагрузки в передающей части системы и т. п. Кроме этого, нарушение устойчивости может произойти вследствие раскачивания, вызванного асинхронным ходом в одной из частей энергосистемы. Последнее также является следствием нарушения нормального режима внутрисистемной электропередачи.

Для предотвращения нарушения устойчивости режим электропередачи устанавливается с определенным запасом. В практике эксплуатации и проектирования сейчас действуют «Основные положения и временные руководящие указания по определению устойчивости энергетических систем» [Л. 1], согласно которым допускаемое значение передачи мощности по межсистемной связи $P_{\text{доп}}$ определяется исходя из значения коэффициента запаса k_z , принимаемого для нормальных условий, эксплуатации, равным 20%:

$$P_{\text{доп}} \leq \frac{P_{\text{пр}} - \Delta P}{k_z + 100} 100 = 0,83 (P_{\text{пр}} - \Delta P), \quad (1)$$

¹ В порядке обсуждения.

где $P_{\text{пр}}$ — предел передаваемой мощности по условиям статической устойчивости; ΔP — значение нерегулярных колебаний мощности.

Однако принятый в [Л. 1] нормативный коэффициент запаса устойчивости не имеет четкого обоснования, поскольку он не учитывает ни режимные характеристики конкретной межсистемной связи, ни характеристики аварийности соединяемых систем, ни номинальные мощности наиболее крупных блоков системы, функцией которых является величина $P_{\text{доп}}$. Кроме того, при определении $P_{\text{доп}}$ по выражению (1) предполагается детерминированное задание значения нерегулярных колебаний мощности, в то время как известно, что эти колебания носят случайный характер и подчиняются вероятностным законам [Л. 2—5].

В рамках дальнейшего развития типовой методики [Л. 1] были предложены методы нормирования перетоков мощности, основанные на использовании статистической информации о значениях нерегулярных колебаний перетоков мощности по межсистемным связям [Л. 5 и 6]. В этих методах, разработанных применительно к слабым межсистемным связям, содержались предложения о нормировании не запасов устойчивости, а среднего времени безотказной работы передачи.

Эти разработки явились шагом вперед, однако и они имеют ряд недостатков, основным из которых является неучет одновременного существования в энергосистемах как минимум двух случайных процессов колебаний перетоков: нерегулярных колебаний и аварийных колебаний. Помимо этого, они не учитывают режимные характеристики исследуемых межсистемных электропередач и не приспособлены для учета действия различных видов автоматики, т. е. не применимы в условиях регулируемых энергосистем.

В некоторых публикациях предлагалось учитывать возможность появления аварийных выбросов в энергосистемах при оценке надежности межсистемных передач; рекомендовались другие показатели надежности режима, в частности, количество нарушения статистической, динамической устойчивости за определенный промежуток времени [Л. 7—9]. Однако эти предложения не были доведены до разработки практических методов расчета, не были свободны от указанных выше недостатков и не учитывали в своих исходных предпосылках экономические факторы, которые в основном и определяют целесообразность применения того или иного вида автоматики.

В статье излагается методика расчета надежности режимов межсистемных электропередач, учитывающая влияние наиболее существенных факторов, определяющих надежность режима (аварийных колебаний и нерегулярных колебаний) и вероятность одновременного их наложения. Причем в качестве нормируемого показателя надежности принимается число отказов, а не длительность превышения фактического перетока сверх $P_{пр}$, поскольку она не характеризует количество нарушений режима на расчетном интервале.

Нормирование перетоков мощности межсистемных связей при отсутствии устройств регулирования. Энергосистемы, не имеющие какого-либо вида автоматики (противоаварийной режимной или систем автоматического регулирования и ограничения перетоков мощности) условно будем называть нерегулируемыми. Пропускная способность межсистемных связей в нерегулируемых энергосистемах является одной из основных причин, ограничивающих ведение оптимального режима энергообъединений. Поэтому повышение их пропускных способностей позволит существенно повысить экономичность работы объединенных энергосистем.

В реальных условиях работы энергосистем действительная величина перетока мощности по межсистемной связи содержит плановую составляющую, задаваемую диспетчерским графиком на основании оптимизации режима работы энергообъединения, и внеплановую составляющую, значение которой определяется рядом случайных факторов. К ним в первую очередь относятся: возникновение аварийных ситуаций в электрической сети (отключение генерирующих источников, потребителей, линий электропередач и других элементов сети), наличие режимных технологических колебаний мощности потребителей и генерирующих источников и, наконец, ошибки в прогнозировании из-за случайного характера процесса потребления и выработки.

Анализ нарушений устойчивости межсистемных связей энергосистем при отсутствии автоматического управления в нормальных и аварийных режимах показывает, что эти факторы являются основной причиной нарушения устойчивости параллельной работы энергосистем.

Для исключения этого явления необходимо, чтобы по любой межсистемной связи выполнялось следующее условие:

$$P_{при} \geq P_{пл} + \Delta P_{ав}^{max} + \Delta P_{нр}^{max}, \quad (2)$$

где $P_{при}$ — предел передаваемой мощности i -й межсистемной связи по условиям статической устойчивости; $P_{пл}$ — плановая величина перетока мощности i -й межсистемной связи; $\Delta P_{ав}^{max}$ — максимально возможная величина изменения перетока мощности по i -й связи, обусловленная аварийными отключениями в электрической сети энергообъединения; $\Delta P_{нр}^{max}$ — максимально возможная величина нерегулярных колебаний перетока мощности по i -й межсистемной связи.

Выполнение неравенства (2) обеспечивает не только необходимые, но и достаточные условия для сохранения устойчивой параллельной работы энергосистем как по слабым межсистемным связям, так и по сильно загруженным жестким связям.

Однако значения $\Delta P_{ав}$ и $\Delta P_{нр}$ носят случайный характер, и определение допустимого планового значения перетока мощности $P_{пл.доп}$ по сумме их максимально возможных значений будет приводить к недоиспользованию межсистемных связей. Поэтому определение $P_{пл.доп}$ должно осуществляться на основе вероятностной оценки одновременности совпадения двух случайных процессов колебаний перетоков в нормальных и аварийных режимах. В этом случае, как указывалось выше, в качестве расчетного показателя надежности должна приниматься частота (количество) отказов в работе рассматриваемой межсистемной связи на заданном интервале времени $n_{рас}$, где под отказом межсистемной связи понимается нарушение устойчивости параллельной работы связываемых энергосистем. Тогда вероятная частота превышения суммы $\Delta P_{ав} + \Delta P_{нр}$ сверх конкретного заданного значения должна соответствовать $n_{рас}$.

Вероятная частота отказа будет тем больше, чем выше загрузка связи в исходном режиме. Максимальному значению загрузки связи будет соответствовать $P_{пл.доп}$. Если обозначить вероятность работы межсистемной связи с допустимой и большей величиной плановой составляющей перетока мощности через $q_{пл}$, а вероятную частоту выбросов суммы аварийных и нерегулярных колебаний перетока мощности сверх заданной через n_c , то расчетная частота отказа

$$n_{рас} \geq q_{пл} n_c, \quad (3)$$

где

$$q_{пл} = \frac{T_{доп}}{T_{рас}}; \quad (4)$$

$T_{доп}$ — продолжительность работы энергосистемы со средним значением плановой составляющей перетока, равным или большим $P_{пл.доп}$; $T_{рас}$ — продолжительность расчетного интервала.

Данный режимный фактор имеет большое значение для вероятностно-статистических методов расчета допустимой величины перетока мощности. Однако, как уже отмечалось, он не учитывался в предложенных ранее методах.

Величина n_c в свою очередь связана с частотой аварийных выбросов $n_{ав}$ и частотой выбросов нерегулярных колебаний перетока $n_{нр}$, что позволяет определить сумму $\Delta P_{ав} + \Delta P_{нр}$ при заданном значении $n_{рас}$.

Допустимое значение плановой составляющей перетока мощности при этом

$$P_{пл. доп i} = P_{пр i} - \max(\Delta P_{ав} + \Delta P_{к})_{n_{рас i}}. \quad (5)$$

В соответствии с (5) для определения допустимого значения плановой составляющей перетока $P_{пл. доп i}$ достаточно вычислить максимальное значение суммы аварийных и нерегулярных колебаний перетока, вероятность одновременности появления которых определяется заданной расчетной частотой (количеством) отказов в работе i -й межсистемной связи $n_{рас i}$. При выполнении расчетов по выражению (5) предполагается, что всякое отключение элементов электрической системы, приводящее не только к изменению фактического значения перетока, но и к изменению $P_{пр}$, учитывается в составляющем $\Delta P_{ав}$. В общем случае излагаемая ниже методика позволяет также учесть изменение $P_{пр}$ в зависимости от колебаний различных режимных параметров (например, колебания напряжений). Для этого достаточно иметь статистические характеристики колебаний этих параметров.

В данной статье этот фактор не учитывается и предполагается, что в нормальных режимах предел передаваемой мощности остается неизменным или изменяется детерминированно в результате направленного действия дежурного персонала в определенные моменты расчетного интервала времени с одновременным изменением величины допустимой плановой составляющей перетока мощности.

Таким образом, расчет допустимого режима сводится к определению зависимостей

$$n_{ав} = f_1(\Delta P_{ав}) \text{ и } n_{к} = f_2(\Delta P_{к}), \quad (6)$$

на основании которых вычисляется максимальное значение

$$\Delta P_{max} = \Delta P_{ав} + \Delta P_{к}, \quad (7)$$

соответствующее данному значению n_c . На это значение ΔP_{max} и должен быть отстроен переток мощности по линии. Максимально допустимое значение планового перетока мощности по межсистемной связи при этом

$$P_{пл. доп i} = P_{пр i} - \Delta P_{max i}. \quad (8)$$

Для вычисления требуемых зависимостей (6), на основании которых определяется значение $\Delta P_{max i}$ обратимся к элементам теории массового обслуживания.

Допустим, что имеется m случайных процессов, представляющих собой временные последовательности импульсов (выбросов) сверх среднего значения, которые удовлетворяют трем условиям распределения Пуассона [Л. 10]: стационарности, отсутствия последствия и ординарности. При этом случайные процессы достаточно полно характеризуются средней частотой импульсов (выбросов) $n_1, n_2, \dots, n_i, \dots, n_m$ на расчетном интервале времени и длительностью их существования $\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_i, \dots, \tau_m$. Выделим на расчетном интервале отрезок времени Δt , во много раз меньший длительности существования самого малого импульса τ_i и определим вероятность совпадения во времени на этом случайно выбранном отрезке Δt импульсов, поступивших по всем m каналам. Для этого вначале представим одну из возможных ситуаций, при ко-

торой начало импульса k -го случайного процесса попадает на отрезок Δt , а импульсы остальных случайных процессов совпадают с ним любыми своими частями $0 \leq t \leq \tau$. Тогда вероятность попадания на отрезок Δt импульса k -го процесса будет равна $n_k \Delta t$, а вероятность одного попадания остальных процессов

$$(1 - e^{-\tau_i n_i}) \text{ при } 1 \leq i \leq m, \text{ где } i \neq k.$$

Так как исходная ситуация по числу случайных процессов может повторяться m раз, то полная вероятность частоты совпадения на случайно выбранном интервале Δt

$$p = \Delta t \sum_{k=1}^m \frac{1}{\tau_k} \prod_{i=1}^m (1 - e^{-\tau_i n_i}). \quad (9)$$

В свою очередь по третьему условию распределения Пуассона та же вероятность

$$p = n_c \Delta t, \quad (10)$$

где n_c — среднее число случайных совпадений всех импульсов (выбросов) в единицу времени.

Из выражений (9) и (10)

$$n_c = \prod_{i=1}^m (1 - e^{-\tau_i n_i}) \sum_{k=1}^m \frac{1}{\tau_k}. \quad (11)$$

В тех случаях, когда $\tau_i n_i \ll 1$ выражение (11) можно преобразовать к виду:

$$n_c = \prod_{i=1}^m \tau_i n_i \sum_{k=1}^m \frac{1}{\tau_k}. \quad (12)$$

Таким образом, полученное выражение позволяет по параметрам m дискретных случайных процессов определить вероятную частоту их совпадения и следовательно вероятное число совпадений на расчетном интервале времени.

$$N = n_c T_{рас}.$$

В рассматриваемой задаче имеет место непрерывный процесс передачи мощности по межсистемной связи, который складывается из постоянной (плановой) составляющей перетока и переменной (внеплановой) составляющей перетока. Причем последняя составляющая, в свою очередь, складывается из нерегулярных (нормальных) колебаний перетока, соответствующих непрерывному стационарному случайному процессу и аварийных колебаний перетока, соответствующих дискретному стационарному случайному процессу.

Процесс нерегулярных колебаний является совокупностью незатухающих колебаний с непрерывным спектром частот, но может быть приближенно представлен дискретным стационарным случайным процессом [Л. 5 и 7], параметры которого определяются нормальным законом распределения. К этим параметрам прежде всего относятся количество (частота) колебаний n_k на расчетном интервале времени и длительность их существования τ_k . Поскольку эти параметры дискретного линейаризованного процесса интересуют нас в функции изменения амплитуды нерегулярных колебаний, для их определения необходимо знание среднеквадратичного отклонения перетока σ_k и средней частоты колебаний n_0 на расчетном интервале времени.

Среднеквадратичная величина перетока может быть получена на основании статистической обработки доверительной реализации реального перетока мощности или при ее отсутствии из выражения [Л. 7]:

$$\sigma_k = c \sqrt{\min(P_1, \dots, P_n)}, \quad (13)$$

где $c=0,3 \div 0,5$ — коэффициент корреляции для часового усреднения перетока мощности; P_n — номинальная нагрузка n -й энергосистемы.

Стационарность процесса и распределение его параметров по нормальному закону позволяют определить по величине σ_k длительность существования колебаний (выбросов) с амплитудой ΔP_k и большей на рассматриваемом интервале:

$$t(\Delta P_k) = q_1(x) T_0 = 0,5 T_0 [1 - \Phi(x)] \quad (14)$$

при $\Delta P_k \geq 0$,

где T_0 — расчетный интервал времени, равный 1 ч; $\Phi(x)$ — интеграл вероятности Гаусса;

$$x = \frac{\Delta P_k}{\sigma_k}. \quad (15)$$

Задаваясь различными значениями x , можно построить зависимость $t(\Delta P_k)$, где ΔP_k выражена в долях σ_k . Эти же свойства случайного процесса нерегулярных колебаний дают возможность определить зависимость средней частоты колебаний (выбросов) от значения их амплитуды на расчетном интервале времени [Л. 5]:

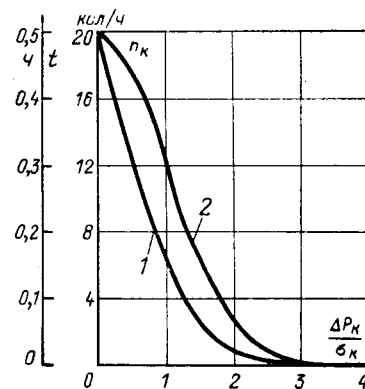
$$n_k(\Delta P_k) = n_0 e^{-\frac{x^2}{2}}, \quad (16)$$

где n_0 — средняя частота колебаний (выбросов) с амплитудой $\Delta P_k > 0$ на расчетном интервале.

Таким образом, с помощью (14)–(16) определяются необходимые для решения поставленной задачи зависимости, характеризующие нерегулярные колебания мощности.

Второй вид переменной составляющей перетока — аварийные колебания, — как дискретный случайный процесс, также характеризуется средней вероятной частотой аварийных выбросов $n_{ав}$ и длительностью их существования $\tau_{ав}$. Причем длительность существования аварийных выбросов практически не зависит от значения их амплитуды и в нерегулируемой энергосистеме определяется действием оперативного персонала по устранению возникшей аварийной ситуации. Это значение следует брать из опыта эксплуатации. Что касается средней вероятной частоты аварийных выбросов, то ее определение значительно сложнее, поскольку таких статистических данных применительно к рассматриваемой здесь задаче в энергосистемах не имеется. Однако с внедрением автоматизированных систем диспетчерского управления получение этой характеристики не будет представлять большой трудности. Необходимо только подчеркнуть, что вероятностные характеристики частоты аварийных выбросов перетока могут иметь различный вид при определении допустимого значения перетока мощности в различных его направлениях. Это связано с тем, что при приеме мощности конкретной энергосистемой или энергообъединением основным фактором аварийной перегрузки межсистемной связи являются отключения генерирующих мощностей в электрической сети этого энергообъединения,

Рис. 1. Статистические характеристики процесса нерегулярных колебаний перетока мощности.
1 — $t=f(\Delta P_k)$; 2 — $n_k=f(\Delta P_k)$.



а при выдаче мощности — отключение узлов нагрузки.

В общем случае для получения характеристики $n_{ав}=f(\Delta P_{ав})$ необходимо наличие статистических данных об аварийности элементов электрической сети и генерирующих источников. Для принятой нами линеаризации переменной составляющей перетока мощности двумя дискретными случайными процессами уравнение (12) приводится к виду:

$$n_c \leq (\tau_{ав} + \tau_k) n_{ав} n_k, \quad (17)$$

так как $n_k \tau_k = t$, то из (17) получаем

$$n_{ав} \geq \frac{n_c}{n_k \tau_{ав} + t}, \quad (18)$$

где n_c вычисляется по выражению (3).

Таким образом получены все необходимые зависимости для вычисления ΔP_{max} . Определение $P_{пл.доп}$ по данной методике производится следующим образом. По (14)–(16) строятся зависимости $t=f(\Delta P_k)$ и $n_k=f_2(\Delta P_k)$, где ΔP_k изменяется от 0 до $(4 \div 5)\sigma_k$ (рис. 1).

Далее по (18) определяются $n_{ав}$ при различных значениях ΔP_k . По значениям $n_{ав}$ определяется величина $\Delta P_{ав}$. Зависимость $n_{ав}=f_1(\Delta P_{ав})$ предполагается заданной. Суммируя полученную величину $\Delta P_{ав}$ с исходной величиной ΔP_k , имеем формулу:

$$\Delta P = \Delta P_{ав} + \Delta P_k = \varphi(\Delta P_k), \quad (19)$$

из которой определяется максимальное значение ΔP_{max} . Тогда в соответствии с (8) допустимое значение плановой составляющей перетока должно быть меньше предельного значения перетока на эту величину ΔP_{max} .

Методика выполнения расчетов и их анализ. Определение предельных значений перетоков мощности по межсистемным связям по предлагаемой методике предполагает заданным основной нормативный показатель надежности режима межсистемной передачи $n_{рас}$. В общем случае значение $n_{рас}$ должно определяться на основе технико-экономических расчетов допустимого числа отказов межсистемной связи. Для иллюстрации методики выполним расчет приняв величину $n_{рас}=0,0001$, что соответствует вероятности одного отказа за расчетный интервал времени $T_{рас}$, равный 10 000 ч, т. е. примерно за один год.

Расчет проведем для межсистемной связи между двумя крупными объединениями, по которой имеются данные статистического анализа. Мощность нагрузки меньшего из объединений $P_1=$

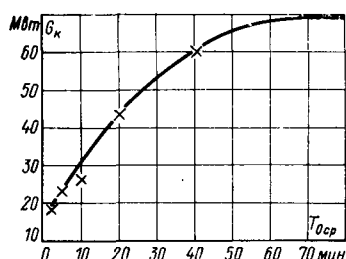
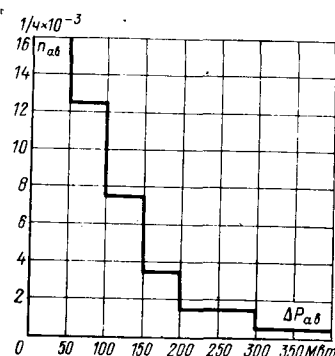


Рис. 2. Зависимость среднеквадратичного отклонения колебаний перетока мощности по межсистемной связи.

Рис. 3. Характеристика распределения средних частот аварийных отключений (выбросов).



= 30 000 Мвт. Предел передаваемой мощности при полном составе всех связываемых линий передач равен $P_{пр} = 2000$ Мвт. Значение σ_k определим из зависимости среднеквадратичного отклонения колебаний перетока мощности по рассматриваемой межсистемной связи от продолжительности осреднения, полученной опытным путем и представленной на рис. 2. Для интервала осреднения, равного одному часу, она равна $\sigma_k = 67,5$ Мвт. Это значение и примем в дальнейших расчетах. Попутно отметим, что примерно эту же величину σ_k дает и выражение (13).

По (14) — (16) определяем t , $n_k = f(\Delta P_k)$, принимая $T = 1$ ч и $n_0 = 20$ 1/ч [Л. 7]. Результаты расчетов сведены в таблице.

$\Delta P_k, \text{ Мвт} \times \sigma_k$	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3	4
$t, \text{ ч}$	0,5	0,308	0,159	0,067	0,023	0,006	0,0015	0,0005
n_k	20	17,6	12,14	6,48	2,71	0,88	0,22	0,0067
$n_{ав} \times 10^{-3}$	0,4	0,46	0,73	1,4	3,5	10,6	43	180
$\Delta P_{ав}, \text{ Мвт}$	400	400	300	300	200	100	15	5
$\Delta P_{ав} + \Delta P_k, \text{ Мвт}$	400	433,75	397,5	401	335	268,75	217,5	275

Далее по (18) определяются расчетные значения $n_{ав}$. Предварительно вычисляется n_c по (3), приняв значение $q_{пл}$ для нерегулируемых систем равным 0,1:

$$n_c = \frac{0,0001}{0,1} = 0,001.$$

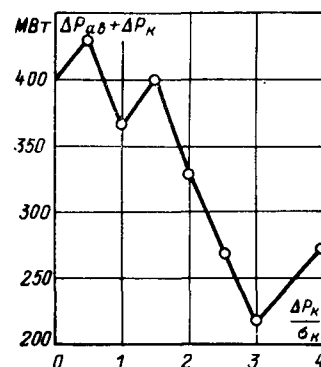
Входящая в (18) $\tau_{ав}$ — длительность существования аварийных выбросов практически не зависит от величины их амплитуды и в нерегулируемой системе в основном определяется действием оперативного персонала по устранению возникшей аварийной ситуации. Ориентировочно она может оцениваться величиной 5—10 мин. В расчете примем $\tau_{ав} = 6 \text{ мин} = 0,1 \text{ ч}$. Тогда выражение (18) для расчета $n_{ав}$ примет вид:

$$n_{ав} = \frac{0,001}{0,1 n_k + t}. \quad (20)$$

Дополним таблицу результатами расчетов по этой формуле. Поскольку статистических данных, определяющих зависимость $n_{ав} = f(\Delta P_{ав})$ не имеется, примем в качестве исходных для расчета следующие данные, полученные в основном из анализа аварийных отключений блоков:

$\Delta P_{ав}, \text{ Мвт}$	5	15	25	50	100	150	200	300	2×200	800
N	400	200	150	100	50	40	20	10	3	2
$n_{ав} \times 10^{-3}$	97,5	57,5	37,5	22,5	12,5	7,5	3,5	1,5	0,5	0,2

Рис. 4. Зависимость $\Delta P_{ав} + \Delta P_k = f(\Delta P_k)$ для нерегулируемой системы.



Так как аварийные выбросы равновероятны на всем расчетном интервале времени, средняя частота их с заданной или большей величиной амплитуды

$$n_{ав}(\Delta P_{ав}) = \frac{\sum N_i}{T_{рас}} = \frac{\sum N_i}{10\,000}. \quad (21)$$

Результаты расчета по этой формуле представлены также на рис. 3. Пользуясь зависимостью рис. 3, определяем значение $\Delta P_{ав}$ для приведенных в таблице величин $n_{ав}$, вычисленных по формуле (20). Результаты их также заносим в таблицу (четвертая строка таблицы).

Определяем сумму $\Delta P_k + \Delta P_{ав}$ и результаты их заносим в последнюю строку таблицы (см. также рис. 4). Максимальное значение $\Delta P_k + \Delta P_{ав}$ составляет 433,5 Мвт, причем основную часть этой суммы составляет $\Delta P_{ав} = 400$ Мвт. Теперь определяем максимальное допустимое значение плановой составляющей перетока:

$$P_{пл.доп} = P_{пр} - \Delta P_{max} = 1566,5 \text{ Мвт}.$$

Анализ показывает, что при применении предлагаемой методики появляется возможность более обоснованного использования межсистемных связей. Одновременно результаты этих расчетов свидетельствуют о существенном влиянии на допустимый переток мощности по межсистемной связи аварийной составляющей колебаний перетока $\Delta P_{ав}$. Последнее обстоятельство позволяет рекомендовать для приближенного определения $P_{пл.доп}$ следующее выражение:

$$P_{пл.доп} = P_{пр} - \Delta P_{ав} - (1,0 \div 1,5) \sigma_k. \quad (22)$$

При расчете $P_{пл.доп}$ по (22) среднеквадратичное значение колебаний перетока σ_k может определять-

ся по выражению (13), а значение $\Delta P_{ав}$ — на основании статистики об аварийности элементов электрической сети и генераторов энергосистем при $n_{ав} \approx n_c$; значение n_c определяется из (3) при заданных $n_{рас}$ и $q_{пл}$.

Приведенный в статье расчет определения допустимого значения плановой составляющей перетока мощности дает представление о методическом подходе и качественной стороне проблемы, не отражая точно количественную сторону. При этом он указывает на то, что при нормировании перетоков мощности по слабым и сильно загруженным межсистемным связям необходимо учитывать вероятность совпадения минимум двух случайных процессов: нерегулярных (нормальных) колебаний фактической величины перетока и аварийных его выбросов (колебаний). Еще большая потребность в таком методологическом подходе возникает при оснащении энергосистем устройствами регулирования и ограничения перетоков, а также устройствами противоаварийной режимной автоматики, т. е. при рассмотрении регулируемых энергосистем, поскольку в таких системах представляется возможным существенно увеличить плановый допустимый переток мощности за счет подавления аварийной и нерегулярной составляющей колебаний перетока по межсистемной связи.

Выводы. 1. Действующий в настоящее время нормативный коэффициент запаса устойчивости не отражает фактического состояния надежности межсистемных электропередач, поскольку он не учитывает режимы работы соединяемых энергосистем.

2. Предлагается новая методика расчета надежности режимов межсистемных электропередач, где в качестве нормативного показателя надежности используется частота (количество) отказов межсистемных линий электропередач на расчетном интервале времени. Эта методика пригодна как для расчета надежности нормальных, так и послеаварийных режимов.

3. По данной методике допустимая величина плановой составляющей межсистемного перетока при

заданном нормативном показателе надежности определяется как разность между пределом передаваемой мощности межсистемной связи и мощностью, определяемой на основе вероятностно-статистических характеристик нерегулярных колебаний перетока и аварийных выбросов с учетом одновременности их совпадения и режима работы этой связи.

4. Необходимо дальнейшее накопление вероятностно-статистических характеристик нерегулярных колебаний межсистемных перетоков и в особенности характеристик аварийных выбросов мощности в объединенных энергосистемах, используя установленные в них вычислительные комплексы АСДУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Основные положения и временные руководящие указания по определению устойчивости энергосистем. М., «Энергия», 1964.
2. Савалов С. А., Кучкин М. Д., Лезнов С. И. Режимные характеристики объединенных энергосистем Центра, Урала, Юга. М., Госэнергониздат, 1962.
3. Андреюк В. А., Марченко Е. А. Применение теории случайных функций к расчету стационарного режима и устойчивости объединенных энергосистем со слабыми межсистемными связями. — В сб.: Применение вероятностных и статистических методов к анализу режимов энергосистем. Киев, Гостехиздат, 1963, вып. 1.
4. Савалов С. А. Режимы электропередач 400—500 кВ, ЕЭС. М., «Энергия», 1967.
5. Портной М. Г., Тимченко В. Ф. Учет нерегулярных колебаний мощности при определении устойчивости слабых связей в энергосистемах. — «Электричество», 1968, № 9.
6. Андреюк В. А., Марченко Е. А. Надежность работы слабых межсистемных связей. Доклады на II Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1969.
7. Об учете вероятностных факторов при управлении режимом межсистемных электропередач. — «Электричество», 1972, № 2. Авт.: Веников В. А., Путятин Е. В., Портной М. Г., Тимченко В. Ф.
8. Китушин В. Г. Предел передаваемой мощности и запас статической устойчивости сложных систем. — В сб.: Доклады на III Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1973.
9. Розанов М. Н. О нормировании надежности межсистемных связей. — В сб.: Доклады на III Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1973.
10. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М., «Наука», 1964. [5.11.1974]



УДК 621.311.4.002.51.019.3

Статистическая оценка показателей надежности электрооборудования в системах электроснабжения

Канд. техн. наук ЧЕРВОННЫЙ Е. М.

Горький

Количественное исследование надежности систем электроснабжения базируется на расчетных математических моделях. В качестве исходных данных во всех моделях используются статистические сведения, полученные на действующих предприятиях. Поэтому одним из основных моментов таких исследований являются вопросы о том, могут ли эти расчеты при имеющихся данных о надежности оборудования обеспечить приемлемую точность результатов, позволяют ли эти результаты сделать выводы о достигнутом уровне надежности и выполнении требований по надежности, оптимизировать

уровень надежности систем электроснабжения при проектировании, а также обосновать эксплуатационные мероприятия по обеспечению надежного электроснабжения. Точность результатов расчета находится в прямой зависимости от точности и достоверности расчетных методов оценки надежности систем электроснабжения и от соответствия принимаемых при расчетах показателей надежности элементов систем электроснабжения реальным показателям надежности оборудования.

В [Л. 1] при рассмотрении основных задач, связанных с исследованием надежности электроэнерге-

тических систем, в первую очередь отмечается необходимость создания методов получения и обработки статистической информации о показателях надежности электроэнергетического оборудования, обеспечивающих достаточную их точность и достоверность. Проблема правильной организации сбора и обработки информации о надежности работы оборудования, прогнозирования показателей на будущее сложна и обширна, а степень изученности ее мала.

Математическая статистика доказывает, что увеличение объема выборки должно приводить к увеличению точности расчета показателей. Однако это положение справедливо только при условии, что увеличение объема не приводит к потере выборкой свойства репрезентативности (представительности), которое заключается в правильном отображении интересующего нас признака генеральной совокупности. Одной из особенностей нашего случая является то, что границы не только выборочных, но и генеральной совокупностей должен очертить сам исследователь.

Генеральная совокупность не есть нечто нам данное в готовом виде, она определяется задачами исследования. Вопрос о границах генеральной совокупности и о принадлежности к ней отдельных наблюдений зависит от постановки задачи, в которой будут использоваться рассчитываемые показатели. Во многих случаях для совместной обработки должна приниматься только часть зарегистрированных отказов одинакового оборудования. Причем правильность отбора информации необходимо контролировать в первую очередь инженерно-техническими соображениями.

Характерная ошибка может быть допущена при определении среднего времени восстановления поврежденных элементов в системах электроснабжения (для решения задач расчета и оптимизации надежности электроснабжения), если объединять все зарегистрированные случаи восстановления однотипного оборудования одинакового назначения в одну выборку. Поскольку восстановление поврежденного оборудования, зачастую продолжающееся до суток и более, выполняется малочисленной бригадой, которая, кроме аварийных, занята еще и плановыми ремонтами, интенсивность проведения восстановительных работ будет зависеть от последствий, вызванных отключением повредившегося оборудования.

Если система электроснабжения продолжает нормально работать за счет ввода резервирующего оборудования, то особой надобности в ускорении восстановительных работ нет. Вероятность отказа резервирующего оборудования во время восстановления поврежденного мала. Восстановительные работы для таких случаев могут выполняться в одну смену. Интенсивность выполнения работы будет примерно соответствовать интенсивности проведения профилактических работ.

Если в системе электроснабжения резерва нет, то происходит нарушение производственного процесса потребителей, которое вызывает необходимость резкого повышения интенсивности восстановительных работ. Ускорение работы может быть достигнуто за счет перехода ремонтной бригады

на сверхурочные работы, приглашения специалистов с других предприятий и другими путями. В несколько меньшей мере повышение интенсивности восстановительных работ можно ожидать при существенном снижении надежности электроснабжения во время ремонта отказавшего оборудования (когда нарушения электроснабжения потребителей не происходит, но опасность отказа системы резко возрастает).

Из сказанного следует, что при определении показателей восстанавливаемости отказы однотипного оборудования должны рассматриваться по крайней мере в двух разных выборочных совокупностях: нерезервированное оборудование, повреждение которого вызывает нарушение электроснабжения потребителей, и резервированное, при восстановлении которого система продолжает работать с нормальной эффективностью. Если для нерезервированных кабельных линий 6—10 кВ, проложенных в траншеях, среднее время восстановления равно 24 ч, то у резервированных оно возрастает до 5 суток.

Предложенное разделение статистики имеет смысл только в задачах оценки последствий отказов оборудования. Если же время восстановления нас интересует с точки зрения занятости ремонтной бригады, например, в задачах оптимизации ее численности и состава, то все случаи восстановления можно объединить в одну выборку. Поэтому при отборе статистических данных для совместной обработки необходима четкая формулировка условий допустимости включения зарегистрированных отказов в формируемую выборочную совокупность. Если определяется оценка частоты отказов оборудования для использования ее при расчетах и оптимизации надежности проектируемых схем электроснабжения, то также необходимо разделение статистического материала на однородные массивы.

Поскольку в условиях эксплуатации фиксируются все случаи нарушения функционирования оборудования, то, естественно, собранные статистические данные по отказам в целом состоят из очень разнообразных ситуаций, характеризующих как собственно надежность оборудования, так и непригодность оборудования к некоторым экстремальным внешним условиям и режимам работы. В [Л. 2] предлагается тщательное разграничение случаев, когда оборудование работает ненадежно и когда неправильно.

Для электроэнергетического оборудования примерами непригодности к внешним условиям могут быть:

механические повреждения на кабельных линиях, проложенных в траншеях при производстве земляных работ;

обрывы проводов воздушных линий от гололедной или ветровой нагрузки, превышающих принятые расчетные значения;

повреждение оборудования от действия токов короткого замыкания при неправильном выборе предела устойчивости и др.

Внешне все указанные отказы могут выглядеть как нарушения нормальной работы оборудования, долгое время работавшего безупречно. В действительности это проявление неспособности к работе при первом столкновении с некоторым конкретным

новым состоянием внешних условий; результат проявления ограниченных возможностей оборудования в реальных условиях эксплуатации.

В [Л. 2] отмечается, что если оборудование в некоторых условиях отказывает и это не есть результат изменения его свойств (проявляется аналогично, сколько бы раз мы не воспроизводили эти условия), то следует фиксировать недостаток конструкции. Эти отказы предлагается учитывать некоторым самостоятельным показателем, но не объединять с отказами, вызванными ненадежностью оборудования. Там же отмечается, что «надежность — это способность сохранять присущий данному оборудованию уровень качества функционирования». Именно сохранять и именно присущий, а не требуемый, поскольку для сложного и дорогостоящего оборудования, к какому относится электроэнергетическое оборудование, принимаемый или фактический уровень качества может отличаться от требуемого.

Из сказанного следует, что первым этапом обработки статистики по отказам однотипного оборудования для решения указанных выше задач должно быть разделение всех данных на два массива. Первый — отказы, которые связаны с изменением физико-химических свойств или геометрических параметров оборудования (надежностные отказы). Второй — отказы, причина которых очевидна, возникающие непосредственно и однозначно вслед за определенным изменением условий работы, а также отказы оборудования при выходе параметров внешних условий за расчетные пределы, принимавшиеся при проектировании оборудования или системы электроснабжения.

Второй массив, в свою очередь, должен быть разделен на три группы:

- а) приработочные отказы, связанные с ошибками проектирования, монтажа, наладки и др.;
- б) отказы, связанные с выходом внешних условий за расчетные пределы, а также связанные с несоответствием оборудования условиям работы;
- в) отказы, вызванные ошибками эксплуатационного оперативного и ремонтного персонала.

При использовании статистических данных для прогнозирования среднегодовой частоты отказов на большом расчетном сроке (например, сроке окупаемости 6—8 лет) учет приработочных отказов будет приводить к смещению оценки в сторону завышения, так как большая часть этих отказов происходит на первом году эксплуатации оборудования и в последующие годы их появление практически исключено. При оптимизации надежности участков распределительной сети эти отказы можно из рассмотрения исключать, а если они будут учитываться, то только отдельно от остальных, так как последствия нарушений электроснабжения на периоде приработки будут существенно отличаться от последствий нарушений электроснабжения на периоде нормальной эксплуатации (после выхода предприятия на проектный режим) по следующим причинам:

1. На периоде приработки схема электроснабжения отличается от принимаемой в проекте для условий полного развития предприятия. Часть линий, трансформаторов и систем сборных шин может быть еще не введена в работу.

2. Технологическая схема производства, питающегося от рассматриваемой схемы на периоде приработки, также еще далека от расчетной, соответствующей работе предприятия с номинальной производительностью.

3. Объем выпускаемой продукции технологическими установками и основные экономические показатели процесса производства на периоде приработки будут отличаться от соответствующих показателей после выхода этих установок на номинальный режим.

Появление отказов второй группы в основном связано с сознательной экономией затрат на схему электроснабжения. Снижение количества отказов данной группы может быть достигнуто за счет принятия более совершенных технических решений, повышения уровня электрической и механической прочности (для воздушных линий и ячеек сборного распределительного устройства), установки более дорогостоящего оборудования, но рассчитанного на более тяжелые условия эксплуатации.

При проектировании систем электроснабжения частота отказов оборудования, определяющаяся несоответствием его конструктивных данных экстремальным внешним условиям работы, для ряда элементов должна рассматриваться как оптимизируемый показатель.

По существующей методике проектирования затраты на элементы схемы электроснабжения определяются без их сопоставления с возможным ущербом от несоответствия качественных характеристик реальным условиям эксплуатации. Так, для кабельных линий 6—35 кВ, например, предлагается отдавать предпочтение прокладке кабелей в земле (в траншеях) как наиболее экономичной по капитальным затратам и расходу цветного металла. Хотя известно, что при таком способе прокладки около половины отказов линий происходит от механических повреждений при производстве земляных работ в районе трассы линии. Переход на прокладку кабелей в каналах или туннелях повышает показатели надежности более чем в 2 раза (уменьшается повреждаемость за счет исключения механических повреждений и сокращается время восстановления ввиду отсутствия земляных работ). При определенных значениях ущерба повышение затрат от принятия прокладки в каналах или туннелях может быть экономически оправданным.

Механическая прочность воздушных линий электропередачи 35 кВ и ниже рассчитывается из таких погодно-климатических условий, которые повторяются 1 раз в 5 лет. При этом как в механическом, так и электрическом расчетах линий обычно не учитываются возможные экономические последствия от вероятных аварий.

Целесообразность разделения всех отказов воздушных линий на два различающихся по существу потока: первого вида, связанного с износом и старением элементов линии, и второго вида, не связанного со сроком службы и определяемого внезапными внешними воздействиями (гололедно-ветровыми нагрузками, превышающими расчетные, дефектами монтажа и изготовления, наездами на опоры и т. д.) отмечалась в [Л. 3]. Там же показано, что доля отказов второго вида составляет 45% и более

(в зависимости от конструкции и номинального напряжения линии), при этом отмечается, что поток отказов второго вида может быть уменьшен только путем повышения первоначальных прочностных и других параметров элементов линии. Приведенная цифра показывает, что за счет принятия более совершенных технических решений при проектировании воздушных ЛЭП, можно существенно повысить надежность электроснабжения питающихся от них потребителей.

Построение экономико-математической модели по выбору оптимального уровня способности оборудования противостоять воздействию внешней среды для воздушных линий приводилась в [Л. 4]. Оптимизируемыми показателями являются отдельные конструктивные элементы линии и расчетные метеосреды для ее проектирования. Выбор для решения задачи воздушной линии объясняется тем, что она наиболее подвержена воздействиям внешней среды, характер которых меняется в очень широких пределах. При проектировании систем электроснабжения наиболее благоприятная возможность изменения качественных параметров создается для воздушных линий.

Если снижение частоты нарушений электроснабжения потребителей, вызванных несоответствием характеристик элементов экстремальным внешним условиям, может быть достигнуто не только за счет повышения качественных характеристик этих элементов, но и путем резервирования, то для выбора оптимального решения нужно сравнить экономические показатели и того, и другого пути. Например, прокладка кабельных линий в разных траншеях, идущих по разным трассам, практически исключает их одновременное повреждение при производстве земляных работ.

При выборе степени резервирования в системах электроснабжения включение составляющей частоты отказов, обусловленных несоответствием качественных характеристик внешним экстремальным условиям в общий суммарный показатель частоты отказов, допустимо только в тех случаях, когда совместное отключение основного и резервного оборудования исключено. Если же возникновение экстремальных условий приводит к неизбежному отказу обоих элементов, то резервирование не исключит отказ системы при возникновении этих условий.

Таким образом, отказы второй группы второго массива должны быть разделены в свою очередь на две подгруппы: первая — отказы, которые при резервировании будут возникать одновременно и на основном и на резервирующем оборудовании; вторая — отказы, одновременное возникновение которых на основном и резервирующем оборудовании практически исключено.

Разные отказы по вине человека оказывают разное влияние на работу системы. Использование статистических данных об отказах по вине персонала при перспективных оценках надежности должно выполняться с максимальной осторожностью, поскольку во многих случаях повторение совершенной ошибки может быть исключено. Вероятность повторения допущенной персоналом ошибки, приведшей к отказу оборудования на анализируе-

мом предприятии, может быть значительно ниже. Если ошибка носит массовый характер, то следует ожидать, что будут приняты меры по ее исключению в централизованном порядке.

Ошибки персонала, учитываемые при анализе надежности работы системы, следует разделить на два типа:

1. Ошибки, вызванные конструктивными недостатками системы электроснабжения, например, подачей напряжения на закороченный участок схемы при использовании переносных заземлений или несовершенных блокировок. Повторение подобных ошибок в других системах возможно только при условии, что они имеют такой же недостаток. Если же в другой системе установлены стационарные заземлители, оборудованные совершенной блокировкой, то возникновение подобных ошибок исключено.

2. Ошибки, вызванные недостаточной квалификацией персонала и низкой эффективностью системы контроля качества выполненных работ. Снижение количества этих ошибок может быть достигнуто только путем повышения квалификации персонала и разработкой мероприятий по увеличению эффективности систем контроля качества выполненных работ.

При прогнозировании составляющей показателя надежности, связанной с обслуживанием в проектируемых схемах, необходимо сопоставление новейших типовых решений со схемой электроснабжения, по которой получены статистические данные. Если анализ показывает, что появление тех или иных отказов в проектируемых схемах исключено, то они из рассмотрения должны исключаться. Необходимо также сопоставление предполагаемой квалификации персонала и методов контроля качества выполняемых им работ с аналогичными показателями для предприятия, где получена статистика.

Прогнозирование показателей надежности для выполнения проектных работ (по данным статистики отказов в действующих системах) должно включать в себя следующие этапы:

- сортировка отказов на массивы;
- отбрасывание случаев отказа, повторение которых исключено;
- изучение временных тенденций по составляющим;
- сопоставление системы, при которой получена статистика с проектными решениями (с позиции надежности элементов и систем);
- разработка поправочных коэффициентов для проектных схем.

Вывод. Предлагаемая система дифференциации отказов путем разделения их на составляющие, имеющие разную физическую природу и по-разному влияющие на общие показатели надежности электроснабжения, а также имеющие разную временную зависимость, позволяет существенно повысить точность оценки фактической надежности оборудования, определить соответствие его конструкции требованиям обслуживания, правильно задавать технические условия на вновь создаваемое оборудование (в части внешних экстремальных условий), контролировать качественные показатели

проектных, монтажных и наладочных решений, повысить точность прогнозирования показателей надежности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Веников В. А., Руденко Ю. Н., Совалов С. А. Задачи исследования надежности электроэнергетических систем. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1973, № 5, с. 12—24.
2. Ушаков И. А., Фишбейн Ф. И. Методы оценки надежности по результатам испытаний. М., «Знание», 1973, вып. 1.

3. Барг И. Г., Герр А. Д., Эдельман В. И. Надежность и ремонтпригодность линий электропередачи. — В сб.: Доклады на III Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. Л., «Энергия», с. 594—603.

4. Колосов И. С., Бронштейн Э. И. Экономические характеристики ВЛ для оптимизации резервов в ОЭС с учетом надежности межсистемных связей. — В сб.: Применение методов статистики и математического моделирования в энергетических расчетах. Фрунзе, «Илим», 1973, с. 61—72.

[4.10.1974]



УДК 621.316.925.019.3.001.24

Расчет надежности автоматических устройств энергосистем методом статистических испытаний

БРОНШТЕЙН Р. А.

ВЭИ

Развитие энергосистем Советского Союза сопровождается постоянным увеличением насыщенности их различного рода автоматическими устройствами. В связи с этим особую актуальность приобретают разработки методов расчета надежности автоматических устройств энергосистем, и в первую очередь — устройств защитного типа (релейная защита, противоаварийная автоматика). Это определяется, с одной стороны, важностью возлагаемых на них задач и, следовательно, высокими требованиями к их надежности, а с другой — сложностью расчета надежности таких устройств.

Для устройств защитного типа повреждения их элементов могут не привести к немедленным неправильным действиям, но существовать некоторое время в скрытом виде; следовательно, аппаратная надежность (повреждаемость) таких устройств не определяет однозначно надежности их функционирования. Для расчета последней необходимо учитывать алгоритм действия рассматриваемого устройства и условия его эксплуатации (характеристики обслуживания, потоки возникновения аварийных ситуаций, законы распределения характеризующих параметров и т. д.).

Некоторыми авторами [Л. 1—4] рассматривались различные аналитические методы расчета надежности функционирования устройств защитного типа. Необходимой предпосылкой применения аналитических методов расчета надежности является полное вероятностное описание процесса функционирования устройств с накоплением повреждений при различных условиях, предъявляемых энергосистемой. Хотя такой подход не имеет принципиальных ограничений, но сопряжен с рядом технических трудностей, возрастающих по мере увеличения сложности рассматриваемых устройств. Обычно используемое в инженерных приложениях представление процесса функционирования устройств однородным марковским процессом позволяет упростить получаемые уравнения, однако при этом теряется возможность учета явлений, не охватываемых однородной марковской моделью надежности.

Другой подход к расчету надежности, широко развиваемый в последнее время, заключается в использовании метода статистических испытаний (метода Монте-Карло) — см. [Л. 5]. Согласно этому методу оценку надежности функционирования исследуемого устройства в заданных условиях можно получить, многократно моделируя действия устройства при возникновении повреждений его элементов и требований, предъявляемых энергосистемой к работе устройств. Анализ правильности действий моделируемого устройства и усреднение получаемых оценок дают численные значения величин, характеризующих надежность функционирования; получаемые значения сходятся по вероятности к истинным значениям по мере увеличения числа случайных реализаций.

Важно отметить, что используемый в методе Монте-Карло принцип «почти физического» моделирования позволяет подробно учитывать ряд факторов, определяющих условия функционирования исследуемых устройств:

более сложные, чем стационарные пуассоновские, законы распределения событий;
произвольные стратегии контроля исправности и обслуживания устройств, и т. п.

Дополнительным преимуществом этого метода является возможность одновременного вычисления многих разнородных показателей, которые с различных сторон характеризуют надежность функционирования устройств.

Разумеется, адекватное моделирование всех явлений, определяющих надежность устройства, также требует математического описания. Возможно, однако, так организовать моделирование, чтобы в описании нуждались только первичные процессы: потоки возникновения повреждений устройства и аварийных ситуаций в энергосистеме; законы распределения некоторых характеристик, учитываемых при расчете; алгоритм действия полностью исправного устройства. Полный же набор состояний комплекса энергосистема — повреждаемое устройство заранее не описывается, но образуется (не явно) в процессе многократного моделирования как совокупность отдельных траекторий, возникающих при случайных реализациях процесса функционирования устройства.

Такая организация процесса моделирования позволяет значительно упростить математическое описание исследуемой системы и, тем самым, повысить размерность задач, практически доступных для решения (последняя ограничивается только техническими данными применяемых ЦВМ, использование которых неизбежно при реализации метода Монте-Карло).

Автором разработана система программ (для ЦВМ «Минск-22» и «Минск-32»), в которой реализовано применение метода статистических испытаний к расчету надежности функционирования автоматических устройств с использованием описанного подхода. Основным программным решением, позволяющим отказаться от специального описания поведения поврежденного устройства, является полное моделирование его действий путем прямого решения системы логических, алгебраических и других уравнений, описывающих функционирование устройства. При этом устройство предполагается состоящим из нескольких физических блоков, внутренняя структура которых не рассматривается. Функционирование в целом описывается как взаимодействие его блоков.

Физический блок эквивалентуется формальным моделируемым блоком, который характеризуется уравнением (или несколькими уравнениями) выполняемой операции и двумя параметрами потоков повреждений, вычисляемыми любым из известных методов [Л. 6]. Уравнения, описывающие действия блоков устройства, модифицируются таким образом, чтобы учесть состояние блока («исправен» — «поврежден».) Покажем на примере, как это делается.

Пусть j -й блок устройства реализует логическую функцию, описываемую уравнением:

$$y_j = f_j(x_1, \dots, x_n), \quad (1)$$

где $x_1, \dots, x_n$ — входные логические сигналы блока.

Тогда функционирование j -го блока моделируется модифицированным логическим уравнением

$$Y_j = [g_j \cdot f_j(x_1, \dots, x_n)] + h_j, \quad (2)$$

где g_j — логическая переменная, принимающая значение 0 при повреждении i рода (локальный отказ в срабатывании)

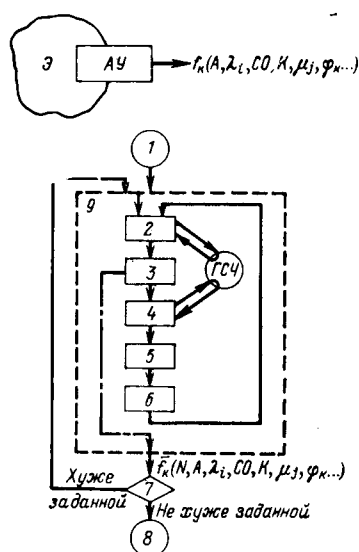


Рис. 1. Схема организации расчета надежности методом статистических испытаний.

Э — энергосистема; АУ — автоматическое устройство; ГСЧ — генератор случайных чисел; 1 — начало расчета; 2 — определение моментов случайных событий; 3 — определение времени ближайшего события; 4 — определение набора случайных значений параметров; 5 — двукратное моделирование действий устройства; 6 — оценка правильности действий устройства и накопление результатов расчета; 7 — оценка сходимости полученных результатов; 8 — завершение расчета; 9 — случайная модель года.

и значение 1 в остальных случаях; h_j — логическая переменная, принимающая значение 1 при повреждении II рода (локальное ложное срабатывание) и значение 0 в остальных случаях. (Состояния повреждений I и II родов являются взаимоисключающими.)

Изменение значений g_j , h_j моделируется воспроизведением как первичных явлений процесса функционирования исследуемого устройства (возникновение повреждений, проведение плановых проверок исправности или плановых профилактических ремонтов), так и вторичных явлений (например, проведение внеплановых ремонтов устройства по результатам неправильных действий последнего).

Для выявления неправильных действий устройства применяется сравнение двух решений системы уравнений вида (2), полученных при одном и том же наборе входных сигналов. Различаются два этих решения тем, что первое проводится для идеального устройства (в предположении полной исправности всех его блоков — переменные g , h равны 1 и 0 соответственно), а второе — для реального устройства (переменные

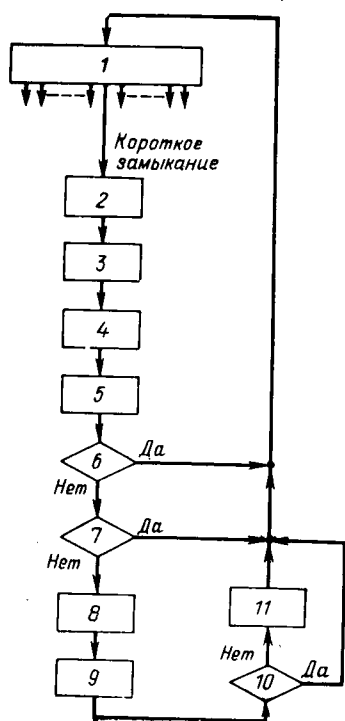


Рис. 2. Блок-схема моделирования действий устройства при коротком замыкании в энергосистеме.

1 — определение вида ближайшего случайного события; 2 — определение набора случайных значений формальных параметров; 3 — нестандартная модель энергосистемы; 4 — настройка нестандартной модели устройства на отображение идеального состояния; 5 и 9 — нестандартная модель устройства; 6 — проверка условия «Устройство в ремонте?»; 7 — проверка условия «Устройство исправно?»; 8 — настройка нестандартной модели устройства на отображение реального состояния; 10 — проверка условия «Наборы выходных сигналов совпадают?»; 11 — моделирование внепланового ремонта устройства.

g , h имеют значения, накопленные в предшествующем процессе моделирования).

Общая организация процесса расчета надежности функционирования автоматических устройств схематически иллюстрируется рис. 1. Автоматическое устройство АУ работает в энергосистеме Э. Устройство характеризуется алгоритмом А, стратегией обслуживания СО, параметрами потоков повреждений λ_j и т. д. Энергосистема характеризуется конфигурацией К, потоками возникновения аварийных ситуаций μ_i , законами распределения различных параметров φ_k и т. п. Надежность функционирования устройства описывается характеристиками f_k , зависящими от всех перечисленных факторов.

В соответствии с заданными вероятностными законами программа, обращаясь к генератору случайных чисел (ГСЧ), определяет моменты возникновения независимых событий года (таких, как аварийные ситуации, смены сезонов, очередное повреждение устройства и т. д.). Далее эти события последовательно моделируются. При моделировании какого-либо события программа, обращаясь к ГСЧ, определяет по соответствующим законам распределений набор случайных значений параметров, характеризующих это событие, а затем производит упомянутое выше двукратное решение системы модифицированных уравнений устройства (т. е. моделирует его действия). В зависимости от результатов сравнения действий идеального и реального устройств программа либо переходит к моделированию следующего независимого случайного события, либо производит какие-либо другие действия (например, моделирует внеплановый ремонт устройства).

В процессе моделирования накапливаются случайные оценки численных значений характеристик надежности f_k , зависящие от того же набора аргумента, что и f_k , и от числа N случайных годовых реализаций. Процесс изменения оценок f_k по мере роста N программно контролируется, и при достижении заданной сходимости результатов расчет завершается.

При разработке программной реализации описанной схемы ставились задачи обеспечения:

- 1) максимальной полноты функциональных возможностей;
- 2) простоты и удобства пользования.

При постановке этих целей имелось в виду, что программы будут использоваться в основном для массовых вариантов расчетов, особенно характерных на стадии проектно-конструкторской разработки исследуемых устройств.

Характеристики надежности функционирования определяются широким кругом явлений, охватывающих различные процессы в устройстве и энергосистеме. Значительная часть их тесно связана с особенностями структуры данного конкретного устройства и условий его применения, что обязательно должно отражаться на построении программы, делая ее достаточно сложной. С другой стороны, в связи с упомянутой направленностью исследований надежности, полная разработка сложных программ для каждого нового устройства совершенно не допустима. Для выхода из этого противоречия моделируемые процессы и явления разбиты на два класса: типовые и уникальные.

Типовые явления образуют формальную модель, учитывающую характерные особенности функционирования автоматических устройств в энергосистемах, например:

- возникновение в энергосистеме различного рода аварийных ситуаций (требований к срабатыванию устройства);
- возникновение и накопление повреждений устройства;
- циклическое (с периодом 1 сутки) изменение определенных параметров энергосистемы по заданным законам;
- циклическое (с периодом 1 год) изменение этих законов, а также характеристик потоков аварийных ситуаций;
- проведение различного рода обслуживания устройства, и т. д.

Формальная модель комплекса энергосистема — устройство постоянно заложена в рабочую программу. Возможности модели достаточно широки, а ее структура и характеристики легко адаптируются для конкретного случая заданием численных значений соответствующих параметров. Уникальные явления образуют нестандартную модель, учитывающую те стороны функционирования комплекса энергосистема — устройство, которые не охватываются формальной моделью. Прежде всего (хотя и не исключительно), это относится к структуре и алгоритму устройства, описываемым системой уравнений вида (2).

Нестандартная модель оформляется в виде 2—3-х программных модулей, которые вводятся в память ЦВМ как исходные данные наряду с параметрами формальной модели. Содержимое модулей нестандартной модели никак не ограничивается,

а на форму их накладываются несложные и легко выполняемые ограничения, обеспечивающие возможность взаимодействия с формальной моделью основной программы. Покажем, как осуществляется это взаимодействие, на примере моделирования короткого замыкания. Укрупненная блок-схема приведена на рис. 2.

Оператор 1 определяет, какое из всех возможных изменений состояния комплекса энергосистема — устройство произойдет первым. Если ближайшее событие — короткое замыкание, управление передается оператору 2. В остальных случаях управление получают другие, не показанные на схеме, операторы, каждый из которых открывает специфическую блок-схему моделирования соответствующего события.

Оператор 2 определяет момент возникновения короткого замыкания и его локализацию, а также набор случайных значений параметров, характеризующих возникающее короткое замыкание в рамках формальной модели (не придавая им какого-либо физического смысла). Далее управление передается оператору 3, который в случае необходимости организует взаимодействие основной программы с нестандартной моделью энергосистемы; последняя может вычислять значения каких-либо описаний конкретной энергосистемы, не предусмотренных формальной моделью, или уточнять соотношения между формальными параметрами (тем самым придавая им определенный физический смысл).

После выхода от оператора 3 оператор 4 основной программы настраивает нестандартную модель устройства для отображения идеального состояния и передает управление оператору 5 — собственно модели устройства. Именно в ней окончательно приобретают конкретный смысл все параметры формальной модели, будучи использованными определенным образом.

После выхода из нестандартной модели операторы 6 и 7 проверяют состояние устройства: в ремонте ли оно, а если нет, то исправно ли. В обоих случаях дальнейшее моделирование не нужно, и отработка блок-схемы завершается. В противном случае управление передается оператору 8, который настраивает нестандартную модель устройства для отображения реального состояния.

По окончании работы следующего оператора 9 — собственно модели — оператор 10 сравнивает полученные наборы выходных сигналов устройства: идеальный и реальный. Если они совпадают, отработка блок-схемы завершается, в противном случае управление получает оператор 11, который моделирует внеплановый ремонт устройства. В рамках формальной модели предусматривается ремонт всего устройства при любом неправильном действии. Возможно, однако, вмешательство нестандартной модели, ограничивающей область ремонта в зависимости от вида неправильного действия.

На всех этапах основная программа производит не указанный на блок-схеме учет факторов, характеризующих в том или ином отношении надежность функционирования устройства. К ним относятся частоты аварийных ситуаций, частоты неправильных действий, продолжительность ремонтов и т. д. Нестандартные модели могут дополнительно вычислять любые показатели, представляющие интерес при данном исследовании, например, недоотпуск энергии в результате неправильных действий устройства, ущерб потребителей в заданных точках энергосистемы и т. п.

Описанное построение программы позволяет достаточно полным и экономичным способом учесть многообразные факторы, определяющие надежность функционирования исследуемого устройства в заданных условиях. В качестве примеров

комплексов, анализ функционирования которых доступен программой, можно указать:

- устройства релейной защиты или противоаварийной автоматики;
- системы регулирования, включающие регуляторы разных типов;
- сложные иерархические системы управления;
- распределительные подстанции с трансформаторами, коммутационными аппаратами, устройствами регулирования, защиты и автоматики.

Хотя использование метода Монте-Карло для решения задач надежности обладает широкими функциональными возможностями, непосредственное применение его на практике сопряжено с рядом специфических трудностей порождаемых принципиальной необходимостью обращения к ЦВМ. Это вынуждает к использованию метода Монте-Карло только при достаточно сложных исследованиях надежности. Для того, чтобы смягчить влияние машинных трудностей метода и понизить его порог применимости, разработаны программные решения, сводящиеся, во-первых, к созданию комплекса взаимодействующих программ, а во-вторых, к соответствующему построению программ комплекса.

Комплекс программ предназначен для работ, связанных с подготовкой и проведением расчета надежности. При этом каждый вид работ возлагается на отдельную специализированную программу. Ядром комплекса являются, естественно, основные программы, выполняющие собственно расчет надежности методом статистических испытаний и различающиеся между собой объемом заложенных в них формальных моделей. Остальные программы выполняют вспомогательные функции по подготовке исходных данных, их проверке, каталогизированию исходных данных и результатов расчета и т. д. Все программы согласованы между собой, имеют простое и максимально стандартизованное управление.

Таким образом, каждая отдельная работа выполняется специализированной программой, а процесс последовательной смены работ во времени сопровождается сменой программ, действующих в данный момент в оперативной памяти ЦВМ. В целом состав и особенности выполнения программ комплекса требуют минимального уровня специальной математической подготовки пользователей и ориентированы, как упоминалось выше, для выполнения вариантных расчетов. Это позволяет, в частности, использовать их для синтеза устройств с заданным уровнем надежности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Малев В. В. Надежность защитных устройств. — «Автоматика и телемеханика», 1965, № 9.
2. Складчиков А. Н. Надежность системы со структурными нарушениями. — «Автоматика и телемеханика», 1967, № 3.
3. Смирнов Э. П. Влияние профилактического контроля на результирующую надежность релейной защиты. — «Электричество», 1968, № 4.
4. Бронштейн Р. А., Розанов М. Н., Федяев И. Б. Методы оценки надежности управляющих устройств противоаварийной автоматики. — «Труды ВЭИ», 1972, вып. 81.
5. Метод статистических испытаний. М., Физматгиз, 1962.
6. Бусленко Н. П., Голенико Д. И., Соболев И. М.
7. Половко А. М. Основы теории надежности. М., «Наука», 1964.

[19.12.1974]



Анализ топологии электрической сети по данным телеметрии в автоматизированной системе диспетчерского управления

БОГДАНОВ В. А., ВОЛКОВ Р. П.

Москва

Для диспетчерского управления режимами энергосистем необходимы достоверные данные о текущем режиме электрической сети. Совокупность этих данных обеспечивает формирование в памяти ЦВМ автоматизированной системы диспетчерского управления (АСДУ) информационной модели электрической сети (ИМЭС), необходимой для проведения всех расчетов по оценке надежности и экономичности режимов энергосистем и разработке мероприятий по их повышению [Л. 1].

Необходимые для формирования ИМЭС исходные данные поступают от устройств телемеханики, программ прогноза состава и состояния оборудования и нагрузки, а также вносятся персоналом с различных носителей, клавиатуры электрифицированных пишущих машинок (ЭПМ) и индикаторов на электронно-лучевых трубках (ЭЛТ).

Наиболее динамичная и изменчивая часть исходной информации, к которой относятся данные о положении коммутационных аппаратов и значения основных параметров режима, поступает от устройств телемеханики в виде телесигнализаций (ТС) и телеизмерений (ТИ).

Формирование ИМЭС связано с необходимостью решения группы задач, важнейшими из которых являются:

ввод телеинформации в ЦВМ и организация исходных массивов ТИ-ТС;

проверка достоверности поступающей информации с выявлением и локализацией грубых ошибок (детекция ошибок);

оценка возможности формирования ИМЭС при имеющемся составе и качестве исходных данных;

определение конфигурации схемы электрической сети по данным телеметрии (анализ топологии сети);

расчет установившегося режима;

повышение точности измеряемых и оценка неизмеряемых параметров режима (задача оценки состояния);

определение вида и параметров уравнений, описывающих поведение электрической сети с оценкой степени соответствия полученной модели реальному поведению электроэнергетической системы (задача идентификации электрической сети как объекта управления).

В статье рассматривается метод решения одной из перечисленных выше задач — определение конфигурации схемы электрической сети по данным телеинформации. Рассматриваемый метод анализа топологии электрической сети отличается от описанного в [Л. 2] разделением решаемой задачи на две части. Вначале осуществляется анализ схемы соединения каждой подстанции рассматриваемой сети. Затем по результатам этого анализа формируется описание электрической сети в целом.

Такой подход позволяет анализировать схему сети произвольной сложности при минимальных затратах памяти и времени ЦВМ, применяя независимую нумерацию (кодирование) коммутацион-

ных аппаратов каждой подстанции. Экономия оперативной памяти достигается благодаря тому, что в отличие от метода [Л. 2] объем обрабатываемых одновременно данных определяется схемой соединения расчетного узла с наибольшим числом коммутационных аппаратов. Применение метода [Л. 2] предопределяет необходимость одновременного хранения в оперативной памяти ЦВМ исходных данных по всей сети в целом.

Экономия времени ЦВМ достигается благодаря тому, что при изменении состояния коммутационных аппаратов анализируется схема соединений только тех расчетных узлов, где эти изменения произошли. В частном случае, когда изменится первоначальное состояние только одного коммутационного аппарата, осуществляется анализ схемы соединения одного расчетного узла. Результаты этого анализа вносятся в полученное ранее описание схемы сети в виде коррективов.

Информация, полученная в результате анализа схем соединения всех подстанций, позволяет описать расчетную и обобщенную схемы рассматриваемой электрической сети. Под расчетной понимается схема, позволяющая по минимуму телеизмеряемых величин однозначно определить все электрические параметры текущего режима, необходимые для формирования ИМЭС. Обобщенная схема используется для отображения на ЭЛТ с целью оперативной оценки текущего режима сети в целом без детализации схемы соединения каждой подстанции. Эта схема может быть получена из расчетной путем исключения (замыкания) ветвей, описывающих схему соединения каждой подстанции (шин, генераторов, реакторов, трансформаторов и т. п.). Поэтому рассматриваемая задача считается решенной, если сформирована расчетная схема сети.

Описание конфигурации электрической сети формируется по данным ТС с последующей проверкой достоверности полученной схемы по данным ТИ.

Для передачи телеинформации в АСДУ применяются многоканальные кодо-импульсные устройства телемеханики, обеспечивающие высокую точность и достоверность передаваемой информации в сочетании с большой информационной емкостью и высокой эффективностью использования каналов связи. Передача ТИ и ТС осуществляется в виде дискретных сообщений (слов) равной длины. Каждое сообщение соответствует одному значению телеизмеряемого параметра или группе ТС, число которых определяется количеством двоичных рядов используемого для передачи слова.

При вводе телеинформации в ЦВМ каждое сообщение должно дополняться целым рядом признаков, образующих так называемый идентификатор. В зависимости от конкретных условий состав идентификатора может быть различным, однако входящие в него признаки должны обеспечивать однозначное определение вида и адреса принимае-

мой телеинформации. Адрес (место замера) и вид поступившего сообщения определяются, как правило, номером устройства телемеханики и номером сообщения внутри цикла передачи, а для ТС необходимой дополнительной составляющей является также номер позиции (разряда) внутри сообщения.

Для определения конфигурации электрической сети необходимо телесигнализировать положение каждого коммутационного аппарата, определяющего включенное или отключенное состояние всех элементов расчетной схемы сети. К таким коммутационным аппаратам в первую очередь относятся выключатели. Поскольку по обе стороны каждого выключателя имеются разъединители, включенное или отключенное положение каждого присоединения должно в общем случае определяться положением выключателя и обоих разъединителей.

Для уменьшения количества ТС, необходимых для однозначного определения конфигурации электрической сети, представляется целесообразным вместо ТС положения выключателя и каждого из разъединителей осуществлять передачу обобщенных ТС, определяющих включенное или отключенное положение присоединения (выключателя и обоих разъединителей) в целом. Обобщенный сигнал положения выключателя и обоих разъединителей может быть сформирован логической схемой типа «И», имеющей три входа и один выход. В тех случаях, когда разъединители используются в качестве самостоятельных коммутационных аппаратов, их положение должно телесигнализироваться.

В качестве подстанций расчетной схемы рассматривается всякий узел сети, где осуществляется коммутируемое или некоммутируемое (постоянное) электрическое соединение двух или большего числа различных ветвей. Все подстанции рассматриваемой электрической сети должны иметь единую последовательную нумерацию. Анализ схемы соединения подстанций с постоянным соединением ветвей не производится. Описание схемы соединения таких подстанций заносится в описание расчетной схемы сети в виде постоянной информации.

В качестве ветвей схемы соединения каждой подстанции рассматриваются линии, шины, генераторы, реакторы, синхронные компенсаторы, трансформаторы и т. п. Число и схема соединения ветвей, которыми представляются трансформаторы и автотрансформаторы при анализе топологии электрической сети, определяются схемой их замещения, используемой для формирования ИМЭС.

Введем понятие внешней, внутренней и разделительной ветвей подстанции. К внешним относятся ветви, соединяющие между собой отдельные подстанции. Внутренними являются ветви, присоединенные к другим элементам схемы подстанции с одного или обоих концов и не имеющие соединения с элементами схем других подстанций. Ветви, осуществляющие разделение схемы подстанции на электрически не связанные части, относятся к разделительным. В большинстве случаев разделительные ветви являются внутренними для схемы соединения подстанции.

Внешними ветвями, как правило, являются линии электропередачи, соединяющие подстанции друг с другом; внутренними — генераторы, реакто-

ры, шины и т. п.; разделительными — трансформаторы и автотрансформаторы связи.

Рассматриваемый метод анализа топологии электрической сети основан на формализованном представлении схем соединения подстанций:

1. Соединение каждой ветви с другими ветвями должно осуществляться через коммутационный аппарат, а каждый коммутационный аппарат должен быть включен между двумя ветвями. Для выполнения этого условия в ряде случаев приходится вводить в схему подстанции условные (фиктивные) коммутационные аппараты с фиксированным включенным положением, а также фиктивные разделительные ветви и ветви-шины.

Под фиктивной разделительной ветвью понимается ветвь, соответствующая трансформатору связи с нулевым активным и реактивным сопротивлением и коэффициентом трансформации, равным единице. Фиктивная разделительная ветвь включается последовательно в цепь коммутационного аппарата, шунтирующего реальную разделительную ветвь.

Фиктивные ветви-шины вводятся в схему подстанции в местах электрического соединения двух или большего числа ветвей. Все ветви-шины используются только для анализа схемы соединения подстанций и не включаются в описание расчетной схемы сети.

2. Для ветвей-шин и коммутационных аппаратов каждой подстанции применяется независимая нумерация. Для нумерации ветвей-шин, включая фиктивные ветви-шины, используются номера, начинающиеся со 100. Все остальные ветви имеют единую для всей сети последовательную нумерацию.

Целесообразно применять следующий порядок нумерации ветвей. Номера, начиная с первого, присваиваются внешним ветвям, соединяющим подстанции рассматриваемой сети. Затем нумеруются ветви, второй конец каждой из которых присоединен к подстанциям, не входящим в рассматриваемую электрическую сеть. Эти ветви, как и ветви-шины, используются только для анализа схем соединения подстанций и не включаются в описание расчетной схемы сети. Последними нумеруются внутренние ветви подстанции, включая фиктивные разделительные ветви. При этом вторые концы ветвей, соответствующих генераторам, синхронным компенсаторам и реакторам образуют фиктивные узлы расчетной схемы. Вторые концы всех ветвей-реакторов индексируются цифрами 00. Обозначение второго конца ветвей, соответствующих генераторам и синхронным компенсаторам, начинается с нуля, дополняемого номером генератора или синхронного компенсатора на схеме рассматриваемой сети.

3. Расчетный узел схемы сети образуется электрическим соединением концов двух или большего числа ветвей.

4. Подстанция, не содержащая разделительных ветвей, при включенном положении всех телесигнализируемых коммутационных аппаратов образует один расчетный узел схемы.

5. Подстанция, содержащая разделительные ветви, при включенном положении всех телесигна-

лизируемых коммутационных аппаратов образует несколько расчетных узлов, число которых определяется количеством и схемой соединения раздельных ветвей подстанции. При этом за одним из расчетных узлов сохраняется номер подстанции, а остальным присваиваются порядковые номера, отличные от номеров, используемых для нумерации подстанций рассматриваемой сети.

6. В зависимости от положения коммутационных аппаратов каждый расчетный узел может разделиться на несколько электрически независимых узлов. Номер расчетного узла сохраняется за одним из них. В качестве такого узла целесообразно выбирать электрически независимый узел с максимальным числом присоединенных ветвей. Всем остальным электрически независимым узлам присваиваются номера, отличные от номеров, используемых для обозначения расчетных узлов сети. Число дополнительно вводимых в расчетную схему узлов определяется текущим положением коммутационных аппаратов.

7. Независимый электрический узел схемы сети не образуется: ветвями, одна из которых является внешней, а остальные — ветвями-шинами;

одиночными ветвями;

ветвями, второй конец каждой из которых присоединен к подстанциям, не входящим в рассматриваемую электрическую сеть.

Информацию, необходимую для анализа схем соединения подстанций, можно разделить на постоянную и переменную части. К постоянной части относятся данные, позволяющие поставить в соответствие каждому коммутационному аппарату, включая фиктивные, две присоединенные к нему ветви. Сюда же относятся данные о положении каждого фиктивного коммутационного аппарата. Указанные данные однозначно определяются схемой соединения каждой подстанции рассматриваемой электрической сети. К переменной информации относятся данные о телеметризируемом положении каждого коммутационного аппарата. В отличие от постоянной переменная часть информации обновляется в каждом цикле передачи устройств телемеханики.

Наиболее компактной и удобной для обработки с помощью ЦВМ является табличная форма записи всей перечисленной выше информации. Номер столбца таблицы определяется номером коммутационного аппарата, а содержимое строк соответствует номерам ветвей по обе стороны каждого коммутационного аппарата и его положению на данный момент времени. При этом положение «включено» и «отключено» обозначается цифрами 1 и 0 соответственно.

В процессе подготовки исходных данных для анализа схем соединения подстанций необходимо определить число расчетных узлов внутри каждой подстанции. Для каждого расчетного узла формируется таблица с постоянной частью перечисленной выше информации. Переменная часть информации заносится в эти таблицы специальной подпрограммой формирования расчетных массивов ТИ-ТС.

По таблице исходных данных формируются списки ветвей, примыкающих к отключенным и включенным коммутационным аппаратам. Анализ

схемы соединения каждого расчетного узла начинается с первой ветви списка отключенных коммутационных аппаратов. Если эта ветвь входит также в список включенных коммутационных аппаратов, то она имеет электрическое соединение с другой ветвью, присоединенной к противоположной стороне включенного коммутационного аппарата. Указанный коммутационный аппарат исключается из дальнейшего рассмотрения.

Далее проверяется наличие электрического соединения второй из двух рассмотренных ветвей с другими ветвями расчетного узла. Противоположный конец второй по порядку рассмотрения ветви имеет электрическое соединение с еще одной (третьей) ветвью, если номер второй ветви встречается в списке включенных коммутационных аппаратов еще один раз. Коммутационный аппарат, соединяющий эти ветви, также исключается из дальнейшего рассмотрения и описанная процедура продолжается с третьей ветвью.

Процедура формирования списка электрически соединенных ветвей завершается, если из рассмотрения последовательно исключены все включенные коммутационные аппараты или в оставшемся списке включенных коммутационных аппаратов отсутствует номер последней по порядку рассмотрения ветви расчетного узла. Если вторая по порядку ветвь в списке отключенных коммутационных аппаратов не входит в полученный список ветвей, образующих один электрический узел, то осуществляется последовательный перебор всех ветвей в оставшемся списке включенных коммутационных аппаратов и определяется второй список электрически соединенных ветвей.

Описанная выше последовательность операций продолжается до тех пор, пока в полученных списках электрически связанных ветвей не будут участвовать все ветви рассматриваемого расчетного узла. Число полученных списков электрически связанных ветвей позволяет определить число электрически независимых узлов в схеме расчетного узла при заданном положении коммутационных аппаратов. Если все ветви расчетного узла вошли в один список, то расчетный узел соответствует одному электрически независимому узлу.

Расчетная схема сети может быть описана таблицей, содержащей столько столбцов, сколько ветвей содержит рассматриваемая сеть. Для каждой ветви расчетной схемы в соответствующем столбце таблицы записываются номера электрически независимых узлов, к которым присоединяется эта ветвь. Если при заданном положении коммутационных аппаратов ветвь разомкнута с одной или обеих сторон, то в столбце таблицы записывается один или соответственно два нуля, и эта ветвь исключается из описания расчетной схемы сети.

Полученное описание расчетной схемы проверяется по данным ТИ. Для этого ветви, по которым телеизмеряются потоки мощности, выделяются в отдельный список. Если по результатам анализа ТС ветвь включена с обеих сторон, то соответствующее этой ветви ТИ должно быть отличным от нуля, поскольку вероятность нулевого перетока по включенной линии пренебрежимо мала,

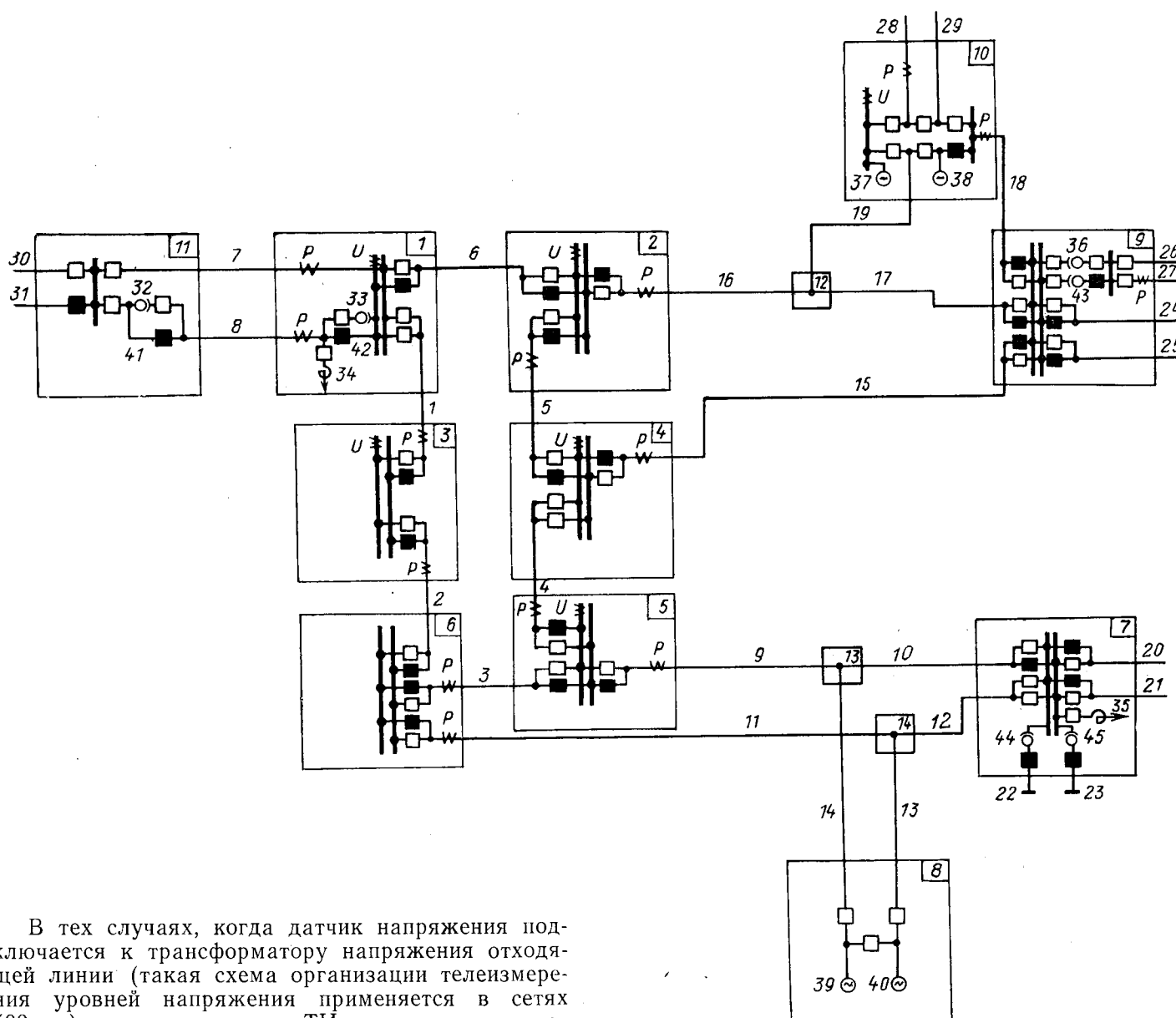


Рис. 1.

В тех случаях, когда датчик напряжения подключается к трансформатору напряжения отходящей линии (такая схема организации телеизмерения уровней напряжения применяется в сетях 500 кВ), соответствующее ТИ напряжения может использоваться для проверки правильности полученного описания расчетной схемы наравне с ТИ потоков мощности. Если по данным ТС ветвь расчетной схемы включена, а соответствующее ТИ равно нулю или отсутствует из-за отказа аппаратуры телемеханики или канала связи, оператору АСДУ выдается специальное сообщение и решается специальная подпрограмма детекции ошибок телеизмерений. Описание обобщенной схемы рассматриваемой электрической сети получается исключением из полученной таблицы всех внутренних ветвей.

Пример. Используя описанный выше метод, составим описание расчетной и обобщенной схем для электрической сети, показанной на рис. 1. Рассматриваемая электрическая сеть содержит 14 подстанций, три из которых (12, 13 и 14) имеют постоянное (некоммутируемое) соединение ветвей. Сеть содержит 31 внешнюю ветвь, из которых ветви с 20-й по 31-ю вторыми своими концами присоединяются к подстанциям, не входящим в состав сети.

Отключенное положение телесигнализируемых коммутационных аппаратов (выключателей) показано на рис. 1 зачерненными символами. Светлые символы выключателей соответствуют включенному положению (единичные значения ТС).

На рис. 1 показаны также состав и места установки датчиков ТИ, используемых для проверки правильности получаемого по данным ТС описания расчетной схемы электрической сети.

Подстанции 1 и 11 содержат одну, а подстанции 7 и 9 по две разделительные ветви, соответствующие автотрансформаторам связи. Подстанции 1, 9 и 11 образуют при включенном положении всех коммутационных аппаратов два расчетных узла каждая. Подстанция 7, несмотря на наличие двух разделительных ветвей, должна рассматриваться как один узел расчетной схемы сети. Это объясняется тем, что разделительные ветви 44 и 45 соединяются последовательно с внешними ветвями

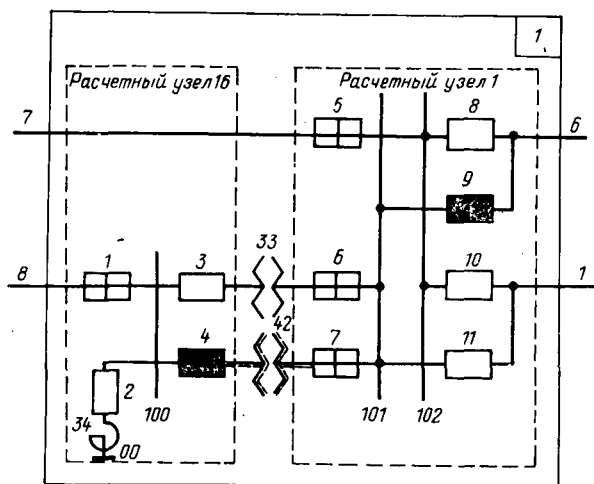


Рис. 2.

22 и 23, второй конец каждой из которых присоединяется к подстанциям, не входящим в рассматриваемую сеть.

На примере подстанции 1 проиллюстрируем применение рассматриваемого метода анализа схемы соединения подстанций. Осуществим предварительно формализацию схемы подстанции 1, руководствуясь изложенными выше в п. 1—7 основными положениями.

В месте электрического соединения ветвей 33, 34 и 42 введем в соответствии с п. 1 фиктивную ветвь-шину, присвоив ей номер 100. Поскольку выключатель 4 шунтирует разделительную ветвь 33, введем в схему подстанции фиктивную разделительную ветвь 42.

В соответствии с п. 2 второй конец ветви-реактора 34 образует фиктивный узел расчетной схемы сети, обозначенный цифрами 00.

Поскольку соединение каждой ветви с другими ветвями должно осуществляться через коммутационный аппарат, между ветвями 7—102, 8—100, 33—101 и 42—101 введены фиктивные коммутационные аппараты 1, 5, 6, 7 с фиксированным включенным положением.

В соответствии с п. 5 наличие разделительной ветви 33 и фиктивной разделительной ветви 42 приводит к образованию в схеме подстанции двух расчетных узлов, за одним из которых остается номер подстанции, а другому присваивается номер 16.

Полученная в результате описанных действий схема подстанции приведена на рис. 2.

Исходные данные для расчетного узла 1 подстанции 1:

Номер выключателя	5	6	7	8	9	10	11
Примыкающие к выключателю ветви	7	33	42	6	6	1	1
Положение выключателя	102	101	101	102	101	102	101
	1	1	1	1	0	1	1

Исходные данные для расчетного узла 16 подстанции 1:

Номер выключателя	1	2	3	4
Примыкающие к выключателю ветви	8	34	100	100
Положение выключателя	100	100	33	42
	1	1	1	0

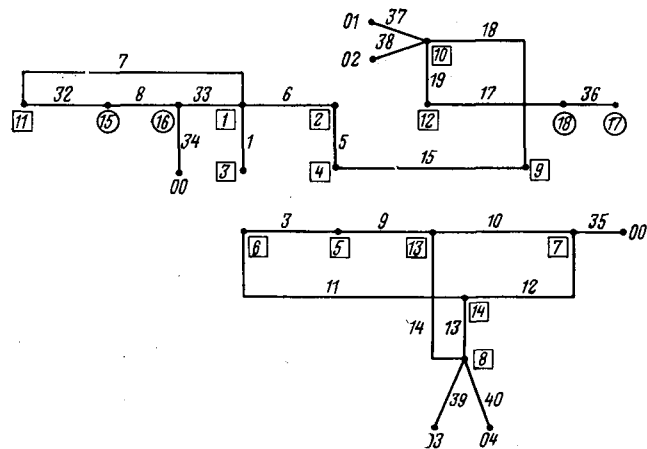
Списки ветвей, примыкающих к отключенным коммутационным аппаратам, для узла 1 содержат ветви 6 и 101, а для узла 16 — ветви 100 и 42. Все остальные столбцы соответствуют спискам ветвей, примыкающим к включенным коммутационным аппаратам.

Ветвь 6, присоединенная одним своим концом к отключенному выключателю 9, другим концом присоединена к включенному коммутационному аппарату 8. К противоположной стороне этого коммутационного аппарата присоединена ветвь 102. После первого цикла рассмотрения список электрически соединенных ветвей будет содержать ветви 6 и 102, а список ветвей, примыкающих к включенным коммутационным аппаратам, будет иметь вид:

Номер выключателя	5	6	7	10	11
Примыкающие к выключателю ветви	7	33	42	1	1
	102	101	101	102	101
Положение выключателя	1	1	1	1	1

Видно, что ветвь 102 имеет электрическое соединение через выключатели 5 и 10 с ветвями 7 и 1. Следовательно, список электрически соединенных ветвей будет содержать ветви 6, 102, 7 и 1, а список ветвей, примыкающих к включенным коммутационным аппаратам, примет вид:

Номер выключателя	6	7	11
Примыкающие к выключателю ветви	33	42	1
	101	101	101
Положение выключателя	1	1	1



Видно, что ветвь 1 электрически соединяется с ветвью 101 через выключатель 11, а ветвь 101 через выключатели 6 и 7 соединена с ветвями 33 и 42. Следовательно, расчетный узел 1 при заданном положении выключателей образует один электрический узел, к которому присоединяются все ветви.

Аналогичное рассмотрение исходных данных для узла 16 начинаем с ветви 100. Эта ветвь через включенные коммутационные аппараты соединяется с ветвями 8, 33 и 34, но не имеет соединения с ветвью 42. Одиночная фиктивная разделительная ветвь 42 не может образовать независимый электрический узел, поэтому расчетный узел 16 при заданном положении коммутационных аппаратов образует один электрический узел, к которому присоединены ветви 100, 8, 33 и 34.

Исключим из полученных списков электрически соединенных ветвей ветви-шины 101 и 102, а также фиктивную ветвь-шину 100. В описание расчетной схемы рассматриваемой сети входят ветви 1, 6, 7 и 33, образующие узел 1, а также ветви 8, 33 и 34, образующие узел 16 расчетной схемы сети.

Проведя аналогичный анализ схем соединения всех подстанций, получим информацию, позволяющую составить описание расчетной схемы сети в виде:

Номер ветви	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45
Номера узлов в начале и конце ветви	1	3	5	4	2	1	1	15	5	7	6	7	8	8	4	0	12	9	10	11	1	16	7	17	10	10	8	8	0	1	0	7	7
	3	0	6	0	4	2	11	16	13	13	14	14	14	13	9	12	18	10	12	15	16	00	00	18	01	02	03	04	11	0	9	0	0

В описание вышеуказанной расчетной схемы не включены внешние ветви с 20 по 31, второй конец каждой из которых присоединен к подстанции, не входящей в рассматриваемую электрическую сеть.

Ветви 34 и 35 соответствуют реакторам подстанции 1 и 7 соответственно. Для обозначения вторых концов этих ветвей используются цифры 00. Вторым концом ветвей-генераторов обозначаются цифрами 01, 02, 03 и т. д. Ветви 2, 4, 16, а также ветви с 41 по 45 включительно разомкнуты и не входят в расчетную схему сети. Конфигурация расчетной схемы сети показана на рис. 3.

Для описания обобщенной схемы рассматриваемой сети исключаются ветви с 32 по 40, так как они являются внутренними ветвями подстанций. Полученная обобщенная схема сети показана на рис. 4.

Выводы. Рассмотренный метод анализа топологии электрической сети позволяет сформировать в памяти ЦВМ АСДУ описание расчетной и обобщенной схем электрической сети произвольного объема и сложности. Описание схемы электрической сети формируется по результатам проводимого предварительно анализа схем соединения каждой из подстанций. Описание конфигурации электрической сети формируется по данным ТС с последующей проверкой правильности полученной схемы по данным ТИ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Богданов В. А. Информационная модель электрической сети автоматизированной системы диспетчерского управления. — «Электричество», 1973, № 5, с. 1—7.

2. Automatic power system network topology determination. — «IEEE Transactions on power apparatus and systems». V. 92, № 2, march, april, 1973, p. 610—615. Aut.: Sasson A. M., Ehrmann S. T., Lynch P., Van Slyck L. S.

[5.11.1974]



УДК 621.315.618.015.51

Электрическая прочность сжатых газов в коаксиальной системе электродов

ЛЯПИН А. Г., СЕМЕНОВ Ю. Н.

Во многих практических случаях элементы высоковольтных аппаратов и устройств могут быть представлены в виде коаксиальной системы электродов (шинопроводы, кабели с изоляцией сжатым газом и т. д.). Для таких систем электродов с отношением радиусов $R/r_0 < 10$ электрическую прочность газовой среды с достаточной для практики точностью можно подсчитать по методу Купфмюллера — Разевига [Л. 1 и 2].

Справедливость такого расчета базируется на сопоставлении расчетных и опытных данных, полученных в основном для воздуха при нормальных атмосферных условиях. В практике высоковольтного аппаратостроения применяются также высо-

копрочные газы, как правило фторо- или хлоруглеводороды, поэтому для них желательно проверить справедливость этих расчетов.

В статье приводятся результаты экспериментальных исследований электрической прочности воздуха, водорода и элегаза для цилиндрических систем электродов при $1,14 \leq R/r_0 \leq 6$ в диапазоне давлений $0,05 \leq p \leq 1,5$ МПа.

Для исключения из опытов ряда факторов, оказывающих значительное влияние на пробивное напряжение, исследования проводились с использованием тщательно очищенных и осушенных газов. Электроды были изготовлены из нержавеющей стали. При контрольных опытах применялся очищен-

ный и осушенный воздух. Внешним электродом служил неразрезной цилиндр (измерительная часть не выделялась), внутренняя (рабочая) поверхность которого была выполнена по профилю Роговского с $\psi = \pi/2$ для заданного значения R . Длина цилиндрической части внешнего электрода составляла $(2-3)R$, общая длина — более $7R$. Радиус R внешнего электрода был принят равным 1,0; 2,0; 3,0 и 5,0 см. Рабочая поверхность внешних электродов по чистоте обработки была не ниже $\nabla 8$. Внутренними электродами служили калиброванные прутки. Цилиндрический конденсатор в собранном виде (точность по соосности не менее $\pm 0,05$ мм) помещался в камеру давления [Л. 3]. В каждой серии

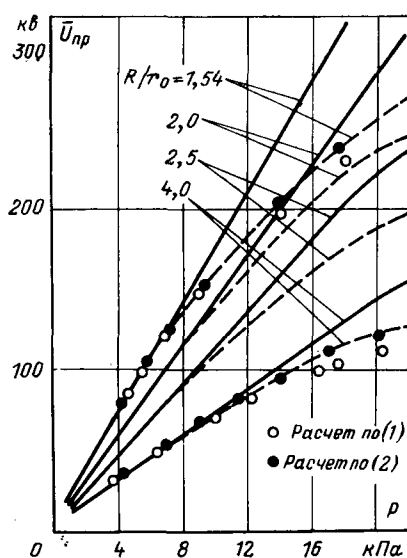


Рис. 1. Зависимость пробивного напряжения от давления в водороде для цилиндрического конденсатора $R=3,0$ см (сплошные линии — положительная полярность внутреннего электрода, пунктирные — отрицательная).

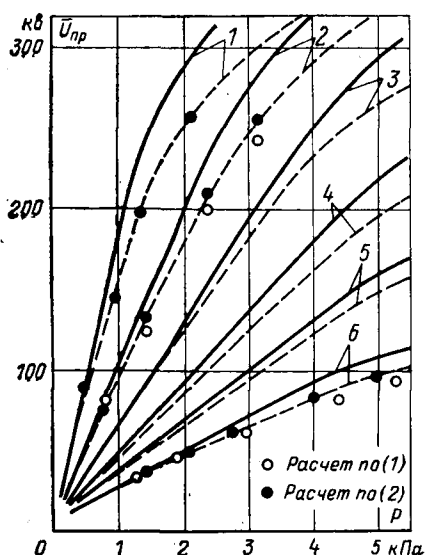


Рис. 2. Зависимость пробивного напряжения от давления в очищенном и осушенном аргоне (сплошные линии — положительная полярность, пунктирные — отрицательная).

1 — $R=2,0$ см, $R/r_0=1,54$; 2 — $3,0$ см, 3; 3 — $2,0$ см, 3; 4 — $2,0$ см, 4; 5 — $1,0$ см, 3, 6 — $1,0$ см, 4.

опытов после промывки и вакуумирования камеры электроды подвергались электроискровой обработке 50—100 пробоями.

На рис. 1 приведены экспериментальные зависимости пробивного напряжения от давления для осушенного и очищенного водорода, на рис. 2 — аналогичные зависимости для аргона. На этих же рисунках отмечены значения пробивного напряжения, подсчитанные по уравнениям [Л. 4]:

$$U_{пр1} = A r_0 p \ln R/r_0 \times 1/G [1 + \sqrt{1 - G(1 - 1/pS^*)}] \quad (1)$$

и

$$U_{пр2} = A r_0 p \ln R/r_0 [1 + a(r_0 p)^{-b}]. \quad (2)$$

Здесь значения $U_{пр1}$ и $U_{пр2}$ соответственно означают минимальные пробивные (критические) напряжения для квазиоднородных (1) и слабееоднородных (2) полей. Критерием перехода для заданной геометрии электродов, как следует из [Л. 1], может служить величина критического давления, значение которого для цилиндрических конденсаторов определяется по уравнению

$$p_k = [B/A]^2 \times \frac{R/r_0 - 1}{R(\ln R/r_0)^2} \times \frac{R(\ln R/r_0)^2}{r_0(R/r_0 - 1)^2 - R(\ln R/r_0)^2}; \quad (3)$$

или

$$p_k = 1/r_0^* \frac{R/r_0 - 1}{(R/r_0 - 1)^2 - R/r_0(\ln R/r_0)^2}. \quad (4)$$

В приведенных формулах приняты следующие обозначения: A , B — характеристические параметры в соотношении Шумана, определяющие электрическую прочность исследуемого газа; G — геометрический фактор или коэффициент Разевига; R , r_0 — внешний и внутренний радиусы цилиндрического конденсатора; s^* , r_0^* — приведенные межэлектродные расстояния $s^* = s(A/B)^2$ или размеры внутреннего электрода; a , b — коэффициенты, величина которых зависит от физико-химических свойств газа и геометрии поля.

Сопоставление экспериментальных и расчетных данных показывает, что соотношение (1) для большого диапазона R/r_0 при $p < p_k$ дает хорошее согласование или достаточно близко отображает пробивные напряжения в цилиндрических конденсаторах лишь при $G \approx 1$.

Соотношение (2) дает удовлетворительные значения относительно $U_{пр}$ для большего диапазона геометрических размеров и давления среды. Однако согласование расчетных и экспериментальных данных наблюдается лишь для диапазона ps (или pr_0), где соблюдается закон подобия разряда.

Для анализа полученных экспериментальных данных представим их в координатах подобия разряда $(\bar{E}_{пр}/\delta, r_0\delta)$, где $\bar{E}_{пр}$ — усредненный по всем сериям максимальный электрический градиент на поверхности токоведущей жилы цилиндрического конденсатора, т. е. максимальный градиент на электроде с радиусом r_0 , δ — относительная плотность среды.

Интерпретируемые таким образом данные для аргона при отрицательной полярности приведены на рис. 3. Там же приведены расчетные кривые по соотношениям (2) и (5).

В рассматриваемом диапазоне $r_0\delta$ (или pr_0) полученные экспериментально зависимости $\bar{E}_{пр}/\delta =$

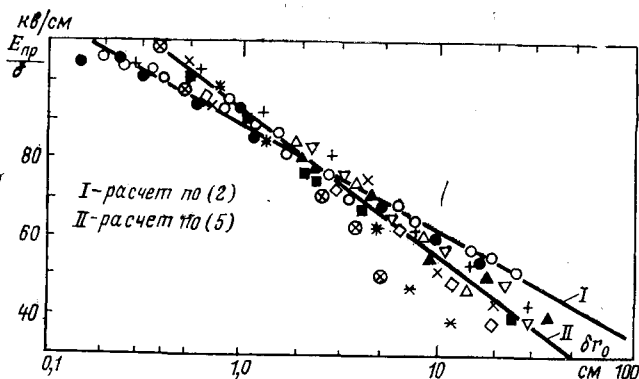


Рис. 3. Зависимость приведенного пробивного градиента $E_{пр}/\delta$ в элегазе от значения δr_0 при отрицательной полярности внутреннего электрода.

● — $R=1,0$ см, $R/r_0=6$; ○ — $1,0$ см, 4; □ — $1,0$ см, 3; ⊗ — $2,0$ см, 6; * — $2,0$ см, 4; × — $2,0$ см, 3; + — $2,0$ см, 1,5; △ — $3,0$ см, 1,5; ▽ — $3,0$ см, 2; ▲ — $3,0$ см, 3; ■ — $3,0$ см, 4; ◇ — $3,0$ см, 6.

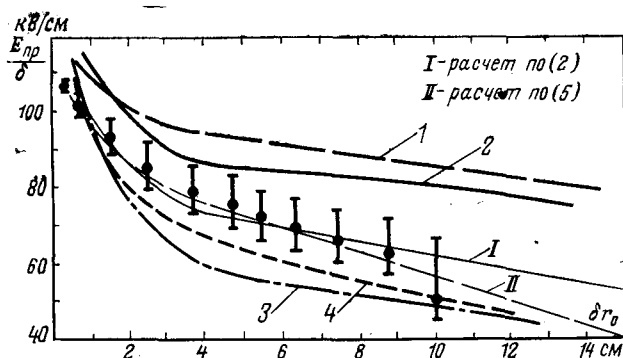


Рис. 4. Обобщенная зависимость $E_{пр}/\delta = f(\delta r_0)$ для элегаза. 1 — по [Л. 5]; 2 — по [Л. 12]; 3 — по [Л. 10]; 4 — по [Л. 11]; I — границы экспериментальных данных.

$= f(r_0\delta)$ для $0,5 \leq \delta \leq 10$ при отрицательной полярности внутреннего электрода достаточно хорошо могут быть описаны аналитическими выражениями:

$$\left. \begin{aligned} \text{для } SF_6 \quad E_{пр}^-/\delta &= 78,5 [1 + 0,116 (r_0\delta)^{-0,38}]; \\ \text{для } H_2 \quad E_{пр}^-/\delta &= 11,2 [1 + 0,27 (r_0\delta)^{-0,36}]; \\ \text{для воздуха } E_{пр}^-/\delta &= 24,5 [1 + 0,24 (r_0\delta)^{-0,4}]. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

На основе этих соотношений на рис. 3 по методу наименьших квадратов проведена кривая II.

На рис. 3 приведены данные для отрицательной полярности внутреннего электрода, так как кривые $E_{пр}/\delta = f(r_0\delta)$, подсчитанные согласно (5), только в этом случае совпадают с минимальными значениями пробивного напряжения для неизменных R/r_0 и p . Кроме того, метод Купфмюллера — Разеви́га, как отмечалось в [Л. 1], позволяет подсчитать только минимально возможные для заданной системы электродов пробивные напряжения, т. е. для анализа и сопоставления расчетных и экспериментальных данных вообще достаточно знать лишь $U_{пр}$ при отрицательной полярности токоведущей жилы цилиндрического конденсатора [Л. 5—7].

Согласно данным рис. 1 и 2 пробивные напряжения для рассматриваемого диапазона pr_0 при положительной полярности оказываются заметно выше, чем $U_{пр}$ при отрицательной полярности (более 15%). Однако приведенные эксперименталь-

ные данные относятся к оттренированным электроискровыми разрядами электродам. Для получения однообразия тренировка производилась в среде очищенного и осушенного водорода при $p=1,0$ МПа. Поэтому полученные соотношения (5) для расчета пробивного градиента в цилиндрических конденсаторах можно отнести к оптимистической оценке электрической прочности рассматриваемых газов, так как эти соотношения относятся к несколько идеализированным лабораторным условиям.

Эксперименты показывают, что влияние электроискровой тренировки электродов на величину пробивного напряжения в цилиндрическом конденсаторе независимо от применяемого газа приблизительно одинаково: после первого пробоя пробивное напряжение имеет тенденцию к повышению и достигает некоторого установившегося значения $U_{пр.у}$ после определенного числа N_y . Число пробоев, при котором достигается $U_{пр} = U_{пр.у}$ для рассматриваемых газов, находится в пределах 27—52. Данные эксперимента подтверждают, что независимо от свойств газа аналитические соотношения (5) дают хорошее согласие с опытом, полученным в одинаковых условиях при соответствующей тренировке электродов.

Результаты опытов с учетом напряжения первого пробоя, а также данные [Л. 5, 8—12] в тех же координатах подобия приведены на рис. 4. С точностью до 11% значения $E_{пр}/\delta$, рассчитанные по (5), совпадают с усредненным пробивным градиентом (кривая I, рис. 4) для всего исследованного диапазона $r_0\delta$.

Из рис. 4 следует, что электрическая прочность элегаза, подсчитанная по [Л. 8—11], получается заметно (до 20%) ниже минимальной границы экспериментальных значений. Данные [Л. 5 и 12] практически совпадают между собой, но дают завышенные по сравнению с экспериментом пробивные напряжения. Для практического диапазона $E_{пр}^-/p(r_0p)$ эти данные все же достаточно хорошо согласуются с верхней границей экспериментальных значений $E_{пр}^-/p$.

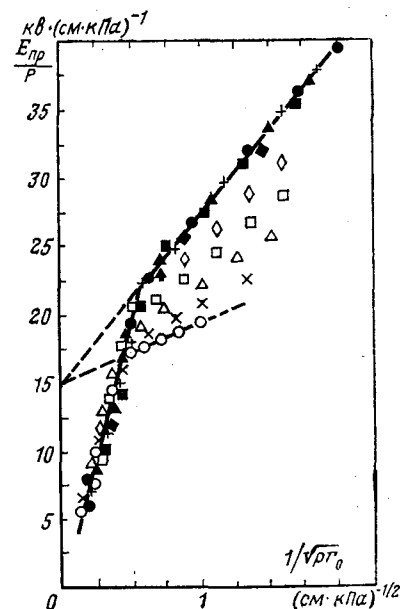


Рис. 5. Зависимость $E_{пр}/p = \varphi(1/\sqrt{r_0p})$ для водорода при $R=3,0$ см. Положительная полярность — зачерненные значки, отрицательная — светлые. ○ — $R/r_0=1,54$; × — 2; △ — 2,5; □ — 3; ◇ — 4.

Наблюдаемое отклонение можно объяснить различием в методиках предварительной тренировки рабочих поверхностей электродов, так как достоверность (коэффициент корреляции) характеристических коэффициентов в соотношениях [Л. 5 и 12] не приводится. Известно лишь, что электроды подвергались электронской тренировке и при определении $(E_{пр}/p)_{ср}$ последнее подсчитывалось по 25—30 замерам. В [Л. 8—10] нет данных о способах тренировки электродов, неизвестна и чистота обработки последних. Можно предположить, что за $U_{пр}$ в [Л. 8—10] принималось значение напряжения, соответствующее первому пробую.

На рис. 5 в координатах $(E_{пр}/p, 1/\sqrt{r_0 p})$ приведены результаты опытов для ряда значений R/r_0 в водороде. Последнее сделано с целью проверки справедливости формулы Пика при больших давлениях, поскольку часто это делается автоматически.

Зависимость $E_{пр}/p = \varphi(1/\sqrt{r_0 p})$ представляет собой ломаную в виде двух отрезков прямых. В диапазоне $0,2 \leq 1/\sqrt{r_0 p} \leq 0,6$ все экспериментальные точки независимо от полярности электрода с большей кривизной для всех исследованных значений R/r_0 и $r_0 p$ образуют практически единую прямую, аналитическое выражение которой

$$E_{пр} = a' (r_0 p)^{-1/2} = 34/\sqrt{r_0 p}, \quad (6)$$

где a' — постоянная для данного газа.

Для $1/\sqrt{r_0 p} \geq 0,65$ функция $E_{пр}/p = \varphi(1/\sqrt{r_0 p})$ зависит главным образом от полярности внутреннего электрода и для положительной полярности $(E_{пр}/p)_{ср}$ определяется абсолютным значением R/r_0 . Однако независимо от R/r_0 и полярности электрода с радиусом r_0 продолжение отрезка рассматриваемой кривой до пересечения с осью ординат (в сторону больших $r_0 p$) отсекает на ней практически неизменное значение; например, для водорода $(E_{пр}/p)_{ср}$ — около $15 \text{ кВ/см} \cdot \text{кПа}$. По аналогии для элегаза $(E_{пр}/p)_{ср} \approx 84 \text{ кВ/см} \cdot \text{кПа}$ и для воздуха — около $31 \text{ кВ/см} \cdot \text{кПа}$.

Все это позволяет предположить, что соотношение вида $\bar{E}_{пр}^* = 1 + a(r_0 p)^{-b}$, где a, b — некоторые постоянные, является общей формой условия подобия разрядов, сохраняющих неизменность пробивного напряжения для неизменных размеров цилиндрического конденсатора с изменением давления. С другой стороны, наличие единой зависимости $E_{пр}/\delta = f(r_0 \delta)$ (или $E_{пр}/p = f(r_0 p)$ для всех R/r_0 пусть даже для определенного диапазона $r_0 \delta$ и справедливость соотношения (6) для высоких давлений позволяет считать, что для этого диапазона значений $1/\sqrt{r_0 p}$ обобщенный коэффициент ударной ионизации γ является либо постоянной величиной, либо линейно изменяется с E/p .

При достижении на поверхности токоведущей жилы вполне определенного градиента (для водорода и элегаза — по приведенным данным $E_{пр}^- > 300 \text{ кВ/см}$ или при $\bar{E} > 10$) в процессах формирования и распространения разряда появляются «запрещенные» для подобных разрядов процессы, что

и приводит к явным отклонениям от закона подобия и к существенным уменьшениям приведенного пробивного градиента.

Однако полученные в рассматриваемых опытах данные, даже с учетом $\bar{E}_{пр}^+/p > \bar{E}_{пр}^-/p$ (различие в пробивных напряжениях в этом диапазоне p от полярности электрода с большей кривизной), не позволяют однозначно указать первичную причину такого отклонения — вызвано ли оно действием только автоэлектронной эмиссии с $E > 300 \text{ кВ/см}$ или действием микронеровностей, либо действием каких-то комбинированных процессов.

Замедление роста пробивного напряжения от давления при $p > p_{кр}$ (рис. 1 и 2) для рассмотренных газов можно связать с появлением автоэмиссионного тока на поверхности катода, т. е. с возникновением «запрещенных» процессов. В этом случае обобщенный коэффициент вторичной ионизации γ зависит от абсолютного значения E .

Ударная ионизация, прилипание и отрыв электронов в литературе относятся к разрешенным процессам. В области повышенного давления, по меньшей мере для азота и воздуха, это подтверждается экспериментально. Обобщенный вторичный коэффициент ионизации γ для низких значений E/p неизвестен. Поэтому прямые причины отклонений от закона подобия требуют специального изучения. Как показывают экспериментальные данные в области отклонения от закона подобия разряда, при отрицательной полярности электрода большой кривизны, пробой становится возможным даже при столь низких приведенных градиентах E/p , для которых $\alpha_{эф} = \alpha - \eta < 0$.

Это, конечно, не означает, что в зоне отклонения от закона подобия критерием самостоятельности разряда может служить условие $\alpha < \eta$. Фиксируемые экспериментально пробивные напряжения в этой зоне при сохранении основных положений в формировании и распространении разряда по Таунсенду, как и в случае удовлетворения подобия, соответствуют некоторым фиктивным усредненным по всему промежутку α и η . При этом математически возможно, что α будет меньше η , однако в отдельной точке поля или даже зоне, где зарождается (формируется) искра, условие $\alpha > \eta$ обязательно выполняется. Последнее более четко можно проследить для слабонеоднородных полей другой конфигурации, например, в системе, шар — плоскость.

Поскольку наиболее вероятным процессом, с помощью которого пока возможно объяснить существование зоны отклонения от закона подобия, является автоэлектронная эмиссия, то значение $(pr_0)_{кр}$ или $p_{кр}$, начиная с которого наблюдается отклонение от подобия, должно зависеть от материала катода. Этот факт подтверждается экспериментально. Следовательно, для $pr_0 > (pr_0)_{кр}$ пробивной приведенный градиент мало зависит от межэлектродного расстояния.

Все это позволяет утверждать, что в зоне отклонения от подобия понятие электрической прочности по принятой классификации теряет физический смысл. Поэтому при рассмотрении вопроса о практическом использовании сжатых газов в качестве изоляции высоковольтных аппаратов для заданной

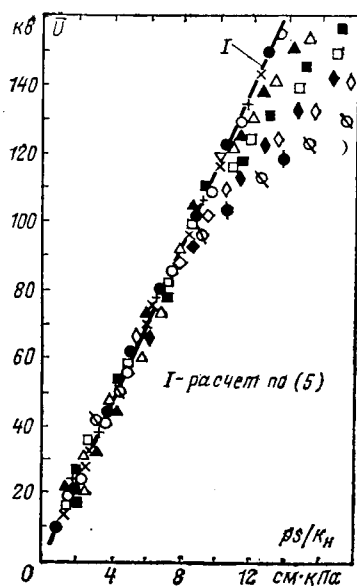


Рис. 6. Зависимость пробивного напряжения в водороде для сферического (зачерненные значки) и цилиндрического (светлые) конденсаторов от приведенного расстояния ps/k_n .

геометрии систем электродов можно применять теоретические методы лишь для $p \leq p_{кр}$. В этом диапазоне давлений приведенные данные подтверждают правомерность практического применения метода Купфмюллера — Разевига для оценки изоляционной способности сжатых газов независимо от физико-химического состава последних. Иными словами, соотношение (2) вполне может быть рекомендовано для практической оценки пробивных напряжений цилиндрической системы электродов.

Ограничением этому выводу может служить лишь тот факт, что все опытные данные получены на коротких цилиндрических конденсаторах и в несколько идеализированных условиях. Для подтверждения высказанной гипотезы о неучете размеров электродов по принятой методике подготовки и проведения опыта проведем сопоставление $\bar{U}_{пр}$, полученных в коаксиальной системе и в сферических конденсаторах [Л. 3]. Такое сопоставление для водорода приведено на рис. 6 в координатах ($\bar{U}_{пр}$, ps/k_n), где k_n — коэффициент неоднородности поля. Данные рис. 6 показывают, что для диапазона R/r_0 , r , R и $r_0 p$, относящегося к области выполнения условия подобия разряда независимо от системы электродов, пробивные напряжения в отмеченных координатах (с учетом различия электростатических полей) имеют очень малую область разброса и образуют практически единую кривую, которая соответствует соотношению (5).

Удовлетворительное согласование электрической прочности сжатых газов в слабонеоднородных полях, определяемой экспериментально и по методу Купфмюллера — Разевига, позволяет поставить под сомнение выводы [Л. 5, 8, 10] о влиянии лишь площадей электродов на пробивное напряжение независимо от степени их тренированности. Эти данные показывают также, что для таких двух различных по рабочей площади систем электродов как сферический конденсатор с $D/d_{ш} = 2,5$ или 3,57 и цилиндрический конденсатор с $R/r_0 = 1,54—2$ существует

диапазон p , для которого в этих системах наблюдается подобие разряда и пробивное напряжение не зависит не только от площади электродов, но и от отношения P/d , а определяется значением pr . В том и другом случае обработка и степень чистоты электродов были одинаковыми (при неизменной методике определения $U_{пр}$ и $\bar{U}_{пр}$). Наблюдаемое в [Л. 5 и 10] падение пробивного напряжения с увеличением площади электродов, возможно, связано с различной чистотой обработки электродов. В самом деле, вряд ли обычными методами можно получить чистоту $\nabla 8$ даже для плоских электродов площадью более 1 м^2 .

Выводы. 1. В коаксиальной системе электродов для широкого диапазона значений R/r_0 , r_0 и p электрическая прочность водорода, воздуха и элегаза для определенного диапазона давлений достаточно точно описывается теоретическим соотношением (2), полученным на основе метода Купфмюллера — Разевига.

2. Значения расчетной электрической прочности сжатых газов в слабонеоднородных полях относятся лишь к случаю отрицательной полярности электрода с меньшим радиусом.

3. В диапазоне подобия разряда пробивные напряжения (напряженности) обобщаются независимо от системы электродов и физикохимических свойств газа в координатах подобия разряда с учетом различия электростатических полей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Разевиг Д. В. Начальные напряжения газового разряда в электрических полях различной конфигурации. — «Электричество», 1970, № 8, с. 14—16.
2. Kūpfmüller K. Einführung in die theoretische Elektrotechnik. Berlin, Springer, 1936.
3. Электрическая прочность водорода в однородном поле при высоком давлении. — «Электричество», 1970, № 5, с. 68—72. Авт.: Левитов В. И., Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н., Тилик В. Г.
4. Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. Электрическая прочность сжатых газов в слабонеоднородных полях. — «Электричество», 1974, № 8, с. 34—40.
5. Nitta T., Jamada N., Arohata J. Characteristics of SF_6 as an Insulating Medium. — «Mitsubishi Denki Gisho», 1970, v. 44, № 9.
6. Steiniger E. Durchschlagsverhalten von SF_6 bei Gleich- und Wechsel- und Stoßspannungsbeanspruchung. — «ETZ», 1965, Bd 86A, № 18.
7. Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. Электрическая прочность сжатых фтор-хлоруглеродов в однородном поле. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1973, № 1, с. 104—108.
8. Борин В. Н. Разрядные напряженности в элегазе при повышенных давлениях. — «Электричество», 1972, № 11, с. 67—69.
9. Борин В. Н., Сысоев М. И., Яковлев В. В. Расчет изоляционных конструкций в сжатых газах. — «Электротехническая промышленность. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы», 1971, вып. 1, с. 41—42.
10. Бортник И. М., Кук Ч. Характеристики зажигания разряда в шестифтористой сере при сверхвысоких напряжениях. — «ЖТФ», 1972, т. X, № 11, с. 2376—2379.
11. Залесский А. М., Полтев А. И., Виленчук А. Л. Электрическая прочность элегаза в поле коаксиальных электродов. — «Электричество», 1970, № 5, с. 83—88.
12. Maigret F. Cellule de controle pour dielectriques gazeux en champ cylindrique. — «RGE», 1969, t. 78, № 6.

[9.10.1973]



Ориентация вытянутых частиц при движении в электрическом поле

ВЕРЕЩАГИН И. П., ЖУКОВ В. А., МОРОЗОВ В. С.

Московский энергетический институт

При расчете движения удлинённых частиц важно знать их ориентацию относительно направления действия электрического поля и время ее установления, поскольку эти параметры влияют на величину основных действующих сил: силу сопротивления среды движению частицы [Л. 1] и электрическую силу. Электрическая сила изменяется из-за того, что от ориентации частицы зависит заряд, приобретаемый ею в электрическом поле [Л. 2].

В результате действия электрического поля на заряженную частицу она приходит в движение. Одновременно с этим под влиянием электрического момента, обусловленного взаимодействием электрического поля с поляризационными зарядами, частица стремится развернуться наиболее длинной осью вдоль направления электрического поля.

Электрические силы не являются единственными способствующими приобретению частицей ориентации. Из экспериментальных исследований движения частиц в воздушной среде под действием силы тяжести [Л. 1, 3 и 4] известно, что в определенном диапазоне значений числа Рейнольдса частицы стремятся повернуться таким образом, чтобы испытываемое ими сопротивление движению было наибольшим. Такое положение соответствует ориентации удлинённых частиц длинной осью перпендикулярно направлению движения.

Рассмотрим, как изменяется картина обтекания движущейся частицы потоком при изменении числа Рейнольдса.

При малых числах Рейнольдса, соответствующих области применимости закона Стокса для сопротивления среды движению частиц, линии потока воздуха плавно огибают частицу, образуя симметричную картину в набегающей и сходящей частях потока. Такое симметричное обтекание не приводит к появлению ориентирующего момента во всяком случае для частиц типа удлинённых цилиндров. Цилиндрические частицы падают, сохраняя начальную ориентацию.

С ростом числа Рейнольдса такая симметричная картина обтекания нарушается, что на определенной стадии приводит к появлению вихрей в сбегающей части потока, их постепенному разрастанию и отрыву от частицы. Сопоставление экспериментальных данных свидетельствует, что нарушение симметрии обтекания происходит при тех же значениях числа Рейнольдса, при которых начинает проявляться ориентирующее действие среды. Цилиндрические частицы поворачиваются длинной осью перпендикулярно направлению движения при $Re \approx 0,1$.

Ориентация частиц при падении под действием силы тяжести связана с появлением гидродинамического вращающего момента $M_{гд}$, действующего на частицу со стороны среды.

При движении частиц в электрическом поле ориентация частиц определяется совместным действием электрического и гидродинамического моментов. В зависимости от соотношения этих моментов частица может располагаться различным образом относительно направления действующих сил и направления движения. В частности, возможны

случаи, когда частица в электрическом поле располагается длинной осью перпендикулярно направлению напряженности поля.

Экспериментальному исследованию процессов ориентации удлинённых частиц при их движении в электрическом поле посвящено большое число публикаций [Л. 5—11]. В большинстве случаев рассматривается ориентация частицы, когда направление ее поступательного движения совпадает с направлением вектора напряженности электрического поля. Именно этот случай движения характерен для электроворсования и электропрядения.

В [Л. 5 и 6] приводятся результаты экспериментальной оценки времени ориентации биполярно заряженных хлопковых волокон в зависимости от напряженности электрического поля, влажности среды и величины избыточного заряда волокна $q_{изб}$. Показано, что с ростом $q_{изб}$ от $0,8 \cdot 10^{-11}$ до $1,4 \cdot 10^{-11}$ к времени ориентации увеличивается более чем вдвое. Объяснить этот экспериментальный факт можно только зависимостью гидродинамического ориентирующего момента от скорости поступательного движения [Л. 5]. Электрический момент, действующий на частицу, от величины избыточного заряда не зависит.

В [Л. 10 и 11] при исследовании зарядки хлопковых волокон было обнаружено, что при влажности среды 32% волокна при движении в поле короны сохраняют начальную ориентацию, т. е. перемещаются перпендикулярно направлению движения. При влажности 58% волокна ориентировались вдоль направления электрического поля. Это явление связано с изменением величины электрического момента частицы от влажности среды [Л. 9—11]. Гидродинамический момент от влажности среды не зависит.

От времени ориентации зависят размеры технологических устройств и качество изделий. Так, в [Л. 7] отмечается, что при электроворсовании возможно наклонное закрепление ворсинок в клеевой поверхности изделия, что свидетельствует о неполной ориентации частиц вдоль поля. Для обеспечения ориентации строго вдоль поля в таких устройствах ворс обрабатывают растворами солей, что приводит к увеличению его проводимости и, как следствие, к увеличению электрического ориентирующего момента.

Наряду с достаточным количеством экспериментальных работ, которые качественно подтверждают зависимость окончательной ориентации и времени ее достижения от условий движения и, таким образом, свидетельствуют о наличии гидродинамического ориентирующего момента, отсутствуют данные о значении этого момента. Известны расчеты времени ориентации вытянутых частиц [Л. 7—9], однако в этих расчетах гидродинамический момент не учитывался. Поэтому результаты проведенных расчетов не соответствуют случаям движения в реальных технологических процессах.

Целью статьи является определение гидродинамического ориентирующего момента, действующего на вытянутые жесткие частицы при их движении

в воздушной среде, и установление зависимости этого момента от характерных параметров.

Характер обтекания частицы потоком и, как следствие, сила сопротивления среды движению частицы зависит от их формы. Естественно ожидать, что гидродинамический ориентирующий момент также зависит от формы частицы. Для упрощения задачи будем рассматривать жесткие вытянутые цилиндрические частицы кругового сечения. Для таких частиц параметрами являются длина частицы и ее диаметр.

Происхождение гидродинамического ориентирующего момента связано со структурой воздушного потока вблизи частицы, которая определяется числом Рейнольдса $Re = Va/\nu$, где V — скорость поступательного движения частицы; a — характерный размер частицы; ν — кинематическая вязкость воздуха. Поэтому значение момента $M_{гд}$ в первую очередь должно зависеть от Re .

В качестве характерного размера, входящего в выражение для числа Рейнольдса применительно к длинным цилиндрам обычно используется диаметр, однако из физических соображений очевидно, что гидродинамический ориентирующий момент зависит от длины частицы. Изменение ориентации частицы в процессе движения и наличие предельной устойчивой ориентации свидетельствует о зависимости гидродинамического момента от положения частицы, которое характеризуется углом между длинной осью частицы и направлением движения.

С учетом указанных выше соображений представляется целесообразным выбрать следующий вид функциональной зависимости гидродинамического момента от характерных параметров:

$$M_{гд} = A(V - V_0)^k d^m l^n f(\alpha), \quad (1)$$

где k, m, n — неизвестные постоянные числа; V_0 — значение скорости частицы, при котором начинает проявляться ориентирующее действие среды; $f(\alpha)$ — функция, отражающая зависимость $M_{гд}$ от ориентации частицы; A — коэффициент пропорциональности, зависящий от плотности и вязкости среды; d — диаметр частицы; l — ее длина.

При расчетах силы сопротивления среды движению частиц ускорением обычно пренебрегают [Л. 1 и 12]. Возможность такого упрощения подтверждается сопоставлением расчетных значений скорости с экспериментальными [Л. 1 и 13]. Поскольку силы сопротивления, так же как и гидродинамический момент, отражают взаимодействие частицы с окружающей средой, то по аналогии можно допустить слабую зависимость от ускорения и гидродинамического момента. Имеются основания для того, чтобы пренебречь зависимостью от углового ускорения частицы. Предпосылкой для этого служат малые абсолютные значения угловых скоростей и ускорений, возникающих в процессе ориентации частицы. Соответствующие линейные скорости и ускорения существенно ниже скорости и возможных ускорений для центра тяжести частицы. Такое соотношение скоростей справедливо для всех встречающихся на практике частиц. Небольшое влияние ускорения на характер обтекания частицы потоком можно объяснить тем, что среда, в которой движется частица, обладает малой плотностью по сравнению

с плотностью частицы. Поэтому время установления процесса обтекания существенно меньше, чем время изменения положения частицы в пространстве. Таким образом можно сделать вывод, что гидродинамический ориентирующий момент не должен зависеть от плотности частицы.

Движение цилиндра круглого сечения в однородном электрическом поле в покоящейся среде можно описать следующей системой дифференциальных уравнений:

$$m \frac{d^2 y}{dt^2} = \Sigma F - F_c; \quad (2)$$

$$J \frac{d^2 \alpha}{dt^2} = M_{гд} - M_{эл} \pm M_c, \quad (3)$$

где y — текущая координата в направлении движения; α — угол ориентации частицы; m — масса частицы; ΣF — сумма внешних сил, действующих на частицу; F_c — сила сопротивления среды поступательному движению частицы; J — момент инерции частицы; $M_{эл}$ — электрический ориентирующий момент; $M_{гд}$ — гидродинамический ориентирующий момент; M_c — момент сопротивления среды вращательному движению частицы.

Уравнение (2) соответствует движению центра тяжести частицы. Вращение частицы относительно этого центра и, следовательно, ориентацию частицы описывает уравнение (3). В общем случае уравнения (2) и (3) являются взаимосвязанными, поскольку ориентация частицы определяет значение силы сопротивления, которая, в свою очередь, влияет на скорость движения и, следовательно, на значение гидродинамического ориентирующего момента $M_{гд}$. Однако, если считать, что скорость частицы известна (например из результатов эксперимента), то для нахождения момента $M_{гд}$ достаточно одного уравнения (3):

$$M_{гд} = J \frac{d^2 \alpha}{dt^2} - M_{эл} \pm M_c. \quad (4)$$

Определив экспериментально зависимость угла ориентации от времени и произведя графическое дифференцирование, найдем значение $M_{гд}$.

Для удобства обработки экспериментальных данных измерения можно выполнять при отсутствии электрического поля, когда момент $M_{эл} = 0$.

Аппроксимируя цилиндрические частицы сферой с параметрами $2a = l$ и $2b = d$, определим момент инерции как $J = ma^2/5$, где m — масса частицы.

Момент сопротивления найдем из выражения (см. приложение)

$$M_c = \frac{2}{3} k \gamma_b a^3 \frac{d\alpha}{dt} = C \frac{d\alpha}{dt}, \quad (5)$$

где γ_b — плотность среды; k — коэффициент линейной аппроксимации силы сопротивления среды вращательному движению частицы.

Поскольку в данном способе измерения используется графическое дифференцирование, точность измерения момента $M_{гд}$ невелика. Ценность такого способа измерения состоит в том, что он позволяет по одной траектории получить полную зависимость момента $M_{гд}$ от угла ориентации в диапазоне от 0 до 90°.

Более точно гидродинамический момент можно определить, изучая движение частиц при неизмен-

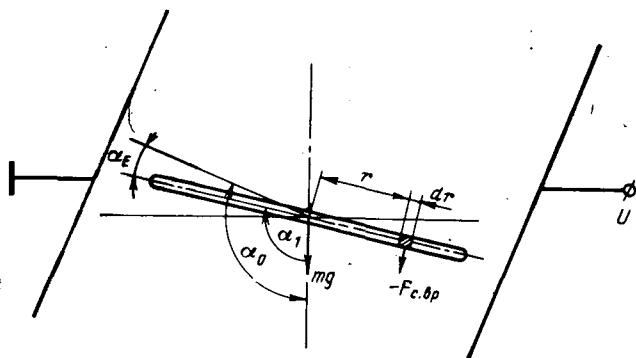


Рис. 1. К понятию движения вытянутой частицы в электрическом поле.

ной ориентации. Получить такое движение можно в плоском конденсаторе, расположенном наклонно по отношению к вертикали (рис. 1). Незаряженная частица падает в электрическом поле под действием силы тяжести. В результате совместного действия гидродинамического и электрического моментов частица приобретает установившуюся ориентацию с углом α_1 , лежащим в пределах между 90° и α_0 , где α_0 — угол между направлением вектора электрического поля и направлением движения частицы. Величина угла α_1 для данной частицы зависит от напряженности электрического поля.

При установившейся ориентации

$$\frac{d^2\alpha}{dt^2} = 0; M_c = \frac{d\alpha}{dt} = 0$$

и из уравнения (3) имеем:

$$M_{гд} = M_{эл}. \quad (6)$$

Значение электрического момента можно рассчитать, используя аппроксимацию цилиндра вписанным сфероидом. В [Л. 14] показано, что погрешность расчета поляризационных зарядов из-за такой замены при соотношении осей больше ста не превышает 10%. С ростом соотношения осей эта погрешность уменьшается.

Выражение для электрического момента, обусловленного поляризацией проводящего эллипсоида, дается в [Л. 15]:

$$M_{эл} = 4\pi\epsilon_0 \frac{abc}{6} \left[\frac{1}{d_a} - \frac{1}{d_b} \right] E_k^2 \sin 2\alpha_E, \quad (7)$$

где ϵ_0 — диэлектрическая проницаемость вакуума; a, b, c — большая и малые полуоси эллипсоида; d_a, d_b — коэффициенты деполаризации эллипсоида, характеризующие степень искажения однородного электрического поля эллипсоидом; E_k — напряженность внешнего однородного электрического поля; α_E — угол между направлением вектора напряженности электрического поля и наибольшей осью частицы, причем $\alpha_E + \alpha_1 = \alpha_0$.

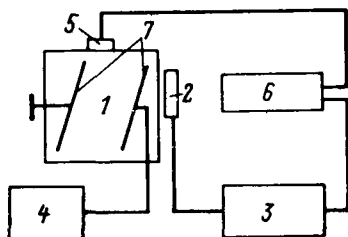


Рис. 2. Блок-схема экспериментальной установки.
1 — рабочая камера; 2 — импульсная лампа; 3 — импульсный источник света; 4 — источник постоянного напряжения; 5 — пылепитатель; 6 — блок управления.

Материал и номер частицы	Длина l , мм	Диаметр d , мкм	Плотность, г/см ³
Металлизированный кварц (1)	21,4	42,0	2,57
То же (2)	10,7	42,0	2,57
Бронза (3)	10,7	47,0	2,57
Бронза (4)	10,7	35,6	8,65

Изменяя напряженность электрического поля E_k и определяя экспериментально угол ориентации α , можно с учетом (6) построить зависимость гидродинамического момента от угла ориентации в диапазоне от 0 до α_0 . В наибольшей степени преимущества данного способа измерения проявляются при малых углах α_0 — 90° (около десяти градусов), поскольку, в этом случае скорость поступательного движения меняется слабо и ускорение равно нулю. Недостатком измерений при постоянном угле ориентации являются сравнительно большие затраты времени на проведение эксперимента. Меняя параметры частицы, такие как длина, диаметр и плотность вещества — можно найти значения постоянных коэффициентов m, n, k, A в выражении (1).

Изучение процесса ориентации цилиндрических частиц производилось с помощью метода фотографирования траекторий их движения в плоском луче света импульсной лампы [Л. 16]. Эксперименты проводились на установке, блок-схема которой приведена на рис. 2. Внутри затемненной камеры помещены параллельно друг другу два плоских электрода размером 600×600 мм², расстояние между ними равно 200 мм.

Угол наклона плоскостей по отношению к горизонту мог меняться от нуля до 90° . Такая конструкция камеры позволяла проводить измерения как в гравитационном поле, так и в электрическом поле различного направления. На верхней крышке камеры расположен пылепитатель, позволяющий сбрасывать одну частицу в межэлектродный промежуток с заданной начальной ориентацией. Измерения производились с частицами, характеристики которых даны в таблице.

Длина частиц измерялась микрометром с ценой деления 5 мкм, диаметр частиц измерялся с помощью микроскопа. Плотность частиц определялась пикнометрическим методом. Изображения частиц фиксировались фотоаппаратом, расположенным таким образом, что оптическая ось его была перпендикулярна к плоскости пучка света и направлению движения частицы.

По траекториям производились измерения скорости поступательного движения и угла ориентации частиц. Погрешность измерения скорости поступательного движения не превышала $\pm 5\%$, погрешность измерения угла ориентации составляла $\pm 15\%$.

На рис. 3 для частицы 1 (см. таблицу) приведена зависимость угла ориентации α при седиментации от времени. За начало отсчета времени выбиралась первая вспышка источника света. На микрофотографии это соответствует первому изображению частицы. Аналогичные кривые получены для частиц 2 и 3. Каждая кривая строилась по результатам трех серий измерений.

На рис. 4 приведена зависимость момента $M_{гд}$ от угла ориентации α , рассчитанная по (4) с ис-

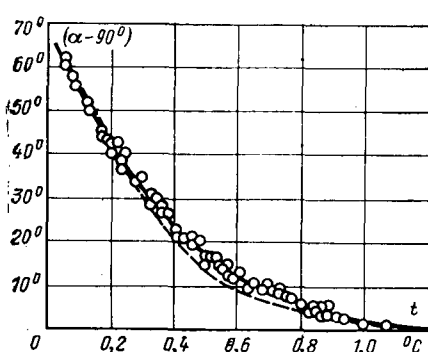


Рис. 3. Зависимость угла ориентации от времени.
— эксперимент;
--- расчет.

пользованием экспериментальных данных. Дифференцирование выполнялось графически. Полученные зависимости $M_{гд} = f(\alpha)$ аппроксимировались функцией вида $B \cdot \sin 2\alpha$, где B — амплитуда момента. Отличие экспериментальной кривой от аналитической зависимости не превышает 20%.

В процессе ориентации частицы ее скорость не остается постоянной. На рис. 4 в качестве примера приведено изменение скорости частицы от угла. Каждая точка кривой построена по результатам 5—10 серий измерений.

При обработке экспериментальных данных удобно принять скорость частицы постоянной, что упрощает вид зависимости $M_{гд}$ от угла ориентации. Тогда функция $f(\alpha)$ будет иметь вид $\sin 2\alpha$. При этом можно за основу выбрать скорость при любом угле ориентации. От этого выбора зависит только величина коэффициента A в выражении (1). В данном случае за основу была выбрана скорость частицы при расположении ее большой оси перпендикулярно направлению движения, т. е. при $\alpha = 90^\circ$. Основанием для такого выбора служит то, что для данного положения цилиндра в литературе имеются методы расчета силы сопротивления среды и, следовательно, скорости движения частицы [Л. 1 и 3]. Кроме того, для частиц с большим соотношением осей, какими являются исследуемые частицы, скорость практически не зависит от изменения длины частицы [Л. 3].

Указанный вид функциональной зависимости $M_{гд}$ от скорости и угла ориентации не ограничивает область применения выражения (1), так как изменение скорости является следствием изменения угла ориентации и не зависит от причин, вызывающих поступательное движение.

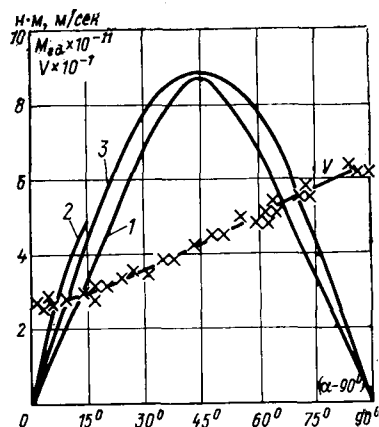


Рис. 4. Зависимость момента $M_{гд}$ и скорости поступательного движения от угла ориентации для частицы с параметрами $l = 2,14$ см; $d = 42$ мкм; $\gamma = 2,57$ г/см³.
1 — седиментационный метод; 2 — метод установившейся ориентации; 3 — $M_{гд} = \sin 2\alpha$.

Измерения по методу установившейся ориентации производились при угле наклона плоского конденсатора по отношению к вертикали, равном 15° . На рис. 5 приведены зависимости установившегося угла ориентации от величины напряженности электрического поля. Каждой точке кривой соответствует определенное значение электрического момента, который в данном случае равен гидродинамическому моменту. Построенная таким образом зависимость момента $M_{гд}$ от угла α приведена на рис. 4 (кривая 2) для частицы 1. Эти данные также хорошо аппроксимируются зависимостью $B \cdot \sin 2\alpha$. Расхождение экспериментальной кривой с аналитической зависимостью не превышает 30%.

Зная зависимость гидродинамического момента от угла ориентации, можно найти неизвестные постоянные коэффициенты A , m , n и k в выражении (1). Для этого запишем следующую систему четырех уравнений:

$$\left. \begin{aligned} M_{гд1} &= A(2,14 \cdot 10^{-2})^n (42 \cdot 10^{-6})^m (0,27)^k; \\ M_{гд2} &= A(1,07 \cdot 10^{-2})^n (42 \cdot 10^{-6})^m (0,27)^k; \\ M_{гд3} &= A(1,07 \cdot 10^{-2})^n (35,6 \cdot 10^{-6})^m (0,67)^k; \\ M_{гд4} &= A(1,07 \cdot 10^{-2})^n (47 \cdot 10^{-6})^m (0,35)^k. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

В левой части уравнений (8) записаны амплитудные значения моментов, определяемые из эксперимента как текущее значение момента, деленное на синус двойного угла, при котором найден этот момент. Для расчетов нельзя использовать любую точку зависимости угла ориентации от напряженности электрического поля. Это связано с тем, что малые значения угла измерены с большой погрешностью. Для больших углов (близких к α_0) погрешность измерения углов меньше. Однако в этой области незначительные изменения угла приводят к большим ошибкам в расчете величины момента. Наиболее подходящей областью для расчета амплитуды момента является средняя часть кривой $\alpha(E)$.

Для того чтобы избежать большой погрешности определения момента, экспериментально определялась полная зависимость $\alpha(E)$. Расчетная точка выбиралась в области средних значений α для каждой кривой. Таким образом определялось значение момента $M_{гдi}$ для первых трех уравнений. Для четвертого уравнения значение амплитуды было взято из опытов с седиментирующими частицами.

Решая систему уравнений (8) относительно A , m , n и k , получаем:

$$n \approx 3, m \approx -2, k \approx 2, A = 2,5 \cdot 10^{-13} \text{ н} \cdot \text{сек}/\text{м}^2.$$

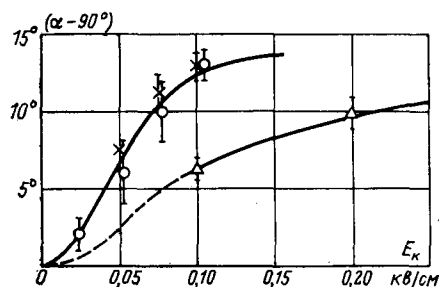


Рис. 5. Зависимость угла ориентации от напряженности электрического поля.

О, X, Δ — частицы 2, 3, 4 соответственно.

Таким образом, гидродинамический ориентирующий момент, действующий на длинную цилиндрическую частицу,

$$M_{гд} = A \left(\frac{l}{d} \right)^3 (V - V_0)^2 d \sin 2\alpha. \quad (9)$$

Используя выражение (9), рассчитаем время ориентации вытянутых частиц. Оно определяется уравнением (3), которое представляет собой нелинейное дифференциальное уравнение второго порядка. Решить это уравнение аналитически не удастся. Анализ численных значений моментов, входящих в (3), показывает, что инерционный член составляет 5—10% от величины остальных членов уравнений. Поэтому оценку времени ориентации можно выполнять, пренебрегая инерционным членом в уравнении (3). В результате получаем дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными, решение которого имеет вид:

$$t_\phi = \frac{C}{2(B-D)} \ln \left| \frac{\operatorname{tg} \alpha_n}{\operatorname{tg} \alpha_k} \right|, \quad (10)$$

где C — коэффициент пропорциональности для силы сопротивления, определяемый как $C = \frac{2}{3} K \gamma_b a^3$; B —

амплитуда гидродинамического момента; D — амплитуда электрического момента.

Результаты расчета времени ориентации для частиц из металлизированного кварца приведены на рис. 3. Отклонение расчетных данных от экспериментальных составляет не более 10%.

Ниже приведено сравнение результатов расчета времени ориентации с экспериментальными данными [Л. 11]:

Напряженность электрического поля, кВ/см	2,0	3,0	5,0
Время ориентации — рас-чет (эксперимент [Л. 11]), сек	0,115 (0,1)	0,05 (0,06)	0,016 (0,04)

Выражение (9) для гидродинамического момента позволяет объяснить наличие или отсутствие ориентации частицы. Так, например, в [Л. 11] исследуется ориентация хлопковых волокон длиной 25 мм и диаметром 20 мкм при влажности среды 32 и 72%. В первом случае частицы являются диэлектрическими [Л. 9], и для них при напряженности поля $E_h = 2$ кВ/см $M_{гд} = 86,4 \cdot 10^{-12} \gg M_{эл} = 4,16 \times 10^{-12}$ н·м.

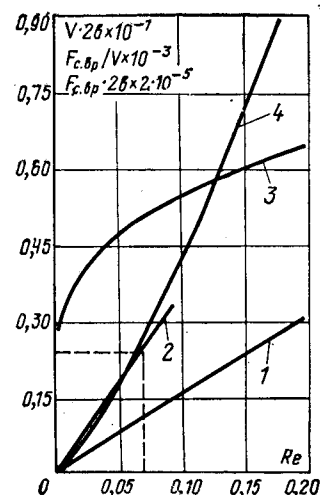
Во втором случае частицы являются проводящими, и для них при тех же условиях движения $M_{гд} = 86,4 \cdot 10^{-12} \ll M_{эл} = 2,22 \cdot 10^{-7}$ н·м.

При влажности 32% частицы должны ориентироваться перпендикулярно направлению движения, что и наблюдалось экспериментально [Л. 11]. При влажности 72% частицы ориентируются вдоль направления вектора электрического поля.

В [Л. 7] исследуется ориентация ворса диаметром 20 мкм и длиной 5 мм. Экспериментально показано, что ориентация ворса не всегда является полной. Расчеты показывают, что для условий движения [Л. 7] $M_{гд} \approx M_{эл}$, что и объясняет неполную ориентацию частиц.

Рис. 6. К аппроксимации силы сопротивления среды, обусловленной вращением частицы.

1 — $V \cdot 2b$; 2 — $F_{с.вр} = KRe$; 3 — $F_{с.вр}/V$; 4 — $F_{с.вр} \cdot 2b$.



Приложение. Линейная аппроксимация момента сопротивления. Момент сопротивления среды, обусловленный вращательным движением вытянутого сфероида вокруг центра масс, определяется как

$$M_c = 2 \int_0^a F_c r dr, \quad (П-1)$$

где r — расстояние от центра частицы до элемента dr (рис. 1); F_c — сила сопротивления среды движения элемента dr при вращении частицы.

Силу сопротивления F_c определим по формуле Ламба [Л. 1].

Учитывая, что $V = \frac{da}{dt} r$ и $Re = \frac{V \gamma_b 2b}{\eta} = \frac{da}{dt} \frac{r 2b \gamma_b}{\eta}$, получим:

$$F_{с.вр} = - \frac{4\pi\eta \frac{da}{dt} r}{2,002 - \ln \left(\frac{2b\gamma_b r}{\eta} \frac{da}{dt} \right)}, \quad (П-2)$$

где η — вязкость среды; $2b$ — диаметр частицы.

Выражение (П-2) справедливо при числе Рейнольдса $Re < 0,5$, что в данном случае выполняется. Зависимость $F_{с.вр}(Re)$ для частицы с размерами $2a = 21,4$ мм, $2b = 42$ мкм представлена на рис. 6.

Преобразуем эту зависимость в линейную таким образом, чтобы погрешности расчета $F_{с.вр}$ в точке Re_{max} и в точке $Re_{ср}$ были бы одинаковыми, тогда

$$F_{с.вр} = KRe, \quad (П-3)$$

где K — тангенс угла наклона аппроксимирующей прямой к оси абсцисс.

Подставив (П-3) в (П-1), получим:

$$M_c = \frac{2}{3} K \gamma_b a^3 \frac{da}{dt}. \quad (П-4)$$

Наибольшая погрешность в определении момента сопротивления в диапазоне чисел $0 < Re \leq 0,2$, вносимая линейной аппроксимацией (П-4), не превышает 15%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фукс Н. А. Механика аэрозолей. М., Изд. АН СССР, 1955, 351 с.
2. Мирзабекян Г. З., Пашин М. М. Зарядка несферических частиц аэрозолей в поле коронного разряда. — В сб.:

Сильные электрические поля в технологических процессах (электронно-ионная технология). М., «Энергия», 1971, вып. 2, с. 48—81.

3. Верещагин И. П. Сопротивление среды движению частиц.—«Труды МЭИ», 1968, вып. LXX, с. 5—40.

4. Мак-Наун Д. С., Малайка Д. Влияние формы частиц на скорость падения при малых числах Рейнольдса.—«Transactions American Geophysical Union», 1950, II, v. 31, № 1.

5. Глазов М. И., Наги-Заде А. Т., Попков В. И. Ориентация волокон в электрическом поле.—«Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1969, № 6, с. 80—86.

6. Попков В. И., Наги-Заде А. Т. Биполярное заряджение волокон на электродах, способ его обнаружения и предельная величина заряда.—«Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1968, № 1.

7. Андросов В. Ф., Бершев Е. Н. Применение электрических полей в текстильной и легкой промышленности. М., «Легкая индустрия», 1968, 260 с.

8. Наги-Заде А. Т. Силовое воздействие однородного электрического поля на одиночное волокно.—«Изв. вузов. Электромеханика», 1967, № 1, с. 21—28.

9. Радовицкий В. П., Стрельцов Б. Н. Электромеханика текстильных волокон. М., «Легкая индустрия», 1970, 432 с.

10. Попков В. И., Глазов М. И., Пимошин А. А. Зарядка потока хлопковых волокон в электрическом поле коронного

разряда.—«Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1971, № 2, с. 103—111.

11. Попков В. И., Глазов М. И., Пимошин А. А. Экспериментальное исследование зарядки хлопковых волокон в поле коронного разряда при влажности среды от 30 до 80%.—В сб.: Сильные электрические поля в технологических процессах (электронно-ионная технология). М., «Энергия», 1971, вып. 2, с. 83—95.

12. Морозов В. С., Гурбанов С. Неуставившееся движение частиц.—«Труды МЭИ», 1972, вып. 114, с. 105—107.

13. Верещагин И. П., Морозов В. С. Линейная аппроксимация силы сопротивления среды при расчете движения частиц в электрическом поле.—«Электронная обработка материалов», 1973, № 2 (50), с. 37—40.

14. Джуварлы Ч. М., Вехчайзер Г. В., Штейншрайбер В. Я. О моделировании частиц неправильной формы при расчетах процессов ЭИТ.—В сб.: Сильные электрические поля в технологических процессах (электронно-ионная технология). М., «Энергия», 1971, вып. 2, с. 226—242.

15. Страттон Д. А. Теория электромагнетизма. Гостехиздат, 1948.

16. Пашин М. М. Метод регистрации траекторий движения частиц аэрозолей.—В сб.: Сильные электрические поля в технологических процессах (электронно-ионная технология). М., «Энергия», 1969, вып. 1, с. 103—138.

[30.5.1974]



УДК 621.332.064.1

Расчет напряжений «рельс — земля» при коротких замыканиях в тяговых сетях переменного тока

Канд. техн. наук КОСАРЕВ Б. И., инж. БЫЧКОВ А. Н.

Москва

Увеличение мощностей энергосистем, питающих тяговые подстанции переменного тока, мощностей самих тяговых подстанций, а также укладка более тяжелых рельсов с железобетонными шпалами и резиновой изоляцией подкладок от тела шпалы в сочетании с мощной балластной призмой из щебня приводит к значительному возрастанию потенциалов рельсов при коротких замыканиях в тяговой сети и на подвижном составе. Следует отметить, что на электрифицированных линиях переменного тока при этом почти повсеместно используется двустороннее питание нагрузок. В этих условиях следует обращать особое внимание на электробезопасность выполнения работ, связанных с прикосновениями к тяговым рельсам или металлическим конструкциям, заземленным на них.

Однако расчет распределения потенциалов в рельсовых сетях при коротких замыканиях усложняется из-за двустороннего питания нагрузок. Так, в [Л. 1] при выводе общего сопротивления контуров, по которым протекают токи тяговых подстанций I_1 и I_{II} , не учтена взаимная индуктивность между петлями тока «контактная подвеска—земля» и «рельс—земля». Кроме того, результаты [Л. 1] не могут быть использованы при анализе токораспределения в контактной сети в случае двустороннего питания двухпутного участка при повсеместно применяемой узловых схеме соединения контактных подвесок четного и нечетного путей. Это обусловлено тем, что для указанной выше схемы соединения контактных подвесок на двухпутном участке в выражении общего сопротивления контуров, по которым протекают токи I_1 и I_{II} , должно входить сопротивление той части контактной сети, которое обтекается обоими этими токами или их частями (в данной статье этим сопротивлением является $Z_{\partial 1, II}$, его определение см. ниже).

Все вышесказанное привело к тому, что согласно [Л. 1] максимальные потенциалы рельсов однопутных и двухпутных участков имеют место при коротких замыканиях в точках, отстоящих от тяговых подстанций на $1/4$ расстояния между ними. Как будет показано ниже, при строгом решении данной задачи местоположение зоны максимальных потенциалов по длине участка значительно колеблется в зависимости от переходного сопротивления «рельс — земля» (r_n).

Известно, что значение переходного сопротивления «рельс — земля» есть величина переменная и меняется в зависимости от

времени года и от степени загрязнения железнодорожного полотна. Отметим также и трудность контроля величины переходного сопротивления «рельс — земля». Согласно экспериментальным данным [Л. 5] значение r_n вновь уложенного пути с железобетонными шпалами и креплениями типа КБ может составлять 20 ом·км, а через 3—4 года после укладки это сопротивление составляет 2—5 ом·км.

Для инженерных расчетов потенциалов «рельс — земля» и оценки условий электробезопасности переходное сопротивление определяется применительно к конкретному электрифицированному участку тяговой сети согласно известной методике [Л. 6].

Следует отметить, что характерной особенностью тяговых сетей магистральных железных дорог является их неоднородность, обусловленная наличием в цепи короткого замыкания наряду с рельсами перегонов разветвленных рельсовых сетей станций, различными значениями переходных сопротивлений «рельс — земля» по длине электрифицированного участка и т. д. Эти факторы оказывают влияние на ток короткого замыкания и в значительно большей степени на распределение и значения потенциалов рельсов на станциях, на перегонах. Между тем знание распределения максимальных напряжений «рельс — земля» на перегонах и станциях любого конкретного участка позволит оценить электробезопасность в случае короткого замыкания в тяговой сети или на подвижном составе при производстве ремонтных путевых работ, укладке рельсового пути вблизи станций при наличии напряжения в контактной сети соседнего пути, работ монтеров контактной сети на рельсовой сети и заземленных на нее устройствах; позволит оценить электро- и пожаробезопасность выноса потенциалов нулевым проводом комплектных трансформаторных подстанций в жилые и рабочие помещения и т. д.

Ниже предлагается методика расчета распределения потенциалов рельсов при коротком замыкании в неоднородных и, как частный случай, однородных двусторонне питаемых тяговых сетях двухпутных участков. При разработке этой методики используются некоторые результаты уже опубликованных работ [Л. 2 и 3].

Расчетная схема замещения неоднородной тяговой сети (имеющей $n-1$ неоднородных участков) при двустороннем

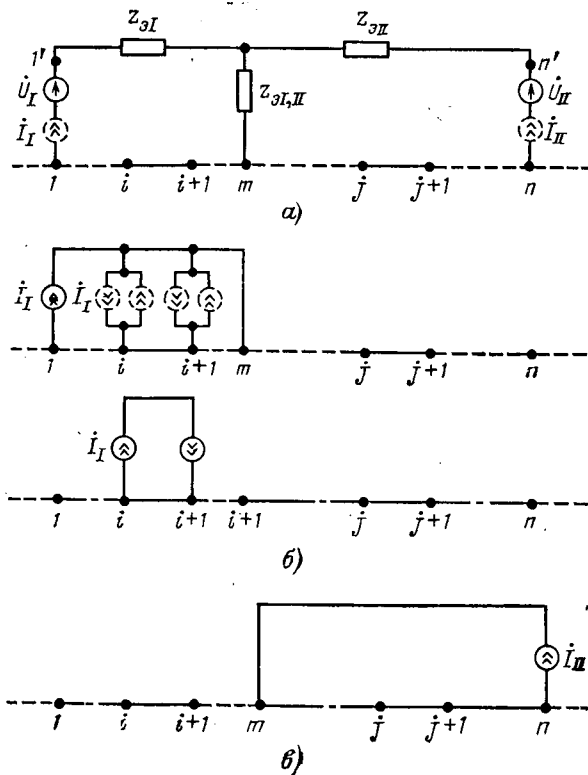


Рис. 1. Расчетная схема замещения неоднородной тяговой сети переменного тока.

питании представлена на рис. 1. При этом принимается, что неоднородности имеют место в рельсовой сети (различные значения продольного сопротивления рельсов, переходного сопротивления «рельс — земля» и др.), причем расположение участков с неоднородными параметрами произвольно.

На рис. 1 z_{aI} и z_{aII} — эквивалентные параметры контактных подвесок, которые определены из условия протекания по контактным подвескам четного и нечетного путей соответственно лишь тока I_I или I_{II} ; $z_{aI,II}$ — эквивалентный параметр контактной сети, характеризующий общее сопротивление между контурами токов I_I и I_{II} . Значения z_{aI} , z_{aII} и $z_{aI,II}$ определены в [Л. 7].

Примем следующую систему обозначений. Участки тяговой сети, расположенные между двумя точками, где происходит изменение параметров рельсовой цепи, будем называть элементарными однородными участками тяговой сети, например, $(i-1) \div i$ -й расположен между узлами $(i-1)$ и i (рис. 1).

Напряжения «рельс — земля» и средние токи в рельсах на $j \div (j+1)$ -м участке, вызванные протеканием тока первой тяговой подстанции I_I лишь по элементарной однородной тяговой сети $i \div (i+1)$ -го участка, обозначим $\dot{U}_{I(i)}$ и $\dot{I}_{I(i)cp}$. Участок рельсовой цепи, заключенный между точками i и $(i+1)$, имеет длину l_i . Напряжения на шинах первой и второй тяговых подстанций и точки короткого замыкания соответственно

$$\dot{U}_I, \dot{I}_I \text{ и } \dot{U}_{II}, \dot{I}_{II}.$$

Кроме того, обозначим: x — текущая координата; $z_{2,i}$ — продольное сопротивление рельсов на $i \div (i+1)$ -м участке тяговой сети, т. е. при $l_{1,i} \leq x \leq l_{1,(i+1)}$; g_i — поперечная проводимость «рельсы — земля» при $l_{1,i} \leq x \leq l_{1,(i+1)}$; $z_{12,i}$ — взаимное индуктивное сопротивление между контурами «контактная подвеска — земля» и «рельс — земля» при

$$l_{1,i} \leq x \leq l_{1,(i+1)}; \gamma_i = \sqrt{z_{2,i} g_i}; \quad z_{b,i} = \sqrt{\frac{z_{2,i}}{g_i}};$$

$z_{21,i}$, $z_{22,i}$ — входные сопротивления рельсовой цепи соответственно левее и правее точки i (рис. 1); l_1, l_2 — расстояния

соответственно от первой и второй тяговых подстанций до места короткого замыкания; l_n — расстояние до поста секционирования от первой подстанции.

Покажем на рис. 1, а пунктиром два источника тока $\dot{I}_I$ и $\dot{I}_{II}$, значения и фазы которых пока неизвестны. Применяя принцип наложения, получаем две неоднородные схемы замещения неоднородной тяговой сети при их одностороннем питании (рис. 1, б и в). Остановимся подробно на расчете схемы рис. 1, б.

Токораспределение в цепи не нарушится, если включить, как это показано на рис. 1, б (пунктиром), в месте неоднородности два источника тока $\dot{I}_I$. Применяя метод наложения, получаем $(m-1)$ элементарную однородную схему замещения, одна из которых представлена там же.

Средний ток на длине l_i , а также распределение потенциалов при $l_{1,i} \leq x \leq l_{1,(i+1)}$ в $i \div (i+1)$ -й элементарной однородной тяговой сети известны и равны:

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_{I(i)cp} &= \frac{A_i (e^{\gamma_i l_i} - 1) - B_i (e^{-\gamma_i l_i} - 1) - \frac{z_{12,i}}{z_{2,i}} \dot{I}_I}{\gamma_i l_i}; \\ \dot{U}_{I(i)} &= -z_{b,i} [A_i e^{\gamma_i (x-l_{1,i})} - B_i e^{-\gamma_i (x-l_{1,i})}], \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где

$$\left. \begin{aligned} A_i &= a_i \dot{I}_I, \quad B_i = b_i \dot{I}_I; \\ a_i &= \left(1 - \frac{z_{12,i}}{z_{2,i}}\right) \frac{z_{21,i} + z_{22,i} + (z_{b,i} + z_{21,i}) z_{22,i} e^{-\gamma_i l_i} + (z_{b,i} - z_{21,i}) z_{22,i} e^{\gamma_i l_i}}{(z_{b,i} - z_{21,i}) (z_{b,i} - z_{22,i}) e^{-\gamma_i l_i} - (z_{b,i} + z_{21,i}) (z_{b,i} + z_{22,i}) e^{\gamma_i l_i}}; \\ b_i &= \left(1 - \frac{z_{12,i}}{z_{2,i}}\right) \frac{(z_{b,i} + z_{21,i}) z_{22,i} e^{\gamma_i l_i} + (z_{b,i} - z_{21,i}) z_{22,i} e^{-\gamma_i l_i}}{(z_{b,i} - z_{21,i}) (z_{b,i} - z_{22,i}) e^{-\gamma_i l_i} - (z_{b,i} + z_{21,i}) (z_{b,i} + z_{22,i}) e^{\gamma_i l_i}}; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$z_{21,i}$ и $z_{22,i}$ вычисляются по формулам [Л. 4]:

$$\begin{aligned} z_{21,i} &= z_{b,i-1} \frac{\frac{z_{21,i-1}}{z_{b,i-1}} + \text{th } \gamma_{i-1} l_{i-1}}{1 + \frac{z_{21,i-1}}{z_{b,i-1}} \text{th } \gamma_{i-1} l_{i-1}}; \\ z_{22,i+1} &= z_{b,i+1} \frac{\frac{z_{22,i+2}}{z_{b,i+1}} + \text{th } \gamma_{i+1} l_{i+1}}{1 + \frac{z_{22,i+2}}{z_{b,i+1}} \text{th } \gamma_{i+1} l_{i+1}}. \end{aligned}$$

Отметим, что при определении входных сопротивлений $z_{21,i}$ и $z_{22,i+1}$, поскольку в формулы входят сопротивления левее точки $(i-1)$ ($z_{21,i-1}$) и правее точки $(i+2)$ ($z_{22,i+2}$), расчет необходимо вести от концов рельсовой цепи, приближаясь к точкам i и $(i+1)$.

Распределение средних значений токов и напряжений на соседних участках рельсовой цепи, обусловленное действием тока $\dot{I}_I$ на участке $i \div (i+1)$ -й однородной элементарной тяговой сети, определится из выражений для длинной линии [Л. 4]:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{(i-1)(i)} &= \dot{U}_I (l_1, i) F_{(i-1)}; \quad \dot{U}_{(i+1)(i)} = \\ &= \dot{U}_I (l_1, (i+1)) \Phi_{(i+1)}; \\ \dot{I}_{(i-1)(i)cp} &= \dot{U}_I (l_1, i) P_{(i-1)}; \quad \dot{I}_{(i+1)(i)cp} = \\ &= \dot{U}_I (l_1, (i+1)) Q_{(i+1)}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где

$$\begin{aligned} F_{(i-1)} &= \text{ch } \gamma_{i-1} (-x + l_{1,i-1}) - \\ &- \frac{z_{b,i-1}}{z_{21,i}} \text{sh } \gamma_{i-1} (-x + l_{1,i-1}); \\ \Phi_{(i+1)} &= \text{ch } \gamma_{i+1} (x - l_{1,i+1}) - \\ &- \frac{z_{b,i+1}}{z_{22,i+1}} \text{sh } \gamma_{i+1} (x - l_{1,i+1}); \end{aligned}$$

$$P_{(i-1)} = \frac{1}{\gamma_{(i-1)} l_{(i-1)}} \left(\frac{\text{ch } \gamma_{(i-1)} l_{(i-1)} - 1}{z_{b, (i-1)}} - \frac{\text{sh } \gamma_{(i-1)} l_{(i-1)}}{z_{21, i}} \right);$$

$$Q_{(i+1)} = - \frac{1}{\gamma_{(i+1)} l_{(i+1)}} \left(\frac{\text{ch } \gamma_{(i+1)} l_{(i+1)} - 1}{z_{b, (i+1)}} - \frac{\text{sh } \gamma_{(i+1)} l_{(i+1)}}{z_{22, i}} \right).$$

Значения $\dot{U}_{i, (i)}^I(l_1, i)$ и $\dot{U}_{i, (i)}^I(l_1, (i+1))$ определяются соответственно из (1) при $x = l_{1, i}$ и $x = l_{1, (i+1)}$.

Распределение потенциалов и средних значений токов на всех остальных однородных участках рельсовой цепи от действия тока I_i , протекающего по $i + (i+1)$ -й однородной элементарной тяговой сети, определяется по формулам, аналогичным (3). При этом отметим, что расчеты распределения потенциалов и средних значений токов следует вести от точек i и $(i+1)$, последовательно приближаясь к концам рельсового пути.

Окончательно распределение удельных потенциалов «рельс — земля», удельных значений средних токов (от действия $\hat{I}_i = 1a$) находится в соответствии с методом наложения при расчете $(m-1)$ -й элементарной однородной схемы замещения тяговой сети (рис. 1,б). Например, на рассчитываемом участке однородной рельсовой цепи длиной l_i получим:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{i\Sigma}^I &= -z_{b, i} [a_i e^{\gamma_i (x-l_{1, i})} - b_i e^{-\gamma_i (x-l_{1, i})}] + \\ &+ \Phi_i \sum_{k=1}^{i-1} \dot{U}_{(i-1)(k)}^I(l_1, i) + F_i \sum_{k=i+1}^{m-1} \dot{U}_{(i+1)(k)}^I(l_1, (i+1)); \\ \dot{I}_{i\Sigma \text{ cp}}^I &= \frac{-a_i (1 - e^{\gamma_i l_i}) + b_i (1 - e^{-\gamma_i l_i})}{\gamma_i l_i} - \frac{z_{12, i}}{z_{2, i}} + \\ &+ Q_i \sum_{k=1}^{i-1} \dot{U}_{(i-1)(k)}^I(l_1, i) + P_i \sum_{k=i+1}^{m-1} \dot{U}_{(i+1)(k)}^I(l_1, (i+1)); \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

на участке l_j (рис. 1)

$$\dot{U}_{j\Sigma}^I = \Phi_j \sum_{k=1}^{m-1} \dot{U}_{(j-1)(k)}^I(l_1, j); \quad \dot{I}_{j\Sigma \text{ cp}}^I = Q_j \sum_{k=1}^{m-1} \dot{U}_{(j-1)(k)}^I(l_1, j), \quad (5)$$

где $\sum_{k=1}^{i-1} \dot{U}_{(i-1)(k)}^I(l_1, i)$; $\sum_{k=i+1}^{m-1} \dot{U}_{(i+1)(k)}^I(l_1, (i+1))$; $\sum_{k=1}^{m-1} \dot{U}_{(j-1)(k)}^I(l_1, j)$ — суммарное удельное значение потенциала «рельс — земля» (при расчете схемы рис. 1,б) соответственно при $x = l_{1, i}$; $x = l_{1, (i+1)}$; $x = l_{1, j}$.

Неоднородная тяговая сеть при питании от $\hat{I}_{II}$ (рис. 1,в) рассчитывается аналогично предыдущему, а именно: при $l_{1, i} < x < l_{1, (i+1)}$

$$\dot{U}_{i\Sigma}^{II} = F_i \sum_{k=m}^{n-1} \dot{U}_{(i+1)(k)}^{II}(l_1, (i+1));$$

$$\dot{I}_{i\Sigma \text{ cp}}^{II} = P_i \sum_{k=m}^{n-1} \dot{U}_{(i+1)(k)}^{II}(l_1, (i+1)); \quad (6)$$

при $l_{1, j} < x < l_{1, (j+1)}$

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{j\Sigma}^{II} &= -z_{b, j} [a_j e^{\gamma_j (x-l_{1, j})} - b_j e^{-\gamma_j (x-l_{1, j})}] + \\ &+ \Phi_j \sum_{k=m}^{j-1} \dot{U}_{(j-1)(k)}^{II}(l_1, j) + F_j \sum_{k=j+1}^{n-1} \dot{U}_{(j+1)(k)}^{II}(l_1, (j+1)); \\ \dot{I}_{j\Sigma \text{ cp}}^{II} &= \frac{-a_j (1 - e^{\gamma_j l_j}) + b_j (1 - e^{-\gamma_j l_j})}{\gamma_j l_j} - \frac{z_{12, j}}{z_{2, j}} + \\ &+ Q_j \sum_{k=m}^{j-1} \dot{U}_{(j-1)(k)}^{II}(l_1, j) + P_j \sum_{k=j+1}^{n-1} \dot{U}_{(j+1)(k)}^{II}(l_1, (j+1)). \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Окончательно для схемы рис. 1,а можно записать, что, например, при $l_{1, i} < x < l_{1, (i+1)}$

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_i &= \dot{U}_{i\Sigma}^I I_i - \dot{U}_{i\Sigma}^{II} I_{II}; \\ I_{i \text{ cp}} &= \dot{I}_{i\Sigma \text{ cp}}^I I_i - \dot{I}_{i\Sigma \text{ cp}}^{II} I_{II}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Токи I_i и I_{II} могут быть определены из совместного решения уравнений Кирхгофа, записанных для контуров $II'mI$ и $nn'mn'$ (рис. 1), тогда

$$\dot{I}_I = \frac{\dot{U}_I z_{\text{т.с}I} - \dot{U}_{II} z_{I, II}}{z_{\text{т.с}I} z_{\text{т.с}II} - z_{I, II}^2}; \quad \dot{I}_{II} = \frac{\dot{U}_{II} z_{\text{т.с}I} - \dot{U}_I z_{I, II}}{z_{\text{т.с}I} z_{\text{т.с}II} - z_{I, II}^2}, \quad (9)$$

где $z_{\text{т.с}I}$ и $z_{\text{т.с}II}$ — сопротивления тяговой сети относительно зажимов II' и nn' в случае одностороннего питания тяговой сети;

$$\begin{aligned} z_{\text{т.с}I} &= z_{\text{эл}I} + \dot{U}_{(m-1)\Sigma}^I(l_1, m) - \sum_{i=1}^{m-1} z_{12, i} \dot{I}_{i\Sigma \text{ cp}}^I l_i - \dot{U}_{I\Sigma}^I(0) + z_{\text{эл}II}; \\ z_{\text{т.с}II} &= z_{\text{эл}II} + \dot{U}_{(m-1)\Sigma}^{II}(l_1, m) - \sum_{j=m}^{n-1} z_{12, j} \dot{I}_{j\Sigma \text{ cp}}^{II} l_j - \\ &- \dot{U}_{(n-1)\Sigma}^{II}(l_1, n) + z_{\text{эл}II}; \end{aligned}$$

общее сопротивление между контурами с токами $\hat{I}_I$ и $\hat{I}_{II}$

$$\begin{aligned} z_{I, II} &= \dot{U}_{(m-1)\Sigma}^I(l_1, m) - \sum_{j=m}^{n-1} z_{12, j} \dot{I}_{j\Sigma \text{ cp}}^{II} l_j - \\ &- \dot{U}_{(n-1)\Sigma}^{II}(l_1, n) + z_{\text{эл}II}. \end{aligned}$$

При узловой схеме соединения контактных подвесок четного и нечетного путей (питание двустороннее, пост секционирования включен) эквивалентные параметры контактной сети:

$$\left. \begin{aligned} z_{\text{эл}I} &= \frac{1}{2} (z_1 + z_a) l_1 + z_{\text{с}I}; \quad z_{\text{эл}II} = \frac{1}{2} (z_1 + z_a) l_2 + z_{\text{с}II}; \\ z_{I, II} &= (z_1 - z_a) \left(0,5 - \frac{l_1}{2 \ln} \right) l_1, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

где $z_{\text{эл}I}$, $z_{\text{эл}II}$ — сопротивления систем внешнего энергоснабжения I и II ; z_1 — сопротивление контактной подвески; z_a — взаимное сопротивление между контактными подвесками четного и нечетного путей.

Выражения (10) приведены для случая, когда сопротивление контактных подвесок второстепенных путей станции не учитывается. Указанное допущение оправдано, поскольку питание больших станций с разветвленной контактной сетью осуществляется, как правило, отдельным фидером, влияние же контактных подвесок малых станций на суммарное сопротивление тяговой сети мало.

В соответствии с полученными выше выражениями была составлена программа расчета для ЦВМ «Наири-2». При этом отметим, что характерной особенностью предлагаемой методики расчета неоднородной тяговой сети с двусторонним питанием является использование одних и тех же выражений для расчета всех элементарных однородных участков тяговой сети, питаемых как от тяговой подстанции I , так и от тяговой подстанции II . Эта особенность в сочетании с возможностью организации циклов при счете существенно упростила всю программу расчета. Составленная программа при имеющемся объеме оперативного запоминающего устройства машины дает возможность рассчитывать тяговую сеть, содержащую восемь неоднородных участков между тяговыми подстанциями. При этом использован следующий порядок основных операций расчета:

определяются входные сопротивления z_{21} и z_{22} для всех узловых точек рельсовой сети;

находятся удельные значения потенциалов рельсов и средних токов в них при расчете всех элементарных однородных участков тяговой сети;

находятся суммарные значения удельных потенциалов рельсов и средних токов в них отдельно от протекания тока $\hat{I}_I$ и отдельно от тока $\hat{I}_{II}$;

определяются токи I_i и I_{II} ;

рассчитывается реальное распределение потенциалов рельсовой сети.

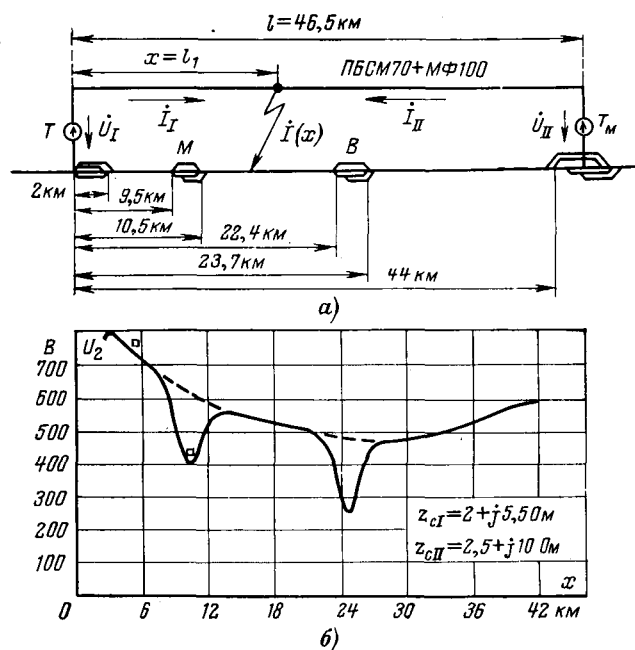


Рис. 2. Распределение максимальных потенциалов «рельс — земля» (б) на реальном неоднородном участке (а).

□ — экспериментальные данные; — — — при неучете неоднородности пути.

По составленной программе возможно определение максимальных напряжений «рельс — земля» при коротком замыкании в любой точке тяговой сети.

Предложенная методика расчета неоднородных тяговых сетей с двусторонним питанием подтверждена экспериментальными исследованиями, в процессе которых проводилось измерение потенциалов и токов короткого замыкания в различных точках неоднородной тяговой сети на четырехпутной станции длиной 1 км и на перегоне. Исследования выполнялись на перегоне однопутного участка Титровка — Мышастовка и на станции Мышастовка Северо-Кавказской ж. д. На участке смонтирована контактная подвеска типа ПБСМ70+МФ100, рельс Р50, щебеночная балластная призма ($r_{II} \approx 1,2 \text{ Ом} \cdot \text{км}$). На станции Мышастовка приемно-отправочные пути имеют деревянные шпалы и песчаный балласт ($r_{II} \approx 0,3 \text{ Ом} \cdot \text{км}$). Эксперименты проводились в теплую погоду ($t = 15-18^\circ \text{C}$) после продолжительных дождей.

На рис. 2 представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований максимальных напряжений «рельс — земля» в неоднородной тяговой сети. Видно, что расчетные данные напряжения «рельс — земля» вполне удовлетворительно согласуются с результатами эксперимента.

В том случае, если участок между тяговыми подстанциями однородный, то токораспределения I_I и I_{II} определяются по формуле (9) при

$$z_{T.CI} = z_{3I} + z_{3II} + l_1 \left[-\frac{z_{12}^2}{z_2} + \frac{(z_2 - z_{12})^2}{z_2} \frac{1 - e^{-\gamma l_1}}{\gamma l_1} \right];$$

$$z_{T.CII} = z_{3II} + z_{3I} + l_2 \left[-\frac{z_{12}^2}{z_2} + \frac{(z_2 - z_{12})^2}{z_2} \frac{1 - e^{-\gamma l_2}}{\gamma l_2} \right];$$

$$z_{I,II} = \frac{1}{2} \frac{(z_2 - z_{12})^2}{z_2 \gamma} (1 - e^{-\gamma l_1})(1 - e^{-\gamma l_2}) + z_{3I,II}.$$

Распределение же потенциалов «рельс — земля» согласно выражению (8) равно:

при $0 \leq x \leq l_1$

$$\dot{U}_2 = \frac{1}{2} z_b \left(1 - \frac{z_{12}}{z_2} \right) [I_I (e^{\gamma(x-l_1)} - e^{-\gamma x}) + I_{II} (e^{-\gamma(l_1-x)} - e^{-\gamma(l_1+l_2-x)})];$$

при $l_1 \leq x \leq l_1 + l_2$

$$\dot{U}_2 = \frac{1}{2} z_b \left(1 - \frac{z_{12}}{z_2} \right) [I_I (e^{-\gamma(x-l_1)} - e^{-\gamma x}) + I_{II} (e^{\gamma(l_1-x)} - e^{-\gamma(l_1+l_2-x)})].$$

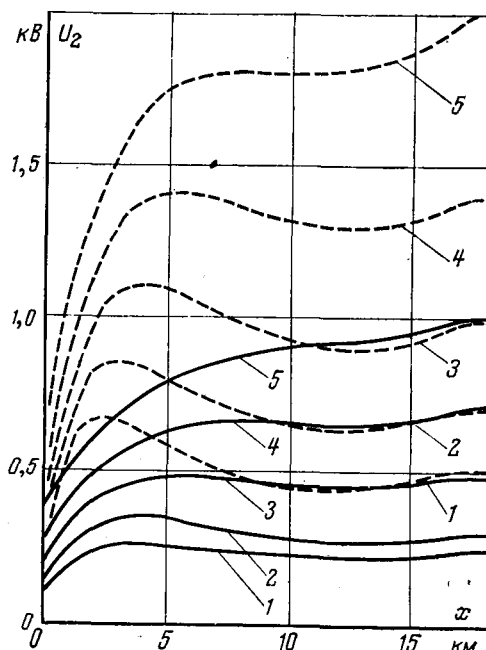


Рис. 3. Зависимость максимальных напряжений «рельс — земля» от координаты точки короткого замыкания. Расстояние между подстанциями 36 км, сплошные линии — при $z_c = 0$, пунктирные — при $z_c = 3 + j10 \text{ Ом}$.

1 — $r_{II} = 0,5 \text{ Ом} \cdot \text{км}$; 2 — $r_{II} = 1 \text{ Ом} \cdot \text{км}$; 3 — $r_{II} = 2 \text{ Ом} \cdot \text{км}$; 4 — $r_{II} = 4 \text{ Ом} \cdot \text{км}$; 5 — $r_{II} = 8 \text{ Ом} \cdot \text{км}$.

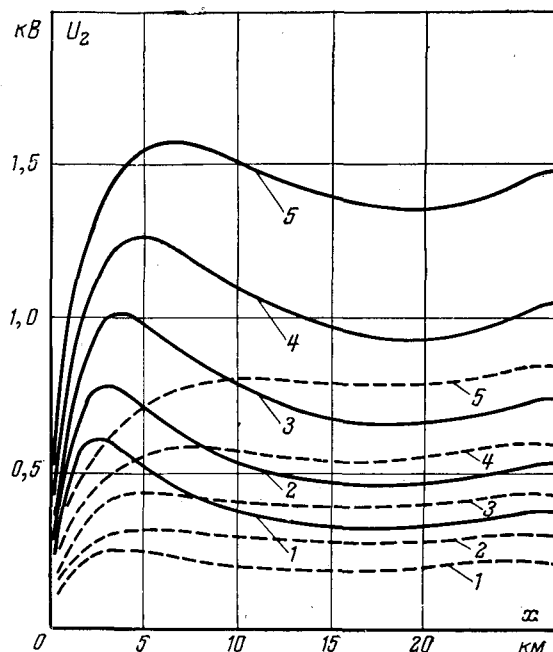


Рис. 4. Зависимость максимальных напряжений «рельс — земля» от координаты точки короткого замыкания. Расстояние между подстанциями 54 км, сплошные линии — при $z_c = 0$, пунктирные — при $z_c = 3 + j10 \text{ Ом}$ (кривые 1—5 — для тех же r_{II} , что и на рис. 3).

На рис. 3 и 4 представлены кривые максимальных напряжений «рельс — земля» в зависимости от координаты точки короткого замыкания для различных значений переходного сопротивления «рельс — земля» соответственно при расстояниях между тяговыми подстанциями 36 и 54 км. Участок двухпутный, однородный. Пост секционирования включен, контактная подвеска ПБСМ-70+МФ100, рельсы Р65.

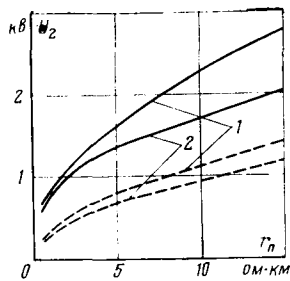


Рис. 5. Зависимость максимальных напряжений «рельс—земля» от переходного сопротивления «рельс—земля».

Сплошные линии — при $l_1 + l_2 = 36$ км; пунктирные — при $l_1 + l_2 = 54$ км; $1 - z_c = 0$; $2 - z_c = 3 + j10$ ом.

актер кривых U_2 по сравнению с ранее рассмотренным ($l_1 + l_2 = 36$ км) не меняется (рис. 4).

Отметим, что максимумы потенциалов рельсов при одних и тех же значениях переходного сопротивления «рельс—земля» лежат при $l_1 + l_2 = 54$ км дальше от тяговых подстанций, чем при $l_1 + l_2 = 36$ км. Кроме того, сами потенциалы уменьшились примерно на 10—30% (большая цифра относится к более высоким значениям переходного сопротивления «рельс—земля», см. рис. 5).

По предлагаемой в статье методике на ЦВМ рассчитывались максимальные потенциалы «рельс—земля», возникающие

Из кривых видно, что для случая бесконечной мощности питающей энергосистемы, расстояния между тяговыми подстанциями 36 км и хорошей связи рельсов с землей ($r_n < 4$ ом·км) максимальные значения потенциалов рельсов возникают на расстоянии от 2 до 5 км от тяговой подстанции и лежат в пределах от 700 до 1400 в. При хорошей изоляции рельсов от земли ($r_n = 8$ ом·км) максимум U_2 , наблюдается при коротком замыкании в середине участка и достигает примерно 2080 в. Аналогичная картина расположения зоны максимальных потенциалов рельсов — при коротких замыканиях и в случае незначительной мощности питающей энергосистемы (рис. 3 и 4). При увеличении расстояния между подстанциями ($l_1 + l_2 = 54$ км) ха-

при коротких замыканиях в серединах станций. Так, для двухпутного участка при мощности тяговых подстанций $2 \times 31,5$ Мв·а, расстоянии между ними 42 км максимальное значение потенциала «рельс—земля» при коротком замыкании в середине четырехпутной станции длиной 1,5 км, расположенной в середине участка, составило 400 в. Полученное значение потенциала рельсов станции позволяет заключить, что вынос металлическими коммуникациями потенциалов «рельс—земля» станций опасен по условиям электробезопасности при времени отключения аварийного режима более 0,2 сек.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Карякин Р. Н., Гатилова Г. И. Потенциалы рельсов тяговых сетей переменного тока.— «Вестник ВНИИЖТ», 1969, № 3.
2. Косарев Б. И. Теория электрического расчета неоднородных и сложных тяговых сетей.— «Труды МИИТ», 1972, вып. 411.
3. Пупынин В. Н., Бычков А. Н., Мясников Л. В. Расчет неоднородных тяговых сетей переменного тока.— «Вестник ВНИИЖТ», 1972, № 3.
4. Атабеков Г. И. Теоретические основы электротехники, ч. I. М., «Энергия», 1966.
5. Кравцов Ю. А. Работа рельсовых цепей на участках с железобетонными шпалами.— «Труды МИИТ», 1971, вып. 372.
6. Стрижевский И. В., Дмитриев В. Н. Теория и расчет влияния электрифицированной железной дороги на подземные металлические сооружения. М., Стройиздат, 1967.
7. Косарев Б. И., Малахов В. И., Бычков А. Н. Расчет токов короткого замыкания в тяговых сетях переменного тока.— «Труды МИИТ», 1972, вып. 417.

[8.5.1973]

УДК 621.313.323.013.8:621.316.729

Ресинхронизация синхронных двигателей многократной форсировкой возбуждения

СОКОЛОВ Н. И., СУМЦОВ И. А., КРЕМЕНЕЦКИЙ А. М.

ВНИИЭ

В промышленности широко используются синхронные двигатели (СД), обладающие некоторыми технико-экономическими преимуществами по сравнению с асинхронными. Синхронные двигатели являются единственно приемлемыми и для привода тихоходных мощных механизмов, не требующих регулирования скорости. Но эти двигатели чувствительны к кратковременным нарушениям нормального питания, в результате чего могут выпасть из синхронизма и выходить из работы.

Наряду с мероприятиями, направленными на повышение динамической устойчивости двигателей, такими как: улучшение параметров, применение регуляторов возбуждения и форсирование возбуждения, снижение сопротивлений связи, ускорение отключений коротких замыканий, использование специальных схем питания и т. п., применяется и ресинхронизация двигателей, обеспечивающая результирующую устойчивость.

Нагруженный и возбужденный двигатель после выпадения из синхронизма самостоятельно ресинхронизируется не всегда; форсировка возбуждения лишь способствует более быстрому торможению двигателя из-за возрастания активных потерь в цепи статора.

Ресинхронизация путем отключения АГП с последующим, после достижения подсинхронной ско-

рости, его включением и форсировкой возбуждения не всегда возможна. Эффективность такого способа зависит от параметров двигателя и механизма, а также от углового положения ротора относительно поля статора в момент включения возбуждения. На последнее обстоятельство было обращено внимание еще в 30-х годах [Л. 1], и предлагалось это учитывать при ресинхронизации, однако из-за технических трудностей, а также из-за того, что параметры двигателей того времени были особо неблагоприятны, такой способ почти не применялся.

При асинхронном ходе СД возбуждение способствует ускорению машины в течение половины периода проворота ротора относительно поля статора и торможению во вторую половину периода. Логичным представляется применить такое регулирование возбуждения, которое не вызывало бы тормозного синхронного момента. Такое знакопеременное возбуждение было ранее исследовано [Л. 2], но не получило распространения из-за отсутствия в то время быстродействующих возбудителей в СД и средств для управления возбуждением. В настоящее время с помощью тиристоров такое управление возбуждением стало реальным.

В статье приведены результаты исследований ресинхронизации СД путем управления возбуждением, проведенных с использованием аналоговых

вычислительных машин (АВМ), ЦВМ М-220 и электродинамической модели. На последней испытывались и автоматические устройства, обеспечивающие ресинхронизацию СД.

Обследовались следующие основные способы ресинхронизации подачей:

форсированного возбуждения при асинхронном ходе СД в момент прохождения ротора через заданное значение внутреннего угла сдвига δ ;

циклических знакопеременных форсировок возбуждения с частотой скольжения при заданных углах сдвига ротора;

циклических форсировок возбуждения одного знака, сопровождающихся периодами гашения поля.

Влияние величины и момента подачи форсировки возбуждения на ресинхронизацию двигателя физически может быть объяснено следующим образом. При асинхронном ходе возбужденной машины наряду с асинхронным ускоряющим моментом, тормозящими моментами от нагрузки на валу и от потерь в статоре, присутствует и знакопеременный синхронный момент от принужденной составляющей тока возбуждения, изменяющийся с частотой скольжения. При форсировке возбуждения последняя составляющая момента значительно возрастает. Ресинхронизация под действием форсировки возбуждения произойдет, если значение снижения кинетической энергии агрегата за время перерыва питания будет перекрыто полученной из сети энергией в связи с увеличением площадки ускорения при форсировке.

Если этой энергии недостаточно для ресинхронизации, то далее ротор СД будет еще тормозиться дополнительно. Чем больше кратность форсировки и чем скорее нарастает возбуждение, тем при оптимальном угле сдвига ротора в момент включения площадка ускорения будет больше. Отсюда видна важность правильного выбора момента включения форсировки возбуждения. Так, при углах включения форсированного возбуждения больших оптимальных площадка ускорения будет меньше и при дальнейшем смещении станет равной нулю и далее изменит знак. Ресинхронизация нагруженного двигателя здесь возможна только при больших естественных асинхронных моментах СД, превышающих моменты как от нагрузки на валу, так и от потерь в цепи статора. Обычные тихоходные СД этому условию не удовлетворяют, поэтому при полной нагрузке на валу ресинхронизация под действием простой форсировки возбуждения возможна только при оптимальных углах ротора в момент включения, и то не во всех случаях.

Активные потери в статоре (и обусловленный ими момент торможения) растут с увеличением возбуждения, поэтому при неучете углового положения ротора в момент подачи форсированного возбуждения ресинхронизацию при полной нагрузке не удастся обеспечить за счет лишь увеличения кратности форсировки.

Многokратная форсировка возбуждения позволяет улучшить условия ресинхронизации. В отличие от рассмотренного случая форсировка снимается на периоды времени, когда она могла бы способствовать торможению двигателя. При этом можно со-

здать дополнительный ускоряющий момент, действующий на протяжении нескольких проворотов ротора относительно поля статора.

Пренебрегая явнополностью и заменяя в первом приближении кусочно-постоянное напряжение переменной полярности синусоидальным, для синхронной составляющей момента можно записать [Л. 3]:

$$m = \frac{E_{q\max} U}{2x_d \sqrt{1 + (sT'_d)^2}} \left[\cos \left(\frac{\alpha - \beta}{2} \right) - \cos \left(st + \frac{\alpha - \beta}{2} \right) \right],$$

где α — угловой сдвиг импульсов форсировки; $\beta = \arctg sT'_d$.

Первый член приведенного выражения определяет средний дополнительный момент одного знака, второй — знакопеременный момент. Очевидно, наибольшее значение среднего момента будет при

$$\alpha = \beta = \arctg sT'_d.$$

При таком управлении возбуждением подтягивание синхронного двигателя к синхронизму происходит в течение ряда проворотов. Знакопеременная слагающая момента начинает оказывать влияние на процесс ресинхронизации только в последних циклах регулирования (при малых скольжениях).

Из уравнений видно, что для большей эффективности регулирования целесообразно сдвигать импульсы регулирования в зависимости от текущего скольжения. Использование вместо синусоидального напряжения возбуждения прямоугольной формы позволяет при одинаковой амплитуде получить приблизительно в $4/\pi$ раз больший ускоряющий электромагнитный момент.

При одинаковой амплитуде циклическая форсировка одного знака с напряжением, равным нулю, в паузах дает вдвое меньшую основную гармоническую составляющую по сравнению со знакопеременной циклической форсировкой, однако, поскольку поле за счет добавочного сопротивления в цепи ротора может гаситься с большей скоростью, чем оно нарастает, то и при форсировках одного знака перемежающихся периодами гашения поля удастся получить практически тот же самый эффект.

Исследования проводились применительно к двигателю типа ДСК 260/24-36, 630 квт, 770 кв·а. Полные данные о параметрах этого двигателя приведены в приложении. Расчеты на вычислительных машинах проводились для разных углов включения и потолков возбуждения как при однократной, так и многократной форсировках. Начальное скольжение устанавливалось в соответствии с асинхронной характеристикой изменением момента на валу.

При физическом моделировании на динамической модели использовался модельный двигатель габаритной мощности 15 кв·а, имеющий параметры, близкие к указанным. Моментные асинхронные характеристики двигателя ДСК 630 квт с учетом внешнего сопротивления $x_{вн} = 0,1$ приведены в приложении.

Схема исследуемой системы приведена на рис. 1. Здесь СД питается от шин неизменного напряжения через сопротивление $x_{вн}$. Угол сдвига ротора относительно шин выявлялся фазочувствительным органом ФЧО путем сравнения напряжения на шинах с напряжением углоизмерительной машины УМ, на-

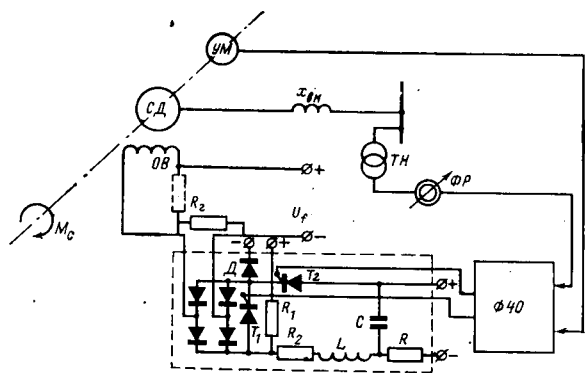


Рис. 1. Схема моделирования.

УМ — углонмерительная машина; ФР — фазорегулятор; ФЧО — фазочувствительный орган.

саженной на одном валу с двигателем. Момент на валу двигателя создавался специальной тормозной машиной постоянного тока M_c .

При моделировании на АВМ и ЦВМ использовались полные уравнения Парка—Горева, насыщение при этом не учитывалось. Часть расчетов на ЦВМ выполнялась по упрощенным уравнениям ($p\psi_d = p\psi_q = s\psi_d = s\psi_q = r_a = 0$).

Учитывая, что допустимость использования упрощенных уравнений Парка—Горева в настоящей задаче не очевидна, поскольку при ресинхронизации имеют место большие ускорения, а цепь статора содержит заметное активное сопротивление, были проведены сравнительные расчеты как по полным, так и по упрощенным уравнениям, которые показали, что расхождения при вычислении зон успешной ресинхронизации не превышают 10% значений кратностей форсировки возбуждения. Пренебрежение же активным сопротивлением статора дает существенно большие погрешности. С увеличением активного сопротивления статорных цепей двигателя роль углового положения ротора в момент подачи форсированного возбуждения возрастает.

Изучалось также влияние шага интегрирования дифференциальных уравнений Парка—Горева на точность расчета границ зон успешной ресинхронизации. Оказалось, что достаточно хорошие результаты получаются, если при интегрировании методом Рунге—Кутты 4-го порядка взять шаг интегрирования 0,005 сек для полных и 0,02 сек для упрощенных уравнений.

При исследовании ресинхронизации способом циклической форсировки и гашения поля было изучено также влияние скважности управляющего сигнала и получено, что оптимальным условием является чередование форсировки и гашения поля через каждые 180° угла проворота ротора относительно поля статора. На рис. 2 представлены области успешной ресинхронизации, полученные при расчетах на АВМ и ЦВМ.

Исследования на электродинамической модели позволили, помимо получения ряда зависимостей по влиянию параметров, проверить разработанные автоматические устройства, реализующие вышеуказанные способы ресинхронизации.

При снятии границ зон успешной ресинхронизации из состояния асинхронного хода с заданным

скольжением последнее устанавливалось путем изменения момента сопротивления. В опытах со скольжением, большим критического, момент сопротивления был равен максимальному асинхронному моменту. Поскольку СД при этом не мог находиться в стационарном режиме, в работу включалось специальное пусковое устройство, срабатывающее в момент достижения любого заданного скольжения. Это устройство запускало схему контроля углового положения ротора относительно поля статора. Эта схема могла работать в двух основных режимах: 1) включение форсированного возбуждения при заданном угле сдвига ротора; 2) циклическая форсировка и гашение поля. Границы зон успешной ресинхронизации, соответствующие этим двум случаям, представлены на рис. 3, а и б. Как видно из рис. 3, а, при кратности форсировки, равной 5 единицам возбуждения холостого хода, и оптимальном угле подачи возбуждения максимальное скольжение, при котором удавалось ресинхронизировать СД таким способом, составляло 4,7%. При начальном скольжении 2% в некоторой зоне углов наблюдалась ресинхронизация не в первый проворот, а спустя несколько проворотов ротора относительно поля статора. Это явление объясняется тем, что при неблагоприятных углах подачи возбуждения первоначальный несбалансированный синхронный импульс несколько увеличивает среднее скольжение, но если максимум асинхронной характеристики еще далеко, то СД далее начинает возвращаться к установившемуся скольжению, и под действием постоянного возбуждения двигатель может ресинхронизироваться.

На рис. 3, б представлены границы зон успешной ресинхронизации под действием циклической форсировки и гашения поля. Часть кривой 1 проведена пунктиром. Это означает, что при соответствующих условиях СД успевает войти в синхронизм еще до того момента времени, когда угол сдвига ротора должен пройти через значение, соответствующее гашению поля. Эта часть кривой поэтому совпадает с кривой 2 рис. 3, а, соответствующей однократной форсировке.

Кривые 2, 3 и 4 соответствуют скольжениям, большим критического, и получались при включении устройства ресинхронизации и возбуждения на

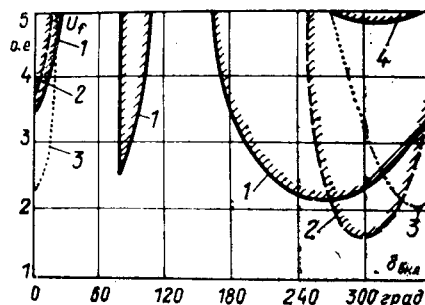


Рис. 2. Границы зон успешной ресинхронизации, полученные на АВМ и ЦВМ, в координатах угла и величины потолочного возбуждения.

1 — получена на ЦВМ для перерыва питания длительностью 0,25 сек при однократной подаче возбуждения и заданном угле включения; 2 — получена на АВМ при ресинхронизации из состояния установившегося асинхронного хода при номинальной нагрузке путем подачи на обмотку возбуждения кусочно-постоянной переменной полярности напряжения; 3 — то же, но при способе циклических форсировок и гашений поля; 4 — то же, но при однократной форсировке.

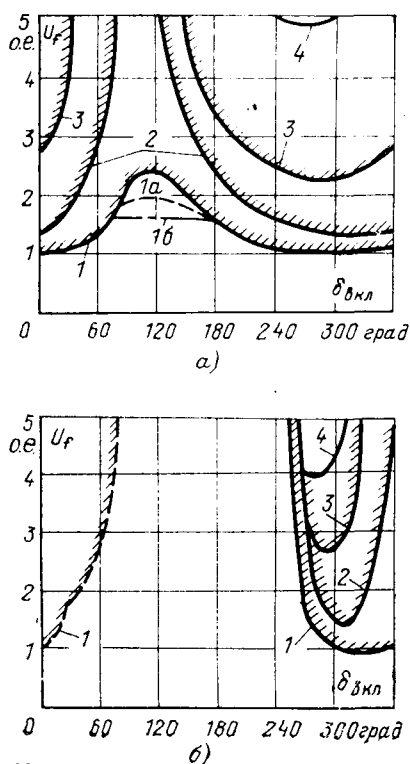


Рис. 3. Границы зон успешной ресинхронизации из состояний с различными скольжениями.

а — однократная форсировка. 1 — скольжение 2%, синхронизация происходит после первого проворота; 1а — синхронизация через два проворота; 1б — синхронизация без ограничения числа проворота; 2 — скольжение 2,7%; 3 — скольжение 3,5%; 4 — скольжение 4,7%. б — циклические форсировки и гашения поля. 1 — скольжение 2,7%; 2 — скольжение 6%; 3 — скольжение 7,5%; 4 — скольжение 9%.

выбеге двигателя с моментом на валу, немного превышающим максимальный асинхронный. Здесь смещение угла управления от скольжения не вводилось. Этим объясняется, что левые ветви этих кривых на рис. 3,б сливаются. Кривая 1 не сливается с кривыми 2, 3 и 4 лишь из-за того, что она соответствует начальному скольжению, меньшему критического и, как сказано выше, меньшему моменту сопротивления на валу.

На рис. 4 представлены границы зон успешной ресинхронизации, полученные после перерывов питания различных длительностей путем циклических форсировок и гашений поля. Кривые 1, 2 и 3 соответствуют границам областей втягивания в синхронизм из состояний, возникших после перерывов питания различных длительностей. При этом с уменьшением скольжения происходили сдвиги импульсов управления. Ресинхронизация наступит в том случае, если точка с координатами угла включения и кратности форсировки будет лежать внутри соответствующей области, ограниченной кривыми 1—3 (в зависимости от длительности перерыва питания). При неуправляемом угле включения форсировкой и условиях кривой 1 удовлетворительную область успешной ресинхронизации можно получить, если на заключительной стадии ресинхронизации отключать канал управления, осуществляющий периодические форсировки и гашения поля. Такому комбинированному воздействию соответствует граница 5, показанная пунктиром. Здесь при кратности форсировки 3 единицы холостого хода и перерыве пита-

ния 0,44 сек ширина зоны успешной ресинхронизации составляет 120° , что не представляет трудностей для реализации.

Сравнивая между собой однократную форсировку при оптимальном угле включения и циклическую, видим, что при реальных потолках возбуждения первая дает возможность провести ресинхронизацию при начальном скольжении не выше 5% и соответственно сниженном моменте на валу, в то время как циклическая (даже одного знака) форсировка — при скольжениях 10—15% без снижения нагрузки.

Осциллограмма на рис. 5 иллюстрирует возможность ресинхронизации нагруженного до номинальной мощности двигателя при циклическом возбуждении с потолком 4,5 о.е. к холостому ходу и оптимальными углами включения форсировки и гашения поля от начального скольжения 13%. Сразу же после включения регулятора скольжение начинает уменьшаться и СД доводится до полной синхронизации, хотя момент сопротивления на валу двигателя здесь даже превышал максимальный (при критическом скольжении) асинхронный момент.

Анализ результатов показал, что наибольшая эффективность управления возбуждением достигается при отсутствии запаздываний в системе регулирования. При электромашинных системах возбуждения воздействие через возбудитель неэффективно даже при больших кратностях форсировки. Поэтому целесообразно применять устройства, которые будучи включены последовательно с возбудителем, способны осуществлять подачу и снятие возбуждения СД с малым запаздыванием. Для этой цели не пригоден контактор АГП или другое механическое устройство, так как наличие значительного времени запаздывания и временного разброса не позволяет осуществлять включение и отключение возбуждения в функции углового положения ротора с требуемой точностью. Проблема решается включением в цепь ротора полупроводникового ключа.

На рис. 1 представлена схема возбуждения с управляемым ключом, реализованная при испы-

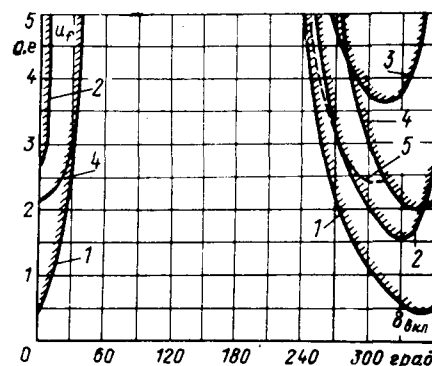


Рис. 4. Границы зон успешной ресинхронизации при циклических форсировках для различных перерывов питания (в паузах ротор замыкается на четырехкратное гасительное сопротивление по отношению к сопротивлению обмотки ротора).

1, 2 и 3 — границы зон успешной ресинхронизации при смещениях угла управления с изменением скольжения; 4 — граница, правее которой втягивание происходит при постоянном угле управления. Перерывы питания: кривые 1 и 5 — 0,44 сек, кривая 2 — 1 сек; кривая 3 — 1,32 сек.

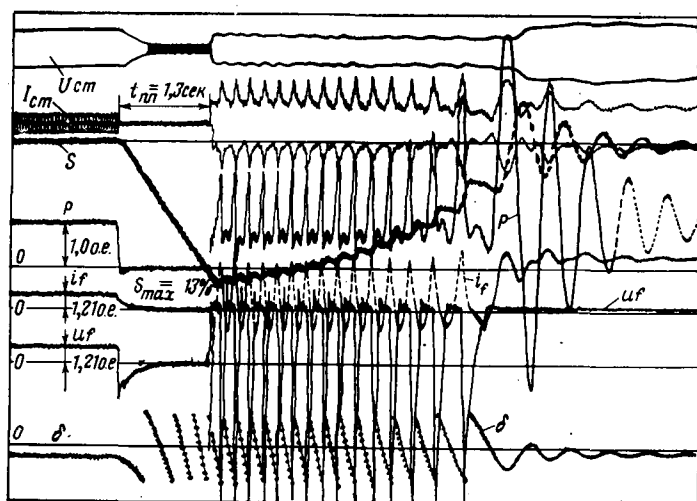


Рис. 5. Осциллограмма процесса ресинхронизации при полной нагрузке после перерыва питания длительностью 1,3 сек методом циклической форсировки и гашения поля ($s=13\%$).

таниях на динамической модели при электромашинном возбудителе. Задача точного включения и отключения возбуждения осуществлялась посредством полупроводникового тиристорного ключа T_1 , который может запирается импульсами от конденсатора C через тиристор T_2 . Ключ подсоединен через мост из диодов, что позволяет при любой полярности тока в роторе во время асинхронного хода подключать возбудитель при однополярном тиристорном ключе. Тиристорный ключ может быть одновременно использован в качестве АГП.

Для ограничения перенапряжений на роторе в моменты, когда ключ закрыт, предусмотрено гасительное сопротивление, включенное параллельно ключу, как это показано на рис. 1, или параллельно обмотке возбуждения ротора (показано пунктиром). В первом случае удастся избежать потерь мощности в гасительном сопротивлении при замкнутом ключе, т. е. и в нормальном синхронном режиме.

Управление полупроводниковым ключом в процессе ресинхронизации осуществляется от фазочувствительного органа ФЧО. При электромашинной системе возбуждения одновременно с началом действия устройства ресинхронизации целесообразно форсировать и возбуждение возбудителя.

В случае, если СД снабжен полностью управляемой вентильной системой, способной работать в инверторном режиме, ресинхронизацию можно осуществлять, управляя преобразователем. Однако такие преобразователи позволяют инвертировать напряжение, но не пропускают ток в обратном направлении. В асинхронном же режиме в отдельные моменты времени, что хорошо видно на осциллограмме, приведенной на рис. 5, необходимо обеспечивать возможность протекания тока в обратном направлении. Поэтому здесь необходимо подключать параллельно преобразователю гасительное сопротивление постоянно или на время процесса ресинхронизации. При неполностью управляемых системах, когда только в половине плеч моста имеются тиристоры, а в остальных диоды, использовать преобразователь для инвертирования напряжения нельзя и в паузах напряжение на обмотке ротора

будет равным нулю. При этом эффективность системы ресинхронизации значительно снижается. В этом случае для повышения эффективности также полезным может оказаться полупроводниковый ключ, включаемый аналогично описанному ранее.

Приложение. Параметры двигателя ДСК 260/24-36, принятые при моделировании.

$S=770$ кв·а; $P=630$ квт; $U=6$ кв; $I=74,1$ а; $n=167$ об/мин; $\cos \varphi_n=0,9$; $f=50$ гц; $x_a=0,134$; $x_{ad}=0,94$; $x_{aq}=0,51$; $x_d=1,08$; $x_q=0,65$; $x_{df}=0,32$; $x_{1d}=0,13$; $x_{1q}=0,11$; $r_a=0,0226$; $r_{1d}=0,052$; $r_{1q}=0,045$; $x'_d=0,37$; $x''_d=0,22$; $x'_q=0,23$; $r_f=0,005$; о. к. з. $\lambda=1,23$; $M_T=2,28$; $I_{пуск}=4,37$; $M_{пуск}=0,55$; $M_{вх}=0,783$; $\tau_J=10$ сек.

Активные сопротивления роторных контуров даны при $s=1$, постоянные времени: $T_{f0}=253$ рад; $T'_d=87,5$ рад; $T'_q=14,5$ рад; $T''_d=17,26$ рад заданы при $s=0$. Гасительное сопротивление $R_g=110r_f$.

Механические асинхронные характеристики

$$M = f(s), \text{ о.е.}$$

Двигатель	0	0,2	0,5	1,0	1,5	2,0	3,0	3,5	4,0	5,0	6,0
1	0	0,2	0,35	0,57	0,7	0,77	0,84	0,85	0,84	0,83	—
2	0	0,09	0,2	0,36	0,5	0,6	0,73	0,78	0,82	0,87	0,9
3	0	0,08	0,18	0,33	0,46	0,58	0,73	0,8	0,85	0,89	0,89

1 — модельный двигатель с короткозамкнутой обмоткой возбуждения; 2 — модельный двигатель с включенным в цепь обмотки возбуждения гасительным сопротивлением; 3 — двигатель ДСК 630 квт с включенным гасительным сопротивлением ($R_g=10 r_f$).

Выводы. 1. Ресинхронизация нагруженного синхронного двигателя после перерыва нормального питания или из состояния асинхронного хода без возбуждения даже при больших потолках форсировки происходит не всегда. На процесс втягивания в синхронизм влияют параметры двигателя, сопротивления питающей сети, нагрузка двигателя, начальное скольжение и угол сдвига ротора относительно поля статора в момент подачи возбуждения. Включение возбуждения при неудачном положении ротора может даже привести к дополнительному сильному затормаживанию двигателя.

2. Однократная форсировка при правильном выборе момента включения возбуждения позволяет ресинхронизировать двигатель при начальном скольжении до 3—5%. При этом должны быть обеспечены достаточно высокие потолки — не менее двукратного к номинальному возбуждению — и скорости нарастания возбуждения. Возбуждение может подаваться в функции углового положения ротора или других связанных с ним параметров режима.

3. Циклические форсировки возбуждения при оптимальных углах включения позволяют при потолках не более 1—1,5-кратных к возбуждению номинального режима ресинхронизировать синхронный двигатель при начальных скольжениях более 10%.

4. Необходимым условием применения этого способа является высокая скорость нарастания и спада напряжения возбуждения. Управление возбуждением должно осуществляться в зависимости от положения ротора относительно вектора напряжения на зажимах синхронного двигателя. Процесс ресинхронизации может быть ускорен посредством

управления возбуждением в зависимости от скольжения, что особенно проявляется на заключительной стадии процесса.

5. Настоящий способ ресинхронизации применим и в других случаях. Он может способствовать втягиванию в синхронизм двигателей вместе с подсоединенной вблизи асинхронной нагрузкой, может быть полезен и для синхронных компенсаторов, установленных в узлах нагрузки.



СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Shoults D. R., Crary S. B., Lauder A. H. Pull-In Characteristics of Synchronous Motors.—«Trans. AIEE», 1935, № 54, p. 1385—1394.

2. Пэк Ен Чер. Исследование влияния знакопеременного регулирования возбуждения синхронных машин на процесс вхождения в синхронизм.—«Изв. вузов. Энергетика», 1958, № 10, с. 1—8.

3. Урусов И. Д. Линейная теория колебаний синхронной машины. М.—Л., Изд. АН СССР, 1960.

[24.12.1973]

УДК 621.313.32:537.311.6

Определение индуктивного сопротивления добавочного рассеяния явнополюсных синхронных машин

Доктор техн. наук ПАЛАСТИН Л. М.

Москва

Из рассмотрения физических особенностей образования потоков добавочного рассеяния реакции якоря [Л. 1] следует, что эти потоки определяются насыщением магнитной цепи синхронной машины, но преимущественно падениями магнитных напряжений цепи индуктора. Поэтому для определения функциональной зависимости индуктивного сопротивления добавочного рассеяния Δx_p от параметров магнитопровода необходимо установить, каким образом падения магнитных напряжений в стали и добавочных зазорах цепи индуктора формируют поток добавочного рассеяния обмотки якоря под действием ее н. с. и каково влияние остальных элементов магнитной цепи.

Физические картины потокораспределения и полные схемы замещения магнитных цепей различных типов синхронных машин электромагнитного возбуждения со щеточным контактом и бесконтактных достаточно сложны.

Однако ограничение числа параметров схем магнитными сопротивлениями основных $R_{\delta 1}$ и добавочных $R_{\Delta 1}$ воздушных зазоров, зубцов R_z и спинки якоря R_a , сердечников полюсов индуктора R_p и межполюсного рассеяния R_σ обеспечивает практически полный учет факторов, позволяющих рассчитать Δx_p с необходимой точностью по схеме рис. 1, а. Если в этой схеме объединить последовательно включенные сопротивления

$$R_{\delta 1} + R_z + R_a = R_{\delta 1} \left(1 + \frac{R_z + R_a}{R_{\delta 1}} \right) = R_{\delta 1} k_s = R_\delta$$

и

$$R_{\Delta 1} + R_p = R_{\Delta 1} (1 + R_p/R_{\Delta 1}) = R_{\Delta 1} k_p = R_\Delta,$$

где k_s и k_p — коэффициенты насыщения цепей якоря и индуктора, то получим схему замещения рис. 1, б, которую можно считать обобщенной для анализа потоков и аналитического определения продольных индуктивных сопротивлений при насыщениях, обусловленных заданными условиями нагрузки различных типов синхронных машин [Л. 2].

Особенности полных магнитных потоков и их составляющих. Для полных магнитных потоков при одновременном действии н. с. e_f и e_a (рис. 1, б) справедливы следующие уравнения:

$$-e_a = \Phi_\delta (R_\delta + R_\sigma) - \Phi_\Delta R_\sigma, \quad (1)$$

$$e_f = \Phi_\Delta (R_\Delta + R_\sigma) - \Phi_\delta R_\sigma. \quad (2)$$

Из совместного их решения определяются полные потоки в магнитных цепях якоря (рабочем зазоре), индуктора (добавочном зазоре) и межполюсного рассеяния:

$$\Phi_\delta = \frac{1}{\gamma} [e_f R_\sigma - e_a (R_\Delta + R_\sigma)]; \quad (3)$$

$$\Phi_\Delta = \frac{1}{\gamma} [e_f (R_\delta + R_\sigma) - e_a R_\sigma]; \quad (4)$$

$$\Phi_\sigma = \Phi_\Delta - \Phi_\delta = \frac{1}{\gamma} (e_f R_\delta + e_a R_\Delta), \quad (5)$$

где

$$\gamma = R_\delta R_\sigma + R_\Delta R_\sigma + R_\delta R_\Delta.$$

По соотношениям (3) — (5) рассчитываются магнитные нагрузки в элементах магнитной цепи при насыщении.

Для определения полных индуктивных сопротивлений обмоток, реакции якоря и добавочного рассеяния обмотки якоря необходимо знать зависимости составляющих полных потоков от параметров магнитной цепи, н. с. обмоток и падений магнитных напряжений (п. м. н.) участков магнитопровода, их вызывающих. Эти важные обстоятельства

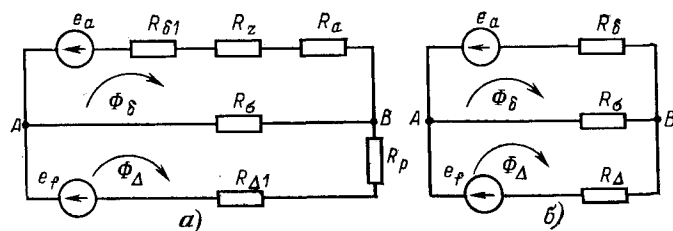


Рис. 1.

обусловлены тем, что характер пространственного распределения приложенных н. с., п. м. н. и конфигурация участков магнитопровода в расточке якоря определяют пространственное распределение составляющих полных магнитных потоков, созданных н. с. и п. м. н. магнитной цепи.

Преобразуем выражения (3) и (4). В применяемых ниже обозначениях величин верхние индексы указывают на то, чем вызывается данная величина, а нижние — в каком элементе магнитной цепи. В тех случаях, когда это целесообразно, магнитные сопротивления заменяются соответствующими магнитными проводимостями.

Разделив выражение (3) на произведение $R_\delta R_\Delta R_\sigma$ с введением во второй член числителя $\pm 1/R_\delta^2$, получим:

$$\Phi_\delta^{f,a} = e_f \lambda_\delta k - e_a \lambda_\delta + F_\delta^{a,p,\Delta} \lambda_\delta, \quad (6)$$

где

$$k = \frac{\lambda_\Delta}{\lambda_\Delta + \lambda_\delta + \lambda_\sigma}. \quad (7)$$

Физический смысл $F_\delta^{a,p,\Delta}$ легко установить из выражения для полного потока реакции якоря Φ_δ^a (без учета знака относительно н. с. e_f):

$$\Phi_\delta^a = (e_a - F_\delta^{a,p,\Delta}) \lambda_\delta, \quad (8)$$

из которого и из схемы замещения рис. 1,б видно, что эта величина есть падение магнитного напряжения в рабочем зазоре δ , вызываемое н. с. реакции якоря, сердечником полюса и добавочным зазором индуктора

$$F_\delta^{a,p,\Delta} = e_a \frac{\lambda_\delta}{\lambda_\delta + \lambda_\Delta + \lambda_\sigma}. \quad (9)$$

Преобразуя (4) с введением по аналогии с (6) в первый член числителя $\pm 1/R_\Delta^2$, получаем:

$$\Phi_\Delta^{f,a} = e_f \lambda_\Delta - F_\Delta^{f,\delta} \lambda_\Delta - e_a \lambda_\delta k, \quad (10)$$

где

$$F_\Delta^{f,\delta} = e_f k. \quad (11)$$

— п. м. н. в добавочном воздушном зазоре, вызываемое н. с. обмотки возбуждения и зазором δ .

Рассмотрим особенности составляющих полных магнитных потоков и их зависимостей от параметров магнитной цепи. Из (6) видно, что полный магнитный поток якоря в расточке состоит из трех составляющих.

Первая составляющая $\Phi_\delta^{f,\Delta} = e_f \lambda_\delta k$ — поток взаимной индукции между индуктором и якорем, созданный н. с. обмотки возбуждения. При изменении Δ от 0 до ∞ магнитная проводимость λ_Δ изменяется от ∞ до 0, коэффициент k — от 1 до 0, а поток $\Phi_\delta^{f,\Delta}$ — от $\Phi_\delta^f = e_f \lambda_\delta$ до нуля. Следовательно, конфигурация этой составляющей потока в расточке определяется формой н. с. e_f и геометрией полюсов индуктора в рабочем зазоре.

Вторая составляющая $\Phi_\delta^a = -e_a \lambda_\delta$ поток реакции якоря, вызываемый н. с. e_a ; он не зависит от

магнитного сопротивления индуктора и имеет обычную форму пространственного распределения в расточке.

Третья составляющая $\Phi_\delta^{a,p,\Delta} = F_\delta^{a,p,\Delta} \lambda_\delta$ — поток якоря, проходящий через рабочий зазор под действием п. м. н. $F_\delta^{a,p,\Delta}$. При определении индуктивных сопротивлений синхронной машины с учетом насыщения третья составляющая потока якоря заслуживает особого внимания.

Падения магнитных напряжений в трех ветвях схемы рис. 1,в являются функцией λ_δ , λ_Δ и λ_σ .

Значение $F_\delta^{a,p,\Delta}$ при варьировании Δ от 0 до ∞ и неизменных значениях $\lambda_\delta \neq 0$ и $\lambda_\sigma \neq 0$ изменяется от 0 до конечной величины. При отсутствии магнитного сопротивления в цепи индуктора, т. е. при $\Delta = 0$ и $\lambda_\Delta = \infty$, коэффициент $k = 1$, значение $F_\delta^{a,p,\Delta} = 0$, и вместо (6) получаем формулу полезного потока синхронной машины

$$\Phi_\delta^{f,a} = (e_f - e_a) \lambda_\delta.$$

При $\Delta = \infty$ и $\lambda_\Delta = 0$, т. е. при бесконечно большом значении магнитного сопротивления цепи индуктора, $k = 0$, $F_\delta^{a,p,\Delta} = \frac{\lambda_\delta}{\lambda_\delta + \lambda_\sigma}$, и поток реакции якоря в соответствии с (8)

$$\Phi_\delta^a = e_a \frac{\lambda_\delta \lambda_\sigma}{\lambda_\delta + \lambda_\sigma} = -e_a \lambda'_\delta, \quad (12)$$

где λ'_δ — полная переходная проводимость потока реакции якоря, которая при выделении из нее основной волны и приведении к н. с. обмотки возбуждения соответствует переходному индуктивному сопротивлению x'_{ad} по продольной оси. Следовательно, в данном предельном случае при бесконечно большом значении магнитного сопротивления цепи индуктора соответствующая величина $F_\delta^{a,p,\Delta}$ приводит к образованию потока и индуктивного сопротивления добавочного рассеяния обмотки якоря $\Delta x_p = x'_{ad}$.

Полученные результаты являются аналитическим подтверждением зависимости Δx_p от падений магнитных напряжений цепи индуктора, установленной в [Л. 1].

Анализ зависимости $F_\delta^{a,p,\Delta}$ при $\lambda_\delta = \text{var}$, $\lambda_\sigma = \text{var}$ и $\lambda_\Delta = \text{const}$ показывает, что наличие магнитных сопротивлений в цепи индуктора сказывается на первой и третьей составляющих полного потока якоря в расточке. Изменения потока $\Phi_\delta^{a,p,\Delta}$ при варьировании проводимостей λ_δ и λ_σ имеют место только при наличии магнитных сопротивлений R_p и $R_{\Delta 1}$ в цепи индуктора, а при их отсутствии исчезают обусловленные ими $F_\delta^{a,p,\Delta}$ и $\Phi_\delta^{a,p,\Delta}$.

Таким образом, магнитные сопротивления цепи индуктора синхронной машины являются источником, создающим в расточке под действием н. с.

реакции якоря падения магнитных напряжений и соответствующие составляющие магнитных потоков, которые имеют такие же формы пространственного распределения, как если бы они создавались в расточке якоря полюсами индуктора под действием н. с. обмотки возбуждения.

Аналитические соотношения для $F_{\delta}^{a, p, \Delta}$ при промежуточных значениях $0 < \lambda_{\Delta} < \infty$ приводятся ниже.

В соответствии с (10) рассмотрим составляющие полного магнитного потока $\Phi_{\Delta}^{f, a}$ цепи индуктора.

Первая составляющая $\Phi_{\Delta}^f = e_f \lambda_{\Delta}$ — поток возбуждения, вызываемый R_{Δ} и e_f . Пространственное распределение его в расточке определяется формой н. с. e_f и конфигурацией полюсов индуктора.

Вторая составляющая $\Phi_{\Delta}^{f, \delta} = -F_{\Delta}^{f, \delta} \lambda_{\Delta}$ — поток возбуждения, вызываемый п. м. н. $F_{\Delta}^{f, \delta}$ в цепи индуктора от н. с. e_f и зависящий от λ_{Δ} , λ_{δ} и λ_{σ} .

При $\Delta = 0$ и $\lambda_{\delta} \neq \lambda_{\sigma} \neq 0$ значение $\lambda_{\Delta} = \infty$, $F_{\Delta}^{f, \delta} = e_f$, и поток в цепи индуктора $\Phi_{\Delta}^f = e_f (\lambda_{\delta} + \lambda_{\sigma})$.

При $\delta = 0$ значение $\lambda_{\delta} = \infty$, $F_{\Delta}^{f, \delta} = 0$, и полный поток в индукторе $\Phi_{\Delta}^f = e_f \lambda_{\Delta}$.

При $\delta = \infty$ значение $\lambda_{\delta} = 0$, и $\Phi_{\Delta}^f = e_f / R_{\Delta} + R_{\sigma}$.

Третья составляющая $\Phi_{\Delta}^{a, \delta} = e_a \lambda_{\delta} k$ — поток, индуктируемый в цепи индуктора н. с. реакции якоря. Зависимости $\Phi_{\Delta}^{a, \delta}$ и $\Phi_{\delta}^{f, \Delta}$ от λ_{Δ} аналогичны, а пространственное распределение третьей составляющей в рабочем зазоре зависит от конфигурации полюсов индуктора и н. с. e_a .

Из анализа особенностей падений магнитных напряжений следует, что $F_{\delta}^{f, \Delta}$ и $F_{\delta}^{f, a}$, вызываемые н. с. e_f , так же, как и $F_{\delta}^{a, p, \Delta}$, вызываемое н. с. e_a , определяют формы пространственного распределения создаваемых ими магнитных потоков в расточке, аналогичные формам потоков, обусловленным н. с. сосредоточенной обмотки возбуждения и конфигурацией явно выраженных полюсов индуктора.

Следовательно, образование потока и индуктивного сопротивления добавочного рассеяния обмотки якоря связано только с одним из рассмотренных падений магнитных напряжений, а именно с $F_{\delta}^{a, p, \Delta}$, обусловленным н. с. реакции якоря и магнитными сопротивлениями цепи индуктора.

Определение индуктивного сопротивления добавочного рассеяния обмотки якоря. Из (6) и (8) следует, что полный поток Φ_{δ}^a реакции якоря включает в себя за исключением потока рассеяния Φ_{σ} все составляющие потока обмотки якоря, обусловленные ее н. с., падением магнитного напряжения в цепи индуктора $F_{\delta}^{a, p, \Delta}$ с учетом насыщения всей магнитной цепи при совместном действии н. с. e_f и e_a .

Выделение из этого потока основной волны позволяет определить продольное синхронное индуктивное сопротивление x_{ad}^A реакции якоря, которое

должно содержать в себе «насыщенное» значение индуктивного сопротивления x_{ad} взаимной индукции между обмотками якоря и возбуждения и индуктивное сопротивление рассеяния, создаваемое составляющими потока якоря, не сцепленными с обмоткой возбуждения. В это индуктивное сопротивление рассеяния должно входить добавочное рассеяние Δx_p , обусловленное магнитными сопротивлениями цепи индуктора. Вывод выражения для x_{ad}^A и обоснование допущений приведены в [Л. 2], в соответствии с которыми и схемой замещения рис. 1,б

$$x_{ad}^A = \frac{x_{ado}}{k_s} \left[1 - \frac{1}{k_a k_{\Phi}} \frac{\lambda_{\delta 1} k_p}{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_{\sigma} k_p k_s} \right], \quad (13)$$

где $x_{ado} = 3\pi f \frac{\omega^2}{2p} k^2 w_1 \lambda_{\delta 1} \frac{k_a}{k_{\Phi}}$ — синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по продольной оси ненасыщенной синхронной машины без добавочных воздушных зазоров.

Если в (13) первую единицу в скобках заменить выражением $\frac{k_a k_{\Phi}}{k_a k_{\Phi}} - 1 + 1$, то получим:

$$x_{ad}^A = \frac{x_{ado}}{k_a k_{\Phi}} \frac{\lambda_{\sigma} k_p}{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_{\sigma} k_p k_s} + \frac{x_{ado}}{k_a k_{\Phi} k_s} \left(1 - \frac{1}{k_a k_{\Phi}} \right) + \frac{x_{ado}}{k_a k_{\Phi}} \frac{\lambda_{\Delta 1}}{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_{\sigma} k_p k_s}. \quad (14)$$

Соотношение (14) позволяет определить приближенные выражения для Δx_p , соответствующие известным эмпирическим зависимостям, а также точные аналитические зависимости при практически полном учете физических особенностей добавочного рассеяния и действительных электромагнитных нагрузках высокоиспользованных синхронных машин.

Приближенное аналитическое определение добавочного рассеяния при насыщении холостого хода. Величина Δx_p определялась как функция ненасыщенного переходного индуктивного сопротивления реакции якоря x'_{ado} по продольной оси [Л. 1]. Покажем, что из (14) можно получить известные эмпирические выражения для Δx_p , в которых добавочное рассеяние выражается посредством x'_{ado} [Л. 3—5]. Такая зависимость имеет место лишь при значительных упрощениях, которые допускались фактически, но не оговаривались. Основным смысл этих упрощений состоит в следующем:

не учитывается существенное различие в характере нелинейности характеристик намагничивания магнитной цепи при холостом ходе и при нагрузке;

физическая картина распределения потока межполюсного рассеяния индуктора от н. с. возбуждения и соответствующая ему магнитная проводимость $\lambda_{\sigma p}^f$ при холостом ходе принимаются аналогичными и для потока добавочного рассеяния от н. с. обмотки якоря и магнитной проводимости $\lambda_{\sigma p}^a$ в режиме произвольной нагрузки, т. е. $\lambda_{\sigma p}^f = \lambda_{\sigma p}^a$;

коэффициенты самоиндукции обмоток и взаимной индукции реакции якоря выражаются с помощью

одного и того же коэффициента насыщения, определяемого по характеристике холостого хода;

при определении Δx_p с помощью x'_{ad} предполагается, что обмотка возбуждения является сверхпроводящей ($r_f=0$).

В результате этих допущений Δx_p при насыщении индуктора определяется в установившемся режиме нагрузки тем же переходным сопротивлением x'_{ad} , что и в нестационарном режиме при трансформаторных связях обмоток якоря и возбуждения; это, вообще говоря, является ошибкой. Неудивительно, что определение x_p по известным расчетным формулам [Л. 3—5] дает значительное расхождение с опытными данными. Чтобы этого избежать, в расчетные формулы вводятся поправочные (эмпирические) коэффициенты, кроме того, из-за недостаточной ясности физических особенностей формирования потока добавочного рассеяния принято считать индуктивное сопротивление Потье некоторым фиктивным параметром.

В соответствии с (14) добавочное рассеяние есть функция сравнительно большого числа магнитных проводимостей, в то время как x'_{ad} нормальной ненасыщенной синхронной машины определяется лишь двумя магнитными проводимостями — продольной проводимостью реакции якоря (рабочего зазора) и проводимостью рассеяния обмотки возбуждения.

Для получения дополнительных связей параметров рассмотрим режим холостого хода синхронной машины, используя схему рис. 1. Во всех последующих соотношениях следовало бы магнитным проводимостям придать индексы, связывающие их с режимом холостого хода, однако, учитывая, что в упомянутых выше работах такого различия в магнитных проводимостях ошибочно не проводилось и в полученных общих соотношениях настоящей работы это обстоятельство учтено, для получения частных решений, аналогичных известным эмпирическим, сохраним обозначения магнитных проводимостей неизменными.

При $e_a=0$ (холостой ход) имеют место следующие соотношения.

Поток в цепи индуктора

$$\Phi_A = \Phi_\delta + \Phi_\sigma. \quad (15)$$

Составляющие потока Φ_A :

$$F_{p\Delta} = F_p + F_{\Delta 1}; \quad F_\Delta = \frac{F_{p\Delta}}{R_p + R_{\Delta 1}} = F_{p\Delta} \lambda_{p\Delta};$$

$$\lambda_{p\Delta} = \frac{\lambda_p \lambda_{\Delta 1}}{\lambda_p + \lambda_{\Delta 1}}; \quad F_{\delta 1} + F_z + F_a = F_{\delta za}; \quad F_\sigma = F_{\delta za};$$

$$\Phi_\sigma = F_{\delta za} \lambda_\sigma; \quad \Phi_\delta = \frac{F_{\delta za}}{R_{\delta 1} + R_z + R_a} = F_{\delta za} \lambda_{\delta za};$$

$$\lambda_{\delta za} = \frac{\lambda_{\delta 1} \lambda_z \lambda_a}{\lambda_{\delta 1} \lambda_a + \lambda_{\delta 1} \lambda_z + \lambda_z \lambda_a}.$$

Подставив составляющие потока Φ_A в (15)

$$\frac{F_{p\Delta}}{F_{\delta za}} = \frac{\lambda_{\delta za} + \lambda_\sigma}{\lambda_{p\Delta}} \quad (16)$$

и составив производную пропорцию, получим:

$$\frac{F_p + F_{\Delta 1} + F_{\delta za}}{F_{\delta za}} = \frac{\lambda_{p\Delta} + \lambda_{\delta za} + \lambda_\sigma}{\lambda_{p\Delta}} = k_0, \quad (17)$$

где k_0 — коэффициент насыщения всей магнитной цепи в режиме холостого хода машины; $F_{\delta za}$ можно рассматривать как п. м. н. в эквивалентном рабочем зазоре.

Кроме того, из (16) можно получить дополнительное соотношение для проводимостей режима холостого хода:

$$\frac{\lambda_{p\Delta}}{\lambda_{\delta za}} = \left(1 + \frac{\lambda_\sigma}{\lambda_{\delta za}}\right) \frac{F_{\delta za}}{F_p + F_{\Delta 1}}. \quad (18)$$

Выразим также коэффициенты насыщения k_s и k_p цепей якоря и индуктора через соответствующие проводимости:

$$k_s = \frac{\lambda_{\delta 1} \lambda_z + \lambda_{\delta 1} \lambda_a + \lambda_z \lambda_a}{\lambda_z \lambda_a} \quad (19)$$

$$k_p = \frac{\lambda_p + \lambda_{\Delta 1}}{\lambda_p}. \quad (20)$$

Рассмотрим первое слагаемое (14), являющееся добавочным рассеянием, предварительно помножив и разделив его на $\lambda_{\delta 1}$:

$$\frac{x_{ad0}}{k_a k_\Phi \lambda_{\delta 1}} \frac{\lambda_{\delta 1} \lambda_\sigma k_p}{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_\sigma k_p k_s}$$

Преобразуем второй сомножитель этого выражения, используя зависимости (19) и (20):

$$\frac{\lambda_{\delta 1} \lambda_\sigma k_p}{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_\sigma k_p k_s} = \frac{\lambda_\sigma}{1 + \frac{\lambda_\sigma}{\lambda_{\delta za}} + \frac{\lambda_{p\Delta}}{\lambda_{\delta za}}} = \lambda'_{ad} \frac{F_p + F_{\Delta 1}}{F_p + F_{\Delta 1} + F_{\delta za}}.$$

Последний член знаменателя предпоследней дроби заменен (18).

Переходной проводимости потока добавочного рассеяния якоря в установившемся режиме нагрузки

$\lambda'_{ad} = \frac{\lambda_{\delta za} \lambda_\sigma}{\lambda_{\delta za} + \lambda_\sigma}$ соответствует схема замещения

рис. 2, эквивалентная проводимости переходного продольного индуктивного сопротивления, в которой магнитная проводимость рабочего воздушного зазора учитывает насыщение стали якоря.

Составляющие индуктивного сопротивления добавочного рассеяния обмотки якоря, вызываемые п. м. н. сердечника полюса F_p и добавочного зазора $F_{\Delta 1}$ цепи индуктора, равны:

$$\Delta x_p + \Delta x_p^\Delta = 3\pi f \frac{\omega^2}{2p} \frac{k^2 \omega_1}{k_\Phi^2} \lambda'_{ad} \frac{F_p + F_{\Delta 1}}{F_p + F_{\Delta 1} + F_{\delta za}}.$$

Следовательно, добавочное рассеяние

$$\Delta x_p = \Delta x_p + \Delta x_p^\Delta = \frac{x'_{ad}}{k_a k_\Phi} \frac{F_p + F_{\Delta 1}}{F_p + F_{\Delta 1} + F_{\delta za}}. \quad (21)$$

Второе слагаемое (14) является индуктивным сопротивлением дифференциального рассеяния

$$x_\Delta = \frac{x_{ad0}}{k_a k_\Phi k_s} \left(1 - \frac{1}{k_a k_\Phi}\right), \quad (22)$$

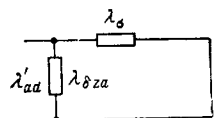


Рис. 2.

магнитная проводимость которого

$$\lambda_d = \frac{\pi}{4} \lambda_{\delta 1} \frac{k_a}{k_\Phi} \left(1 - \frac{1}{k_a k_\Phi} \right).$$

Рассмотрим третье слагаемое (14), второй множитель которого после умножения числителя и знаменателя на k_s может быть преобразован с помощью (19) и (20) к следующему виду:

$$\frac{\lambda_{\Delta 1} k_s}{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_{\sigma p} k_s} = \frac{1}{k_0}.$$

Подставив эту величину в третье слагаемое, получим «насыщенное» значение синхронного индуктивного сопротивления собственно реакции якоря:

$$x_{ad} = x_{ado} / k_{n0}, \quad (23)$$

где $k_{n0} = k_a k_\Phi k_s k_0$ — полный коэффициент насыщения магнитной цепи в режиме холостого хода машины.

Таким образом, при насыщении магнитной цепи и упрощениях, обусловленных использованием соотношений (14) — (20) режима холостого хода, имеют место приближенные соотношения, позволяющие рассчитать синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря

$$x_{ad}^A = \Delta x_p^A + \Delta x_p^A + x_d + x_{ad}, \quad (24)$$

продольное синхронное индуктивное сопротивление

$$x_d^A = x_s + x_{ad}^A \quad (25)$$

и полное индуктивное сопротивление рассеяния (Потье) обмотки якоря

$$x_p = x_s + \Delta x_p^A + \Delta x_p^A + x_d. \quad (26)$$

Сопоставление упрощенных аналитических соотношений добавочного рассеяния с известными эмпирическими соотношениями. Рассмотрим соотношения (21) — (26) для частных случаев.

1. При отсутствии добавочных зазоров в индукторе и насыщения стали якоря ($k_s = 1$, $R_{\Delta 1} = 0$, $\lambda_\sigma = \lambda_{\sigma p} = \text{const}$) имеют место упрощенные соотношения:

$$x_{ad}^A = \Delta x_p^A + x_d + \frac{x_{ado}}{k_{n01}}; \quad x_d = \frac{x_{ado}}{k_a k_\Phi} \left(1 - \frac{1}{k_a k_\Phi} \right);$$

$$\Delta x_p^A = \frac{x'_{ado}}{k_a k_\Phi} \frac{F_p}{F_p + F_{\delta 1}}; \quad k_{n01} = k_a k_\Phi k_{01}; \quad \lambda'_{ad} = \frac{\lambda_{\delta 1} \lambda_\sigma}{\lambda_{\delta 1} + \lambda_\sigma};$$

$$k_{01} = \frac{F_p + F_{\delta 1}}{F_{\delta 1}} = \frac{\lambda_{\delta 1} + \lambda_p + \lambda_\sigma}{\lambda_p}.$$

Так как $k_a k_\Phi \approx 1$, то полученное выражение для Δx_p^A приводится к виду

$$\Delta x_p^A = (x'_{do} - x_s) \frac{F_p}{F_p + F_{\delta 1}},$$

подобному известным выражениям, приведенным в [Л. 1, 3—5] и в методике расчета синхронных машин завода «Электросила». Меньшая погрешность, обусловленная упрощениями, получается при расчете сопротивления Потье по эмпирическим формулам, в которые входят п. м. н. якоря F_s [Л. 3] или зубцов F_z [Л. 4 и 5] вместо п. м. н. $F_{\delta 1}$, что увеличивает значения коэффициентов насыщения тех частей магнитной цепи, которые при этом учитываются.

2. При отсутствии насыщения стали якоря ($k_s = 1$), $R_p \neq R_{\Delta 1} \neq 0$, $\lambda_\sigma = \lambda_{\sigma p} = \text{const}$ и $k_a k_\Phi \approx 1$ имеем:

$$x_{ad}^A = \Delta x_p^A + \Delta x_p^A + x_d + \frac{x_{ado}}{k_{n02}};$$

$$\Delta x_p^A = x'_{ado} \frac{F_p}{F_p + F_{\Delta 1} + F_{\delta 1}}; \quad \Delta x_p^A = x'_{ado} \frac{F_{\Delta 1}}{F_p + F_{\Delta 1} + F_{\delta 1}};$$

$$k_{n02} = k_a k_\Phi k_{02}; \quad k_{02} = \frac{F_p + F_{\Delta 1} + F_{\delta 1}}{F_{\delta 1}} = \frac{\lambda_{\delta 1} + \lambda_{p\Delta} + \lambda_\sigma}{\lambda_{p\Delta}};$$

$$\lambda_{p\Delta} = \frac{\lambda_p \lambda_{\Delta 1}}{\lambda_p + \lambda_{\Delta 1}}.$$

3. При бесконечно большой магнитной проницаемости стали всего магнитопровода $k_s = 1$, $k_p = 1$, $\lambda_\sigma = \lambda_{\sigma p} = \text{const}$ и наличии добавочного зазора $R_{\Delta 1} \neq 0$ имеют место известные соотношения [Л. 3], которые можно получить также из формулы Т. Г. Сорокера [Л. 2], аналогичные соотношениям методики завода «Электросила»:

$$\Delta x_p^A = x'_{ado} \frac{F_{\Delta 1}}{F_{\Delta 1} + F_{\delta 1}}; \quad k_0 = \frac{F_{\Delta 1} + F_{\delta 1}}{F_{\delta 1}} = \frac{\lambda_{\delta 1} + \lambda_{\Delta 1} + \lambda_\sigma}{\lambda_{\Delta 1}}.$$

Следует отметить, что в отличие от эмпирических формул в полученных упрощенных соотношениях (21) — (26) даже при принятых упрощениях учитываются: насыщение стали зубцов и спинки якоря, полюсов и ярма индуктора; влияние на добавочное рассеяние п. м. н. сердечников полюсов и добавочных зазоров цепи индуктора; зависимость переходной магнитной проводимости добавочного рассеяния от насыщения стали якоря; зависимость добавочного рассеяния от насыщения магнитной цепи, характеризуемого коэффициентами насыщения ветвей якоря и индуктора; зависимость дифференциального рассеяния обмотки якоря от насыщения стали зубцов и спинки якоря.

Аналитическое определение добавочного рассеяния обмотки якоря при практически полном учете насыщения магнитной цепи в режиме нагрузки. При нагрузке насыщенной синхронной машины установленные особенности формирования потока добавочного рассеяния обмотки якоря позволяют решить рассматриваемую задачу без принятия упомянутых существенных упрощений. Для этого необходимо в общее соотношение (14) ввести соответствующие магнитные нагрузки элементов магнитной цепи и действительную величину магнитной проводимости добавочного рассеяния обмотки якоря в части межполюсного пространства при нагрузке $\lambda_{\sigma p}^A$, которая в нормальных синхронных машинах меньше полной магнитной проводимости потока межполюсного рассеяния $\lambda_{\sigma p}^f$ в режиме холостого хода.

Приняв для упрощения обозначений $\lambda_{\sigma p}^A = \lambda_{\sigma p}^f$, для первого слагаемого (14) получим:

$$\Delta x_p^{p, A} = \frac{x_{ado}}{k_a k_\Phi \lambda_{\delta 1}} \frac{\lambda_{\delta 2a} \lambda_{p\Delta} \lambda_{\sigma p}^A}{\lambda_{\delta 2a} + \lambda_{p\Delta} + \lambda_{\sigma p}^A} \left(\frac{1}{\lambda_p} + \frac{1}{\lambda_{\Delta 1}} \right).$$

Таким образом, индуктивное сопротивление добавочного рассеяния обмотки якоря в режиме нагрузки

$$\Delta x_p^{p, A} = \Delta x_p^A + \Delta x_p^A = \beta R_p + \beta R_{\Delta}, \quad (27)$$

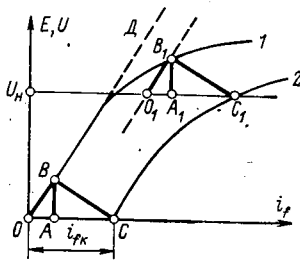


Рис. 3.

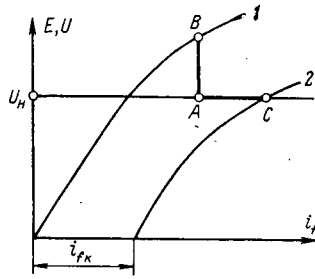


Рис. 4.

где

$$\beta = 3\pi f \frac{\omega^2}{2p} \frac{k^2_{w1}}{k_{\Phi}} \frac{\lambda_{\delta 2a} \lambda_{p\Delta} \lambda_{afp}}{\lambda_{\delta 2a} + \lambda_{p\Delta} + \lambda_{afp}}; \quad (28)$$

магнитные проводимости (28) определяются по ранее полученным выражениям при насыщении, соответствующем данному режиму нагрузки [Л. 2]. В тех случаях, когда расчет составляющих Δx_p^p и Δx_p^{Δ} не требуется,

$$\Delta x_p^{p, \Delta} = \frac{x_{ad0}}{k_a k_{\Phi}} \frac{\lambda_{afp} k_p}{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_{afp} k_p k_s}. \quad (29)$$

Из (29) следует, что в предельном случае, т. е. при бесконечно большом значении магнитного сопротивления цепи индуктора ($R_p = R_{\Delta 1} = \infty$), добавочное рассеяние обмотки якоря в режиме нагрузки

$$\Delta x_p^{p, \Delta} = \frac{x_{ad0}}{k_a k_{\Phi} k_s \lambda_{\delta 1}} \lambda'_{adn} = x'_{adn}$$

также определяется переходным индуктивным сопротивлением, в котором переходная магнитная проводимость

$$\lambda'_{adn} = \frac{\lambda_{\delta 1} \lambda_{afp} k_s}{\lambda_{\delta 1} + \lambda_{afp} k_s}$$

аналогична (12).

Индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния $x_{дн}$ в рассматриваемом режиме определяется по (22) с соответствующими магнитными нагрузками.

Синхронное индуктивное сопротивление реакции якоря по продольной оси при насыщении, соответствующем режиму нагрузки,

$$x_{adn} = x_{ad0}/k_{нн},$$

где коэффициент насыщения магнитной цепи машины $k_{нн} = k_a k_{\Phi} k_s k_n$ и коэффициент магнитного напряжения индуктора при нагрузке

$$k_n = \frac{\lambda_{\delta 1} k_p + \lambda_{\Delta 1} k_s + \lambda_{afp} k_p k_s}{\lambda_{\Delta 1} k_s}.$$

Опытное определение полного индуктивного сопротивления рассеяния якорных обмоток насыщенных синхронных машин. Как известно, для опытного определения x_s синхронных машин с ненасыщенным индуктором необходимо иметь опытные данные характеристики холостого хода ($E=f(i_f)$ при $I_n=0$ и $n=\text{const}$ — кривая 1) и индукционной нагрузочной характеристики ($U=f(i_f)$ при $I_n=\text{const}$, $\cos \varphi_n=0$ и $n=\text{const}$ — кривая 2), представленных на рис. 3. Отрезок OC соответствует току обмотки

возбуждения i_{fh} при коротком замыкании якоря ($U=0$; $I=I_n$). Отрезок AC основания реактивного треугольника OBC равен н. с. реакции якоря в масштабе н. с. обмотки возбуждения. Если на прямой $U=U_n$, параллельной оси абсцисс, отложить влево от точки C_1 нагрузочной характеристики отрезок $O_1C_1=OC$ так, чтобы вершина B_1 треугольника $O_1B_1C_1$, равного треугольнику OBC , разместилась на х. х. х., то получим отрезок $A_1B_1=x_s I_n$, по которому вычисляется ненасыщенное значение $x_s = A_1B_1/I_n$.

В насыщенных синхронных машинах при постоянных значениях тока и коэффициента мощности нагрузки все три стороны реактивных треугольников при переменном U_n и $I_n=\text{const}$ изменяются непропорционально, подобие треугольников нарушается, и стороны O_iB_i реактивных треугольников становятся непараллельными начальной части х. х. х. Эти вопросы неоднократно рассматривались в литературе, но до сих пор остались нерешенными [Л. 6 и 7].

Исследования физических особенностей и аналитическое определение составляющих добавочного рассеяния, приведенные в [Л. 1] и в настоящей работе, позволяют установить следующую методику опытного определения полного индуктивного сопротивления рассеяния обмотки якоря при практически полном учете насыщения всей магнитной цепи. Определяют экспериментально характеристику холостого хода (кривая 1) и индукционную нагрузочную характеристику (кривая 2) на рис. 4; рассчитывают н. с. реакции якоря F_{ad} , оказывающую разматывающее действие (отрезок AC основания треугольника OC), по заданным неизменным значениям тока нагрузки I_n и $\cos \varphi=0$ либо по опытному значению i_{fh} (или $OK3$) и x_s ; проводят прямую напряжения нагрузки U_n , параллельную оси абсцисс, до пересечения ее с индукционной нагрузочной характеристикой в точке C , от которой откладывают влево отрезок AC ; из точки A проводят прямую, параллельную оси ординат, до пересечения с характеристикой холостого хода, что дает отрезок AB , по которому вычисляют

$$x_p = x_s + \Delta x_p^p + \Delta x_p^{\Delta} + x_n = \frac{AB}{I_n}. \quad (30)$$

Если представляется возможным величину $\Delta x_p^{p, \Delta}$ определить по известным параметрам (29), то по расчетным данным характеристики холостого хода и x_p можно построить индукционную нагрузочную характеристику с учетом насыщения в процессе проектирования машины. Для этого порядок построений, приведенные на рис. 4, выполняется в обратной последовательности.

Экспериментальная проверка методов аналитического и опытного определения полного индуктивного сопротивления рассеяния якорных обмоток насыщенных синхронных машин. Такая проверка и обоснование принятых допущений выполнены на двух различных типах бесконтактных синхронных генераторов. Целесообразность такого выбора обусловлена тем, что синхронные машины с добавочными зазорами по сравнению с нормальными ма-

Наименование основных размеров и параметров	Бесконтактные синхронные генераторы					
	ТСГ			ВЗП		
	Расчет	Опыт	Погрешность, %	Расчет	Опыт	Погрешность, %
Мощность генератора, $\text{кв} \cdot \text{а}$	15	15	—	15	15	—
Диаметр расточки якоря D_i , мм	178	178	—	120	120	—
Длина якоря, l_i , мм	23	23	—	44	44	—
Число полюсов	8	8	—	8	8	—
Главный воздушный зазор δ_1 , мм	1,1	1,0	—	1,05	1,05	—
Добавочный воздушный зазор Δ_1 , мм	0,7	0,7	—	0,5	0,5	—
Индукция в зазоре B_{δ_1} , тл	0,83	—	—	0,477	—	—
Индукция в зубцах B_z , тл	1,36	—	—	1,26	—	—
Индукция в спинке B_a , тл	1,25	—	—	1,34	—	—
Индукция в полюсе B_p , тл	1,31	—	—	1,57	—	—
Коэффициент насыщения якоря k_s	1,137	—	—	1,044	—	—
Коэффициент насыщения индуктора k_p	1,58	—	—	1,92	—	—
Магнитная проводимость главного зазора λ_{δ_1} , мкс/а	67,5	—	—	173,5	—	—
Магнитная проводимость добавочного зазора λ_{Δ_1} , мкс/а	180	—	—	418	—	—
Магнитная проводимость добавочного рассеяния $\lambda_{\sigma p}$, мкс/а	32,2	—	—	59	—	—
Коэффициент k_a	1,06	—	—	1,04	—	—
Коэффициент k_ϕ	1	—	—	1,047	—	—
Индуктивное сопротивление рассеяния якоря x_s , ом	0,0255	—	—	0,0405	—	—
Индуктивное сопротивление добавочного рассеяния Δx_p^{Δ} , ом	0,0160	—	—	0,031	—	—
Индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния x_d , ом	0,0065	—	—	0,02	—	—
Индуктивное сопротивление суммарного дифференциального и добавочного рассеяния $x_d + \Delta x_p^{\Delta}$, ом	0,0225	0,0255	12,0	0,051	0,0605	17,0
Индуктивное сопротивление полного рассеяния (Потье) x_p , ом	0,048	0,0507	5,5	0,092	0,101	9,0
Индуктивное сопротивление синхронное продольной реакции якоря x_{ad}^{Δ} , ом	0,079	—	—	0,172	—	—
Индуктивное сопротивление продольное синхронное x_d^{Δ} , ом	0,105	0,11	5,0	0,212	0,225	6,1
Отношение x_p/x_s	1,88	1,98	5,1	2,27	2,5	9,5
Отношение э. д. с. в зазоре при нагрузке E_δ^x/E_δ^s	1,08	—	—	1,12	—	—
Отношение суммарных н. с. возбуждения при нагрузке F_f^x/F_f^s	1,05	—	4,0	1,09	—	10

пинами имеют большие значения добавочного рассеяния не только при значительном насыщении стали магнитопровода, но также и при практическом отсутствии насыщения.

В приводимой ниже таблице сопоставлены расчетные и опытные данные основных размеров, параметров и индуктивных сопротивлений добавочного

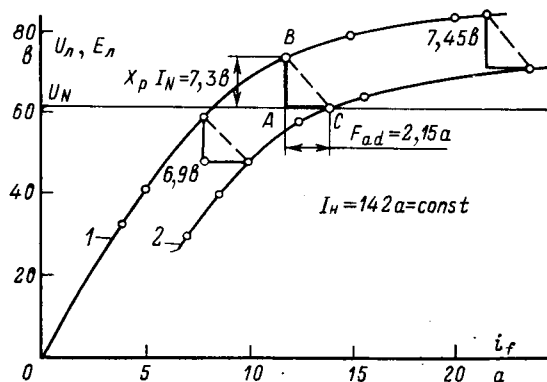


Рис. 5.

Δx_p^{Δ} и полного x_p рассеяния, продольной реакции якоря x_{ad}^{Δ} и продольного синхронного сопротивления x_d^{Δ} бесконтактных генераторов торцевого типа (ТСГ) и с внешнезамкнутым магнитным потоком (ВЗП) мощностью 15 $\text{кв} \cdot \text{а}$, выполненных на одинаковые выходные напряжение, частоту, скорость вращения и идентичные условия эксплуатации. На рис. 5 приведены опытные характеристики холостого хода (кривая 1) и индукционная нагрузочная характеристика (кривая 2) генератора ТСГ.

Некоторое несоответствие расчетных и опытных данных таблицы объясняется влиянием принятых упрощений, а также некоторой неточностью показаний приборов при снятии характеристик, трудностью осуществления чисто индуктивной нагрузки ($\cos \varphi = 0,1-0,15$ вместо нуля), влиянием гистерезиса при намагничивании магнитной цепи и др.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Паластин Л. М. Физические особенности индуктивных сопротивлений добавочного рассеяния явнополюсных синхронных машин. — «Электричество», 1975, № 3.

Возбудитель синхронных двигателей с тиристором в нулевом выводе силового трансформатора

Канд. техн. наук АБРАМОВИЧ Б. Н., инженеры ГРИНШПАН С. Я., ПЛАКС А. И.

Выпускаемые в настоящее время тиристорные возбудители типа ТВУ для синхронных двигателей средней и большой мощности имеют низкий коэффициент мощности в режиме номинального возбуждения ($\chi_n \approx 0,42-0,505$) и повышенную по сравнению с номинальной мощностью возбуждения P_{fn} мощность выпрямительного (силового) трансформатора $S_T \approx 1,9-3,03 P_{fn}$ [Л. 1]. При выполнении преобразователя возбудителя по трехфазной мостовой схеме с нулевым выводом [Л. 2] коэффициент мощности возбудителя может быть повышен 0,82, а установленная мощность силового трансформатора уменьшена до $1,48 P_{fn}$. Такой преобразователь имеет рабочую и форсировочную группы и диод в нулевом выводе. В нормальных режимах работают рабочая группа и диод, образуя трехфазную нулевую схему. При форсировке включаются тиристоры форсировочной группы и обеспечивают работу возбудителя по трехфазной мостовой схеме, что позволяет получить на обмотке возбуждения напряжение не менее $1,45-1,55 U_{fn}$ (U_{fn} — номинальное напряжение возбуждения двигателя).

Основным недостатком возбудителя с диодом в нулевом выводе является невозможность форсированного гашения поля при работе по мостовой схеме, что ограничивает область его применения, особенно в двигателях большой мощности и при большой механической постоянной времени привода, а также в приводах, где требуется самозапуск. Этот недостаток устраняется при установке в нулевой вывод тиристора ДО (рис. 1); при этом гашение поля двигателя осуществляется переводом возбудителя в режим инвертирования по трехфазной мостовой схеме. В нормальных режимах в работе участвуют тиристоры Д1, Д3, Д5 и ДО, образуя нулевую схему, а при форсировке и гашении поля — тиристоры Д1—Д6.

Принимая во внимание, что отличием возбудителя с тиристором в нулевом выводе является зависимость схемы преобразователя от режима работы двигателя, в статье рассматриваются особенности управления и электромагнитные процессы при переключении схемы преобразователя.

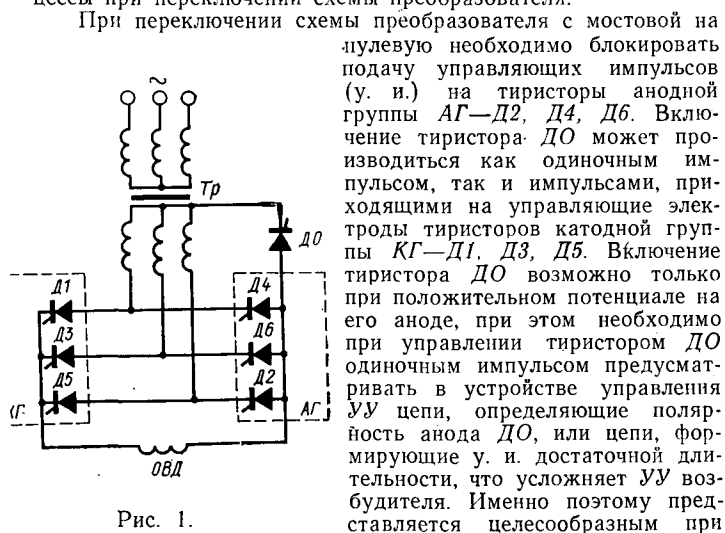


Рис. 1.

При переключении схемы преобразователя с мостовой на нулевую необходимо блокировать подачу управляющих импульсов (у. и.) на тиристоры анодной группы АГ—Д2, Д4, Д6. Включение тиристора ДО может производиться как одиночным импульсом, так и импульсами, подходящими на управляющие электроды тиристоров катодной группы КГ—Д1, Д3, Д5. Включение тиристора ДО возможно только при положительном потенциале на его аноде, при этом необходимо при управлении тиристором ДО одиночным импульсом предусматривать в устройстве управления УУ цепи, определяющие полярность анода ДО, или цепи, формирующие у. и. достаточной длительности, что усложняет УУ возбудителя. Именно поэтому представляется целесообразным при

переключении схемы преобразователя с мостовой на нулевую подавать на тиристор ДО все у. и., поступающие на тиристоры КГ.

При переключении схемы преобразователя с нулевой на мостовую достаточно прекратить подачу у. и. на тиристор ДО и возобновить их подачу на тиристоры КГ. Следует отметить, что в возбудителе с нулевым тиристором нет необходимости подавать на тиристоры Д1—Д6 двойные импульсы со сдвигом 60° или предусматривать специальные цепи начального включения, достаточно обеспечить работу возбудителя при токе возбуждения $I_f \approx 0$ по нулевой схеме.

Электромагнитные процессы при переключении схемы преобразователя рассмотрим, приняв следующие допущения: в закрытом состоянии сопротивление тиристоров бесконечно велико; падение напряжения на открытых тиристорах постоянно и равно ΔU ; угол коммутации (переключения) $\gamma < 60^\circ$; фазные напряжения трансформатора U_p — неискаженные синусоиды; у. и. строго симметричны; во время коммутации ток I_f не изменяется; угол выключения тиристоров равен нулю.

Переключение схемы возбудителя с нулевой на мостовую. Из рис. 2 видно, что при подаче у. и. на тиристоры анодной группы при угле регулирования $0 \leq \alpha \leq \frac{5\pi}{6}$ на аноде

тиристора ДО напряжение отрицательно в течение $\omega t = \frac{5\pi}{6} - \alpha$,

следовательно, возникает коммутационный процесс, приводящий при соответствующих условиях к выключению тиристора ДО. На рис. 2 обозначено: u_a, u_b, u_c — мгновенные значения напряжения фаз вторичной обмотки силового трансформатора в режиме холостого хода; i_a, i_b, i_c, i_0 — мгновенные значения токов в фазах и через тиристор ДО; i_f — мгновенное значение напряжения на зажимах ОВД.

Определим условия, при которых тиристор в нулевом выводе надежно выключится. Угол регулирования α , угол выключения (коммутации) γ_0 тиристора ДО и ток I_f связаны между собой зависимостью:

$$I_f = \frac{\sqrt{2} U_{2\phi}}{Z_k} \left[\sin \left(\alpha + \gamma_0 - \varphi_k + \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\alpha + \frac{\pi}{6} - \varphi_k \right) e^{-\frac{\gamma_0}{T_k}} \right], \quad (1)$$

где $U_{2\phi}$ — действующее значение фазного напряжения вторичной обмотки трансформатора в режиме холостого хода; r_k, x_k, Z_k — соответственно активное и реактивное сопротивления и модуль полного сопротивления фазы трансформатора T_p , приведенные ко вторичной обмотке; $\varphi_k = \arctg \frac{x_k}{r_k}$ — фаз-

ный угол контура коммутации; $T_k = \frac{L_k}{r_k}$ — постоянная времени контура коммутации.

Предельный угол регулирования $\alpha_{\max}$, при котором тиристор ДО при заданном значении тока I_f надежно выключается в течение первой коммутации в АГ, определяется из

2. Паластин Л. М. Расчет синхронных индуктивных сопротивлений бесконтактных машин с добавочными зазорами при насыщении магнитопровода и машин со сверхпроводящими обмотками возбуждения. — «Электротехника», 1973, № 2.

3. Kilgor L. A. Discussion of AIEE. — «Tr. AIEE», 1935, № 5, p. 47—48.

4. Beckwith S. Approximating Potier Reactance. — «Tr. AIEE», 1937, vol. 56, p. 813—818.

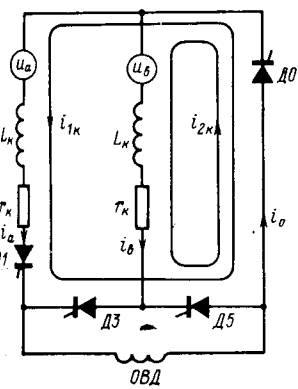
5. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. М., «Энергия», 1967. Авт.: Титов В. В., Хуторецкий Г. М., Завгородняя Г. А. и др.

6. Данилевич Я. Б., Домбровский В. В., Казовский Е. Я. Параметры электрических машин переменного тока. М., «Наука», 1965, 170 с.

7. Казовский Е. Я. Реактивность Потье. — В сб.: Теория, расчет и исследование высокоиспользованных электрических машин. М., «Наука», 1965, с. 47—58.

[3.1.1974]





т. е. $i_{1k} = I_f - i_{2k} = -i_{3k}$, что позволяет получить уравнение для коммутационного тока в фазах a и b после включения ДО:

$$i_k = \frac{1}{2} I_f \left(1 - e^{-\frac{\omega t_1}{T_k}} \right) - i_{b0} \left(1 - 2e^{-\frac{\omega t_1}{T_k}} \right) + \frac{\sqrt{6} U_{2\Phi}}{2z_k} \left[\sin(\omega t_1 + \alpha + \gamma_0 - \varphi) - \sin(\alpha + \gamma_0 - \varphi) e^{-\frac{\omega t_1}{T_k}} \right], \quad (10)$$

Рис. 3.
где t_1 — время, отсчитываемое с момента выключения тиристора Д6.

В момент окончания коммутации в катодной группе $t_1 = \frac{\gamma - \gamma_0}{\omega}$ (γ_0 — угол коммутации тиристоров КГ при переключении схемы возбудителя с мостовой на нулевую) уравнение (10) преобразовывается к виду:

$$I_f = \frac{\sqrt{6} U_{2\Phi} \left[\sin(\alpha + \gamma - \varphi) - \sin(\alpha + \gamma_0 - \varphi) e^{-\frac{\gamma_0 - \gamma}{T_k}} \right] - z_k \left[1 + e^{-\frac{\gamma_0 - \gamma}{T_k}} \right] - 2i_{b0} z_k \left(1 - 2e^{-\frac{\gamma_0 - \gamma}{T_k}} \right)}{z_k \left[1 + e^{-\frac{\gamma_0 - \gamma}{T_k}} \right]}. \quad (11)$$

Уравнения (7)–(11) позволяют рассчитать токи и углы коммутации при переключении схемы возбудителя с мостовой на нулевую. Напряжение U_f на ОВД при $0 \leq \omega t \leq \gamma_0$ равно $(-2\Delta U)$. При $\gamma_0 \leq \omega t \leq \gamma$

$$U_f = \frac{\sqrt{2} U_{2\Phi}}{2} \sin\left(\alpha + \gamma_0 + \omega t_1 + \frac{\pi}{2}\right) - I_f \frac{r_k}{2} - 2\Delta U. \quad (12)$$

Из (7) можно сделать вывод, что существует определенное значение тока I_f , при превышении которого тиристор ДО

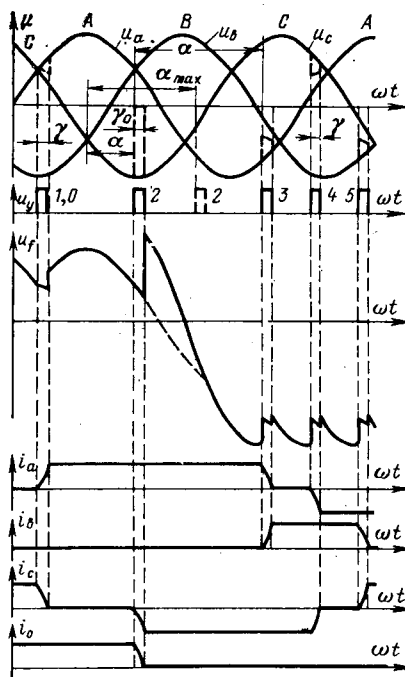


Рис. 4.

Наименование элемента	ТВУ-247-320		Возбудитель с тиристором в нулевом выводе	
	Тип	Стоимость, руб.	Тип	Стоимость, руб.
Силовой трансформатор	ТСП-160/0,5	1500	ТСП-100/0,5	970
Компенсирующие конденсаторы	—	831	—	143
Преобразователь	—	575	—	725
Итого	—	2906	—	1818

в течение одного периода квантования преобразователя не включится. Однако при этом уменьшится напряжение U_f и ток I_f , и переключение структуры схемы произойдет под действием последующих у. и.

В третьей области $\left(\frac{\pi}{2} - \psi' \leq \alpha \leq \pi - \psi'\right)$ при подаче у. и. на соответствующий тиристор КГ и тиристор ДО коммутации в КГ и коммутационный процесс, приводящий к переключению схемы преобразователя, протекают или последовательно в течение первого периода квантования или независимо друг от друга. При этом практически нет ограничений для успешного переключения схемы, но возможна задержка включения тиристора ДО на время $t \geq \frac{4\pi}{3\omega}$, отсчитываемое с момента подачи первого у. и. на тиристор ДО.

Следует отметить, что при изменении угла α в процессе переключения схемы возбудителя электромагнитные процессы могут протекать несколько иначе, чем рассмотренные, причем отличие их определяется схемой УУ. Так, например, экспериментальное исследование УУ с RC-генератором в импульсном канале показало, что последний при изменении задающего напряжения может обеспечивать выдачу за период питающего напряжения нескольких у. и., что ускоряет процесс переключения схемы.

Выбор тиристора по напряжению и току. Максимальное напряжение на тиристоре ДО при выключенных тиристорах Д1–Д6 вычисляется по формуле:

$$U_{\max} = \frac{3U_{f\max}}{7}, \quad (13)$$

где $U_{f\max}$ — максимальное напряжение на зажимах ОВД [Л. 4].

Максимальное напряжение на тиристоре ДО в нормальных режимах работы двигателя

$$U_{f\max} = \sqrt{2} k_3 U_{2\Phi}, \quad (14)$$

где $k_3 = 1,05 - 1,2$ — коэффициент запаса.

При выборе тиристора ДО по току нужно учитывать, что нормально через него протекает ток $I_0 \leq I_{fn}$, всплеск которого при коротком замыкании определяется фазным напряжением трансформатора Тр.

Экспериментальное исследование процессов в возбудителе при переключении схемы производилось на макете. В качестве

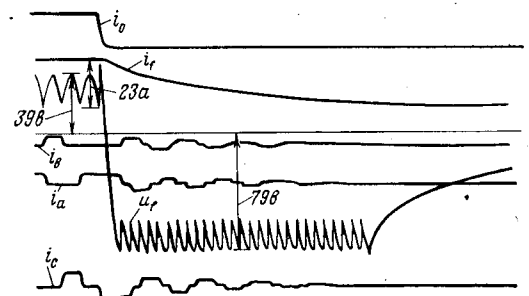


Рис. 5.

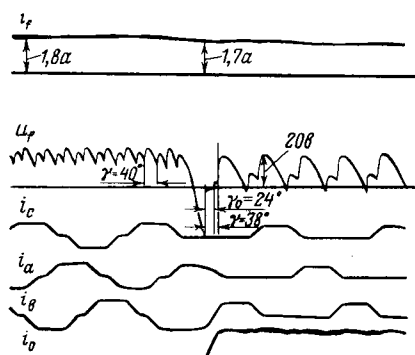


Рис. 6.

трансформатора T_r использовался трансформатор типа ТС-2,5/0,5 с параметрами: $U_{1н}=380$ в; $U_{2ф}=22,17$ в; $S=2,5$ кв·а; $e_k=5,5\%$. Устройство управления было выполнено шестиканальным, причем каждый канал за период вырабатывал один у. и. Осциллограмма токов и напряжений при переходе от нулевой схемы к мостовой показана на рис. 5. До перехода возбудитель работал в режиме выпрямителя с $\alpha=0^\circ$, а после перехода — в режиме инвертора с $\alpha=150^\circ$.

Для увеличения длительности процесса переключения схемы с мостовой на нулевую в цепи вторичных обмоток трансформатора были включены дополнительные сопротивления, что дало $r_k=5,95$ ом и $x_k=5,43$ ом. Из осциллограммы на рис. 6, полученной при $\alpha=28^\circ$ ($\psi'=20,5^\circ$) следует, что $\gamma_0=24^\circ$, а $\gamma=38^\circ$. Расчет по формулам (7) и (10) при $\alpha=28^\circ$ дает $\gamma_0=24^\circ$ и $\gamma=41^\circ$. Сравнение опытных и расчетных значений углов, а также сопоставление кривых токов и напряжений, построенных теоретически на рис. 2 и 4, с аналогичными кривыми на опытных осциллограммах рис. 5 и 6 показывает их близкую сходимость.

Экономические предпосылки применения возбудителей с тиристором в нулевом выводе. Экономическая эффективность применения возбудителей с тиристором в нулевом выводе во многом определяется рядом силовых трансформаторов T_r .

Принимая во внимание, что в возбудителях типа ТВУ применяются трансформаторы серии ТСП, ограничимся рассмотрением эффективности применительно к ТВУ-247-320 ($U_{1н}=247$ в, $I_{1н}=320$ а), для чего сравним стоимость отличающихся элементов.

Сравнение показало, что применение в ТВУ-247-320 схемы с тиристором в нулевом выводе позволяет уменьшить капитальные затраты на 1088 руб. и стоимость всей установки на 15%. При этом к. п. д. возбудителя практически не изменяется. Исследование влияния постоянной составляющей на ток намагничивания трансформаторов серии ТСП показало, что он увеличивается незначительно и не оказывает существенного влияния на к. п. д. возбудителя [Л. 1].

Следует отметить, что экономический эффект от применения возбудителей с тиристором в нулевом выводе при правильном выборе параметров силового трансформатора будет иметь место независимо от мощности возбудителя за счет уменьшения стоимости силового трансформатора и компенсирующих конденсаторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вадатурский В. М., Круглый А. А., Домбровская З. Г. Системы возбуждения и регулирования синхронных двигателей и генераторов мощностью от 100 до 1000 квт и выше 1000 квт. М., Информэлектро, 1971.
2. Михеев Н. Н., Плакс А. И. Экономичный выпрямитель для возбуждения синхронных электродвигателей. — «Изв. вузов. Энергетика», 1969, № 12.
3. Система возбуждения синхронных машин с использованием преобразователей с двухсторонней проводимостью. — «Электричество», 1970, № 11. Авт.: Абрамович Б. Н., Бирюков Ю. А., Вадатурский В. М. и др.
4. Абрамович Б. Н., Вадатурский В. М. Расчет перенапряжений на силовых вентиллях в системах возбуждения с полупроводниковыми преобразователями. Тезисы докладов Всесоюзного научно-технического совещания «Разработка и внедрение в народное хозяйство новых серий синхронных и асинхронных машин мощностью от 100 до 1000 квт и выше 1000 квт, в том числе со статическими и бесщеточными системами возбуждения». М., Информэлектро, 1972.

[21.8.1974]



УДК 621.313.3.018.782.3

Теория переходных процессов однофазных индукторных генераторов с пульсирующим потоком

Канд. техн. наук АРЕШЯН Г. Л.
Ереванский политехнический институт

Полная система дифференциальных уравнений рассматриваемых генераторов представляет собой нелинейную систему (даже в случае отсутствия насыщения стальных участков магнитопровода) и может быть решена для каждого частного случая на ЦВМ. Однако такой путь не всегда рационален, так как для высокочастотных генераторов (несколько килогерц) необходимое машинное время решения оказывается достаточно большим. Поскольку маховые массы генератора и первичного двигателя для преобразователей на несколько десятков киловатт таковы, что электрохимическая постоянная времени оказывается на несколько порядков больше, чем постоянные времени электрических контуров генератора, практически можно считать, что все переходные процессы, связанные с коммутациями в электрических контурах генератора, происходят при постоянной скорости вращения ротора. При этом условие отпадает уравнение

движения вещественных масс, и система дифференциальных уравнений электрических контуров генератора превращается в систему линейных дифференциальных уравнений с коэффициентами, зависящими от времени (условие отсутствия насыщения стальных участков магнитопровода сохраняется).

В работах, посвященных теории однофазных индукторных генераторов с пульсирующим потоком, не рассматривалось построение аналитических решений линейной системы дифференциальных уравнений таких генераторов несмотря на то, что этот вопрос представляет определенный теоретический интерес и несомненно имеет практическое значение. Цель статьи — восполнить этот пробел. Возможны два подхода к решению поставленной задачи.

Во-первых, — преобразование исходной линейной системы уравнений электрических контуров генератора с переменными коэффициентами в про-

странство Горева — Парка, т. е. в систему с постоянными коэффициентами, и в дальнейшем решение ее обычными методами. Для реализации этого пути решения необходимо иметь (знать заранее) матрицы преобразований Ляпунова [Л. 1]. В замкнутом аналитическом виде такие матрицы для рассматриваемого типа генератора неизвестны, однако они могут быть синтезированы в виде бесконечных матричных рядов (разложенных по малому параметру) и использованы для преобразования исходной системы в пространство Горева — Парка.

Во-вторых, — решение исходной линейной системы уравнений с переменными коэффициентами методом осреднения [Л. 2].

Исследования показали, что второй путь более предпочтителен до тех пор, пока не будут найдены матрицы Ляпунова в замкнутом виде. Использование матриц Ляпунова в виде бесконечных рядов для преобразования исходной системы уравнений, по сути дела, стыкуется с методом осреднений. Не останавливаясь на доказательстве этих утверждений, рассмотрим построение аналитических решений исходной системы диффуравнений методом осреднений.

Система дифференциальных уравнений электрических контуров — возбуждения, силового и демпферного (соответствующие индексы «в», «с», «д») в случае автономной работы генератора на активно-индуктивную нагрузку имеет вид [Л. 3]:

$$\frac{d}{d\tau}(Li) + Ri = U, \quad (1)$$

где $L = \|L_{\alpha\beta}\|^3$, (α, β соответствуют «в», «с», «д») — матрица индуктивностей; $R = \{r_{\alpha\beta}\}$ — диагональная матрица активных сопротивлений; $i = (i_{\alpha} i_{\beta} i_{\gamma})$ и $U = (u_{\alpha} 0 0)$ — столбцовые матрицы токов и напряжений.

В матрицы L и R включены индуктивности и активные сопротивления внешних участков контуров возбуждения и силового. Элементы $L_{\alpha\beta}$ являются функциями времени и представляются косинусными рядами Фурье от аргумента $\gamma = \gamma_0 + \omega\tau$ — угла положения ротора в пространстве ($\omega = 2\pi f$ — частота основной гармоники генератора).

Систему (1) представляем в виде:

$$\frac{di}{d\tau} = -\left(L^{-1}R + L^{-1}\frac{d}{d\tau}L\right)i + L^{-1}U. \quad (2)$$

Для использования методов осреднения система (2) приводится к одной из типовых форм, принятых в [Л. 2], при этом используется малый параметр ε . В качестве такого параметра при рассмотрении переходных процессов высокочастотных индукторных генераторов удобно принять величину, обратную ω , т. е. $\varepsilon = \omega^{-1}$. В этом случае можно показать, что система (2) для всех различных типов однофазных индукторных генераторов с пульсирующим потоком всегда приводится к стандартной форме. Покажем это на примере пятизонного двухкатушечного с встречным расположением зон индукторного генератора (такие генераторы на 8000 гц входят в преобразователи серии ВПЧ).

Матрица индуктивностей (с точностью постоянных и первых гармоник) таких генераторов имеет вид:

$$L(\gamma) = \begin{vmatrix} 8 + \varepsilon_{\alpha} & 2 + 2m_1 \cos \gamma & 4 + \varepsilon_{\alpha\beta} \\ 2 + 2m_1 \cos \gamma & 1 + \varepsilon_{\beta} + m_1 \cos \gamma & 1 + m_1 \cos \gamma \\ 4 + \varepsilon_{\alpha\beta} & 1 + m_1 \cos \gamma & 2 + \varepsilon_{\beta} \end{vmatrix} L_0, \quad (3)$$

где m_1 — первый коэффициент модуляции (обычно $m_1 = 0,20 - 0,25$); $\varepsilon_{\alpha\beta}$ ($\alpha, \beta = \text{в, с, д}$) — коэффициенты, обусловленные магнитными полями в лобовых и пазовых областях (в ε_{α} входит также индуктивность внешней нагрузки); $L_0 = \omega^2 \frac{\lambda_{\text{ср}}}{4p_{\text{в}}}$ — базовая индуктивность, приведенная к силовой обмотке.

После преобразований получим с достаточной для инженерных расчетов точностью:

$$L^{-1}(\gamma) = C_1 + C_2 \cos \gamma + C_3 \cos 2\gamma; \quad \frac{dL}{d\tau} = \omega M \sin \gamma, \quad (4)$$

где

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= \frac{1}{L_0 \sigma} \begin{vmatrix} \varepsilon_{11} & -\varepsilon_{12} & -\varepsilon_{13} \\ -\varepsilon_{12} & \varepsilon_{22} & -\varepsilon_{23} \\ -\varepsilon_{13} & -\varepsilon_{23} & \varepsilon_{33} \end{vmatrix}; \\ C_2 &= \frac{1}{L_0 \sigma} \begin{vmatrix} -0,5m_1^2 & 0 & m_1^2 \\ 0 & 0 & 0 \\ m_1^2 & 0 & -2m_1^2 \end{vmatrix}; \\ M &= -m_1 L_0 \begin{vmatrix} 0 & 2 & 0 \\ 2 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 0 \end{vmatrix}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Соответствующие коэффициенты равны

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= \varepsilon_{\text{в}} + 4\varepsilon_{\text{д}} - 4\varepsilon_{\text{вд}} + 2\varepsilon_{\text{вс}} + \varepsilon_{\text{сд}} + 8\varepsilon_{\text{сд}} - \\ &- 8\varepsilon_{\text{вдс}} - \varepsilon_{\text{вд}}^2 + \varepsilon_{\text{вс}}\varepsilon_{\text{сд}} - \varepsilon_{\text{вд}}^2\varepsilon_{\text{сд}}; \\ \varepsilon_{11} &= 1 + 2\varepsilon_{\text{с}} + \varepsilon_{\text{д}} + \varepsilon_{\text{сд}}; \quad \varepsilon_{12} = 2\varepsilon_{\text{д}} - \varepsilon_{\text{вд}}; \\ \varepsilon_{13} &= 2 + 4\varepsilon_{\text{с}} + \varepsilon_{\text{вд}} + \varepsilon_{\text{свд}}; \\ \varepsilon_{22} &= 2\varepsilon_{\text{в}} + 8\varepsilon_{\text{д}} - 8\varepsilon_{\text{вд}} + \varepsilon_{\text{сд}} - \varepsilon_{\text{вд}}^2; \\ \varepsilon_{23} &= \varepsilon_{\text{в}} - 2\varepsilon_{\text{вд}}; \quad \varepsilon_{33} = 4 + \varepsilon_{\text{в}} + 8\varepsilon_{\text{с}} + \varepsilon_{\text{вс}}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Подставляя (4) в (2) и используя малый параметр, получаем систему, приведенную к стандартной форме:

$$\frac{di}{dt} = \varepsilon X_1(i, t) + \varepsilon^2 X_2(i, t), \quad (7)$$

где $t = \omega\tau = \varepsilon^{-1}\tau$, а матрицы X_1 и X_2 образованы из матриц (5) с учетом относительных значений их элементов

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= Ai + A_1 i \sin \gamma + U_1; \\ X_2 &= Bi + B_1 i \cos \gamma + B_2 i \sin 2\gamma + Bi \cos 2\gamma + \\ &+ U_2 + U_2 \cos 2\gamma + U_3 \cos \gamma, \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

причем

$$\left. \begin{aligned} A &= -C_1 R; \quad A_1 = -\omega C_1 M; \quad U_1 = C_1 U; \\ B &= -\omega C_2 R; \quad B_1 = -\omega C_3 R; \quad B_2 = -0,5\omega^2 C_3 M; \\ U_2 &= \omega C_2 U; \quad U_3 = \omega C_3 U. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Осредненная система, соответствующая (7):

$$\frac{d\xi}{dt} = \varepsilon P_1(\xi) + \varepsilon^2 P_2(\xi) + \varepsilon^3 \dots \quad (10)$$

Связь между i и ξ задается уравнением:

$$i = \xi + \varepsilon v_1(\xi, t) + \varepsilon^2 v_2(\xi, t) + \varepsilon^3 \dots \quad (11)$$

Проведя необходимые преобразования согласно [Л. 2], находим:

$$\left. \begin{aligned} P_1(\xi) &= A\xi + U_1; \quad v_1 = -A_1\xi \cos \gamma; \\ P_2(\xi) &= B\xi + U_2; \\ v_2 &= (B_1 - AA_1)\xi \sin \gamma + (0,25A_1^2 - 0,5B_2)\xi \cos 2\gamma + \\ &+ 0,5B\xi \cos 2\gamma + 0,5B\xi \sin 2\gamma + U_3 \sin \gamma + \\ &+ 0,5U_2 \sin 2\gamma. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

С учетом выражений для $P_1(\xi)$ и $P_2(\xi)$ дифференциальное уравнение осредненной системы первого приближения в силу (10) будет иметь вид:

$$\frac{d\xi}{dt} = \varepsilon A\xi + \varepsilon U_1, \quad (13)$$

а уравнение второго приближения примет такой вид:

$$\frac{d\xi}{dt} = (\varepsilon A + \varepsilon^2 B)\xi + \varepsilon U_1 + \varepsilon^2 U_2. \quad (14)$$

Переходя к времени τ , получаем решения в интегральной форме (матрицы A и B не зависят от времени):

для (13)

$$\xi_I(\tau) = e^{A\tau}\xi(0) + \int_0^\tau e^{A(\tau-\theta)}U_1 d\theta; \quad (15)$$

для (14)

$$\xi_{II}(\tau) = e^{(A+\varepsilon B)\tau}\xi(0) + \int_0^\tau e^{(A+\varepsilon B)(\tau-\theta)}(U_1 + \varepsilon U_2) d\theta. \quad (16)$$

В случае высокочастотных генераторов (несколько килогерц) решения (16) незначительно отличаются от решений (15) (разница менее 1%) ввиду малости ε , поэтому допустимо считать $\xi_I \approx \xi_{II}$.

При анализе переходных процессов, возникающих при коммутациях в силовой цепи (наброс и сброс нагрузки, внезапное короткое замыкание), а также при внезапном подключении постоянного напряжения на обмотку возбуждения, матрица U_1 не зависит от времени. С учетом этого условия легко вычисляется интеграл в (15); при этом получаем следующее выражение для матрицы осредненного тока:

$$\xi(\tau) = e^{A\tau}\xi(0) + A^{-1}e^{A\tau}U_1 - A^{-1}U_1. \quad (17)$$

Используя интерполяционный многочлен Лагранжа — Сильвестра [Л. 4], получаем:

$$e^{A\tau} = Z_1 e^{\rho_1 \tau} + Z_2 e^{\rho_2 \tau} + Z_3 e^{\rho_3 \tau}, \quad (18)$$

где Z_i — составляющие матрицы для A , равные:

$$\left. \begin{aligned} Z_1 &= \frac{A^2 - (\rho_2 + \rho_3)A + \rho_2 \rho_3 E}{(\rho_1 - \rho_2)(\rho_1 - \rho_3)}; \\ Z_2 &= \frac{A^2 - (\rho_1 + \rho_3)A + \rho_1 \rho_3 E}{(\rho_2 - \rho_1)(\rho_2 - \rho_3)}; \\ Z_3 &= \frac{A^2 - (\rho_1 + \rho_2)A + \rho_1 \rho_2 E}{(\rho_3 - \rho_1)(\rho_3 - \rho_2)}; \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

причем E — единичная матрица, ρ_i — корни характеристического уравнения $|\rho E - A| = 0$; выражения (19) справедливы, если все ρ_i различны.

Используя разложение (18), решение (17) представим в более удобном виде:

$$\xi(\tau) = \xi_0 + \sum_{i=1}^3 \xi_i e^{\rho_i \tau}, \quad (20)$$

где

$$\xi_0 = - \sum_{i=1}^3 \frac{Z_i}{\rho_i} U_1; \quad \xi_i = Z_i \left(\xi(0) + \frac{U_1}{\rho_i} \right) \quad (i=1, 2, 3). \quad (21)$$

Имея (20), с учетом (11) определяем матрицу реальных токов с точностью второго приближения:

$$i(\tau) = \xi_I(\tau) + \varepsilon v_1(\xi_{II}(\tau), \tau). \quad (22)$$

Как отмечалось, можно считать $\xi_I(\tau) \approx \xi_{II}(\tau) = \xi(\tau)$, тогда с учетом значения v_1 по соответствующему уравнению (12) и соответствующих выражений (9), получим:

$$i(\tau) = \xi(\tau) - m_1 C_m \xi(\tau) \cos \gamma, \quad (23)$$

где

$$C_m = -\frac{1}{m_1} C_1 M = \frac{1}{\sigma} \begin{vmatrix} -2\varepsilon_{12} & 2\varepsilon_{11} - \varepsilon_{12} - \varepsilon_{13} & -\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{22} & \varepsilon_{22} - 2\varepsilon_{12} - \varepsilon_{23} & \varepsilon_{22} \\ -2\varepsilon_{23} & \varepsilon_{23} - 2\varepsilon_{13} - \varepsilon_{23} & -\varepsilon_{23} \end{vmatrix}. \quad (24)$$

В (23) значение $\xi(\tau)$ вычисляется на основе (20). Из (23) определяется связь между начальными значениями реальных $i(0)$ и осредненных $\xi(0)$ токов:

$$\left. \begin{aligned} i(0) &= \xi(0)(E - m_1 C_m \cos \gamma_0); \\ \xi(0) &= (E - m_1 C_m \cos \gamma_0)^{-1} i(0). \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

Уравнение (23) является аналитическим решением линейной системы дифференциальных уравнений электрических контуров индукторного генератора, которому соответствует матрица индуктивностей уравнения (3). На основе (23) могут быть найдены токи в трех обмотках генератора при следующих переходных процессах:

1. Силовая обмотка предварительно подключена на любую активно-индуктивную нагрузку (в том числе замкнута накоротко). На обмотку возбуждения в момент $\tau=0$ подается постоянное напряжение возбуждения. Начальные значения для токов — нулевые: $i(0) = (0 \ 0 \ 0)$.

2. Обмотка возбуждения предварительно подключена к источнику постоянного напряжения. В момент $\tau=0$ силовая обмотка включается на любую активно-индуктивную нагрузку (в том числе замыкается накоротко). Начальные значения для токов: $i(0) = (i_0^0 \ 0 \ 0)$.

3. Генератор работает с подключенной нагрузкой и в момент $\tau=0$ происходит изменение нагрузки (частичный сброс или наброс, в том числе внезапное короткое замыкание силовой обмотки). Начальные значения для токов: $i(0) = (i_0^0 \ i_0^0 \ i_0^0)$; они определяются из расчета предыдущего режима.

Для режимов, в которых силовая обмотка остается все время в разомкнутом состоянии, матрица индуктивностей (3) вырождается в постоянную матрицу (выпадают вторая строка и второй столбец). Система дифференциальных уравнений ока-

зывается с постоянными коэффициентами и может быть решена простыми методами. Если в генераторе отсутствует демпферная обмотка, то формально уравнение (23) остается в силе, но порядок всех матриц уменьшается на единицу, так как в исходной матрице (3) необходимо вычеркнуть последний столбец и строку. Производя необходимые вычисления, получаем для этого случая:

$$A = \frac{1}{L_0 \sigma} \begin{vmatrix} -r_B \varepsilon_{11} & r_C \varepsilon_{12} \\ r_B \varepsilon_{12} & -r_C \varepsilon_{12} \end{vmatrix}; \quad U_1 = \frac{u_B}{L_0 \sigma} \begin{vmatrix} \varepsilon_{11} \\ -\varepsilon_{12} \end{vmatrix};$$

$$C_m = \frac{1}{\sigma} \begin{vmatrix} -2\varepsilon_{12} & 2\varepsilon_{11} - \varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{22} & \varepsilon_{22} - 2\varepsilon_{12} \end{vmatrix},$$

где

$$\varepsilon_{12} = 2; \quad \varepsilon_{22} = 8 + \varepsilon_B;$$

$$\sigma = 4 + \varepsilon_B + 8\varepsilon_C + \varepsilon_B \varepsilon_C; \quad \varepsilon_{11} = 1 + \varepsilon_C.$$

Вместо (19) нужно использовать:

$$Z_1 = \frac{A - p_2 E}{p_1 - p_2}; \quad Z_2 = \frac{A - p_1 E}{p_2 - p_1}.$$



УДК 621.316.722

Схемы плавного регулирования напряжения с высокими энергетическими показателями

Канд. техн. наук КАРИБОВ С. И.

Тбилиси

Внедрение мощных полупроводниковых управляемых вентилях — тиристорных позволяет создавать экономичные преобразователи, надежные в эксплуатации и с высокими энергетическими показателями. Однако, когда эти устройства работают с естественной коммутацией, им свойственны серьезные недостатки, в частности, их работа связана с потреблением реактивной мощности из питающей сети, что приводит к большим падениям напряжения в ней. В большей степени это ощущается в электротяге, где имеются протяженные участки питающих линий.

По данным [Л. 1] коэффициент мощности современных тиристорных электровозов достигает 0,74, а с рекуперативным торможением 0,67 и ниже, тогда как у электровозов с амплитудным регулированием напряжения он составляет 0,82. Поэтому при проектировании тиристорных электровозов необходимо стремиться к тому, чтобы значения коэффициента мощности были бы близкими к 0,82.

Известно, что для повышения коэффициента мощности, кроме обычного параллельного включения конденсаторов или синхронных компенсаторов, существуют различные схемы, которые при соответствующих условиях оказываются более выгодными. К ним можно отнести как схемы несимметричного управления преобразователями, так и схемы с искусственной коммутацией. Схемы первого типа дают возможность уменьшать потребление реактивной мощности преобразователем, однако не позволяют выдавать реактивную мощность в сеть. Схемы второго типа отличаются не только возможностью уменьшить потребление, но и свойством генерировать реактивную мощность, в результате

В (20) и (21) необходимо считать, что индекс $i = 1, 2$.

Сравнение расчетных и экспериментальных данных для различных переходных процессов генератора серии ВПЧ 100 квт, 8000 гц показало, что имеет место расхождение, равное примерно 6%. Это обстоятельство дает основание рекомендовать уравнение (23) для использования в инженерной практике и утверждать, что все принятые допущения, упрощающие расчетные формулы, вполне приемлемы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Арешян Г. Л. Теорема преобразования дифференциальных уравнений электрических машин. — «Доклады АН АрмССР», 1973, № 4, т. 56.
2. Волосов В. М., Моргунов Б. И. Метод осреднения в теории нелинейных колебательных систем. Изд. МГУ, 1971.
3. Арешян Г. Л. Теория установившихся процессов однофазных индукторных генераторов с пульсирующим потоком. — «Доклады АН АрмССР», 1974, т. 58, № 5.
4. Гантмахер Ф. Р. Теория матриц. М., «Наука», 1966.

[15.7.1974]

чего компенсируется реактивная мощность сети и других потребителей. Подобные схемы открывают новые возможности в решении общей задачи преобразования электрической энергии.

Целесообразность компенсации реактивной мощности с помощью схем искусственной коммутации объясняется более эффективным использованием конденсаторов, чем при их непосредственном включении в сеть. Кроме того, при обычном включении конденсаторов в сеть могут возникнуть резонансные явления на высших гармониках, параметры самих конденсаторов также не постоянны.

При анализе схем с целью упрощения и сокращения изложения будут приняты идеализированные условия работы преобразователей: выпрямленный ток не имеет пульсации, в отдельных случаях коммутация токов в вентилях — мгновенная.

Применительно к электровозам переменного тока было предложено много схемных решений и способов регулирования напряжения [Л. 2—5].

В [Л. 6] приведен подробный анализ возможных способов регулирования однофазного напряжения. Было установлено, что наиболее рациональным, с высокими энергетическими показателями, способом является регулирование напряжения импульсом первичного тока, расположенным симметрично полуволне питающего напряжения.

Вместе с тем отдельные авторы [Л. 7 и 8] предлагают в течение полуволны питающего напряжения трижды гасить главные тиристоры, что приводит к уменьшению коэффициента искажения и, следовательно (по сравнению с упомянутым способом), к снижению коэффициента мощности во всем диапазоне изменения степени регулирования C_p .

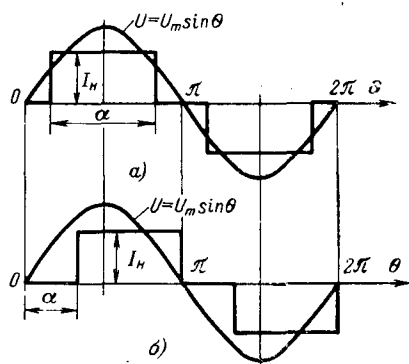


Рис. 1. Формы сетевых токов и напряжений.

Для выключения силовых тиристоров в произвольный момент времени применяют разные схемы искусственной коммутации. Ограничимся рассмотрением лишь двух вариантов [Л. 6 и 9], показав преимущества и недостатки того и другого. На рис. 3,а приведена схема с одним коммутирующим конденсатором, которая экспериментально была проверена при мощностях порядка 100 кВт. Ее характерной особенностью является возможность получить значения коэффициента мощности порядка 0,975, что достигается наличием двух вторичных обмоток преобразовательного трансформатора. Соответствующая форма кривой сетевого тока показана на рис. 1,а.

Для определения регулировочных характеристик этой схемы воспользуемся идеализированной кривой первичного тока (рис. 1,а).

Коэффициент мощности при таком способе регулирования

$$K_m = 2 \sqrt{\frac{2}{\pi \alpha}} C_p; \quad (1)$$

$$\alpha = 2 \arcsin C_p. \quad (2)$$

На основании (1) построена зависимость коэффициента мощности от степени регулирования C_p , показанная на рис. 2, там же изображено изменение коэффициента мощности при обычном фазовом управлении (кривая 2).

Для определения величины коммутирующей емкости схемы рис. 3,а обратимся к линейным диаграммам (рис. 4,а—ж), иллюстрирующим работу этой схемы в установившемся режиме.

В схеме рис. 3,а приняты следующие обозначения: $L = L_c + L_{тр}$ — суммарная индуктивность контактной сети и преобразовательного трансформатора; T_1, T_2 — силовые тиристоры; D_1, D_2 — сило-

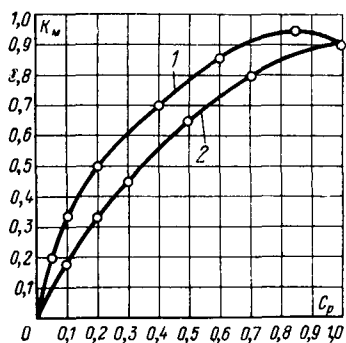


Рис. 2. Зависимости коэффициента мощности от степени регулирования.

1 — рис. 1,а; 2 — рис. 1,б.

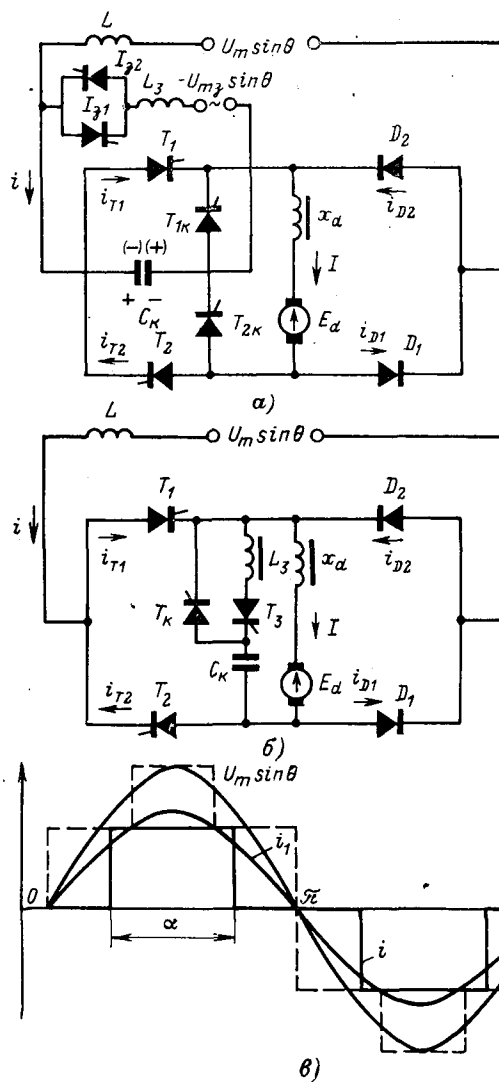


Рис. 3. Схемы искусственной коммутации.

вые диоды; $T_{1к}, T_{2к}$ — коммутирующие тиристоры; T_{31}, T_{32} — зарядные тиристоры; L_3 — зарядная индуктивность; C — коммутирующая емкость.

Дроссели, ограничивающие скорости нарастания прямых и обратных токов тиристоров, для простоты не показаны.

Зарядный контур здесь служит как бы «стартером», после перезаряда коммутирующего конденсатора силовым током эта цепь не потребляет ток, так как напряжение на коммутирующем конденсаторе в несколько раз превышает зарядное напряжение.

Схема работает следующим образом: в момент времени $\theta = \alpha$ (см. рис. 4) отпирается тиристор T_1 , ток нагрузки, ранее протекавший через нулевые диоды D_1, D_2 , теперь проходит через T_1 и D_1 . Если допустить, что на интервале $0 \leq \theta \leq \gamma_1$ напряжение постоянно и равно $U_m \sin(\alpha + \gamma_1/2)$, то путем несложных выкладок можно получить:

$$\frac{\gamma_1}{2} = \frac{\omega L I_n}{2 U_m \sin(\alpha + \gamma_1/2)}, \quad (3)$$

т. е. на этом интервале энергия, потребляемая от источника, накапливается в индуктивностях сети и преобразовательного трансформатора.

Обозначив I_{Hx}/U_m через i_H , выражение (3) можно представить следующим образом:

$$i_H = 2 \left(\frac{\gamma_1}{2} \right) \sin \left(\alpha + \frac{\gamma_1}{2} \right). \quad (4)$$

Далее ток, протекая через T_1 и D_1 , остается неизменным во времени.

В момент $\Theta = \psi$ подается импульс на коммутирующий тиристор T_{1K} , ток тиристора T_1 мгновенно падает до нуля, а ток тиристора T_{1K} возрастает до значения I_H . После этого начинается перезаряд емкости постоянным током. На этом интервале энергия предварительно заряженного конденсатора $CU_c^2(0)/2$ через тиристор T_{1K} передается в нагрузку до тех пор, пока напряжение на конденсаторе не будет равно мгновенному значению синусоидального напряжения питания.

Время, предоставляемое для восстановления управляющих свойств тиристора, определяется из условия $U_c/(0) - x_C \int I_C d\Theta = 0$, откуда

$$u_c(0) = \frac{x_C}{x} i_H \alpha_0, \quad (5)$$

где $u_c(0) = U_c(0)/U_m$ — относительное значение напряжения конденсатора.

После этого интервала, когда напряжение на конденсаторе равно $U_m \sin(\psi + \alpha_n)$, начинает уменьшаться сетевой ток, в результате чего энер-

гия, накопленная в L во время интервала γ_1 , полностью передается конденсатору:

$$\frac{LI_H^2}{2} = C \frac{U_c^2(0) - U_c^2}{2}. \quad (6)$$

Допустив $u_{c1} \approx \sin\left(\psi + \frac{\alpha_0}{2}\right)$, из (6) для напряжения на конденсаторе в относительных единицах будем иметь:

$$u_c(0) = \sqrt{\frac{x_C}{x} i_H^2 + \sin^2\left(\psi + \frac{\alpha_0}{2}\right)}. \quad (7)$$

Для времени восстановления, учитывая (5), получим:

$$\left(\frac{\alpha_0}{2}\right)^2 - \left[\frac{\sin\left(\psi + \frac{\alpha_0}{2}\right)}{2 \frac{x_C}{x} i_H} \right]^2 - \frac{1}{4} \frac{x}{x_C} = 0, \quad (8)$$

откуда

$$\alpha_0 = \sqrt{\frac{x}{x_C} + \left(\frac{x \sin \psi}{x_C i_H}\right)^2}. \quad (9)$$

Как видно из (7), с уменьшением емкости коммутирующего конденсатора, напряжение на нем возрастает. Поэтому ошибочным является весьма распространенное мнение, что в схемах искусственной коммутации с тиристорами величина мощности коммутирующего конденсатора становится меньше, чем в подобных схемах с ионными выпрямителями. Здесь необходимо строгое согласование напряжения на конденсаторе (следовательно, и на тиристорах) с величиной его емкости. Реактивная мощность коммутирующего конденсатора определяется из выражения [Л. 10]:

$$Q = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} I_C(\Theta) \frac{d}{d\Theta} \left(\frac{U_C(\Theta)}{K} \right) d\Theta. \quad (10)$$

Разложив кривую напряжения коммутирующего конденсатора в ряд (рис. 4), после очевидных выкладок получим:

$$Q = \left(\frac{4U_c(0)}{\pi \alpha_0} \right)^2 \frac{1}{2} \omega C \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin^2(2n-1)\alpha_0}{(2n-1)^3}, \quad (11)$$

где $n=1, 2, 3 \dots$

Значение реактивной мощности при заданных величинах емкости коммутирующего конденсатора и тока нагрузки в зависимости от суммарной индуктивности сети и преобразовательного трансформатора может значительно отличаться от мощности, соответствующей реактивной составляющей 1-й гармоники сетевого тока. Поэтому искусственная коммутация становится более целесообразной, когда $L \rightarrow 0$.

Вместе с тем при искусственной коммутации становятся возможными строгое слежение за реактивной мощностью и ее компенсация в любой момент времени.

Длительность интервала γ_2 можно относительно просто определить, как и прежде приняв напряже-

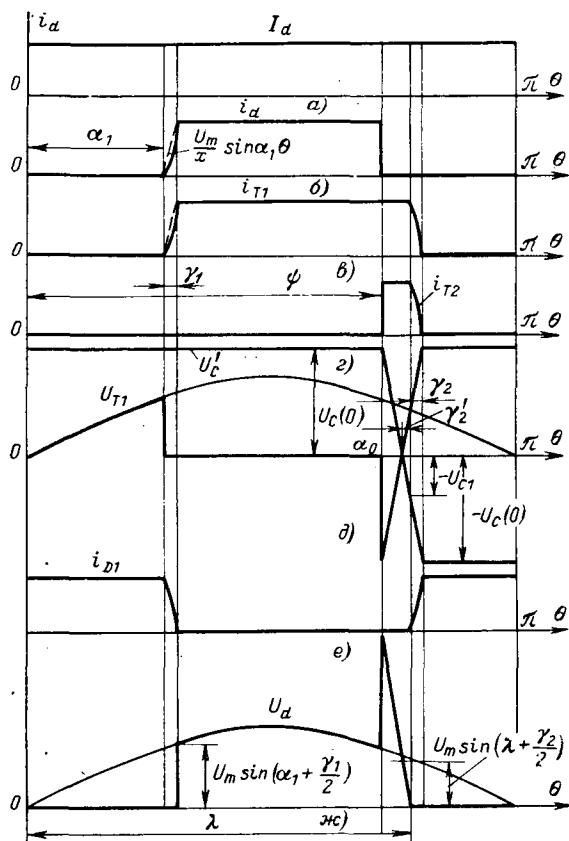


Рис. 4. Диаграммы токов и напряжений схемы рис. 3,а.



Рис. 5. Осциллограммы токов и напряжений схемы рис. 3,а.

ние на этом интервале неизменным и равным $U_m \sin(\lambda + \gamma_2/2)$, тогда

$$U_m \sin\left(\lambda + \frac{\gamma_2}{2}\right) = x \frac{dI}{d\theta} + x_c \int I d\theta, \quad (12)$$

где

$$\lambda = \psi + \alpha_0 + \gamma'_2; \quad \sin(\psi + \alpha_0 + \gamma'_2) = \frac{x_c}{x} i_n \gamma'_2.$$

Решение дифференциального уравнения (12) с учетом граничных условий дает:

$$i = i_n \cos \omega_0 \theta, \quad (13)$$

где $\omega_0 = \sqrt{\frac{x_c}{x}}$ — угловая частота контура.

В (13), положив $i=0$ при $\theta=\gamma_2$, найдем:

$$\omega t_2 = \gamma_2 = \frac{\pi}{2} \omega \sqrt{LC}. \quad (14)$$

Осциллограммы, иллюстрирующие работу схемы рис. 3,а на противо-э. д. с., приведены на рис. 5.

Теперь рассмотрим работу схемы рис. 3,б. Диаграммы токов и напряжений, иллюстрирующие работу схемы в установившемся режиме, приведены на рис. 6.

До интервала времени (включительно) $\theta = \alpha + \gamma_1$, эта схема работает аналогично предыдущей. Условимся, что на зарядный тиристор T_3 импульсы подаются сразу после того, как значение угла становится равным γ_1 , тогда для интервала заряда конденсатора можно записать:

$$U_m \sin(\alpha + \gamma_1) = x \frac{dI}{d\theta} + x_c \frac{dI_c}{d\theta} + x_c \int I_c d\theta; \quad (15)$$

$$I = I_c + I_n. \quad (16)$$

Решая уравнения (15) и (16) относительно U_c и I_c с учетом нулевых начальных условий, а также обозначив $\frac{U_c}{U_m} = u_c$ и $\frac{I_c x_c}{U_m} = i_c$, получим:

$$u_c = \frac{\Omega^2}{\Omega^2 - 1} [\cos(\alpha + \gamma_1 + \theta) - \cos(\alpha + \gamma_1) \cos \Omega \theta] + \frac{\Omega^2}{\Omega^2 - 1} \sin(\alpha + \gamma_1) \sin \Omega \theta; \quad (17)$$

$$i_c = \frac{\Omega^2}{\Omega^2 - 1} [\cos \Omega \theta \sin(\alpha + \gamma_1) - \sin(\alpha + \gamma_1 + \theta)] + \Omega \frac{\Omega^2}{\Omega^2 - 1} \cos(\alpha + \gamma_1) \sin \Omega \theta, \quad (18)$$

где $\Omega = \sqrt{\frac{x_c}{x + x_c}}$ — угловая частота зарядного контура, которая определяется из условия:

$$L + L_3 = \frac{1}{\omega^2 C \Omega} \geq \left(\frac{dI}{dt} \right)_{\text{доп}}. \quad (19)$$

В конце заряда конденсатора, когда $I_c = 0$, тиристор T_3 запирается. В момент времени $\theta = \psi$ подается отпирающий импульс на коммутрующий тиристор T_K , после чего начинается коммутация между T_1 и T_K .

Для этого интервала $0 < \theta \leq \gamma_2$ имеем:

$$U_m \sin\left(\psi + \frac{\gamma_2}{2}\right) - U_c = x \frac{dI}{d\theta}; \quad (20)$$

$$U_c = U_c(0) - x_c \int I_c d\theta; \quad (21)$$

$$I + I_c = I_n. \quad (22)$$

Решая систему (20) и (22) и учитывая граничные условия, при $\theta=0$, $U_c = U_c(0)$, $I_c = 0$ получаем:

$$u_c = \left[u_c(0) - \sin\left(\psi + \frac{\gamma_2}{2}\right) \right] \cos \omega_0 \theta + \sin\left(\psi + \frac{\gamma_2}{2}\right); \quad (23)$$

$$i_c = \frac{u_c(0) - \sin\left(\psi + \frac{\gamma_2}{2}\right)}{\omega_0} \sin \omega_0 \theta, \quad (24)$$

где $\omega_0^2 = \frac{x_c}{x}$.

Разряд конденсатора согласно (23) и (24) происходит до конца интервала γ_2 , когда ток силового тиристора равен нулю.

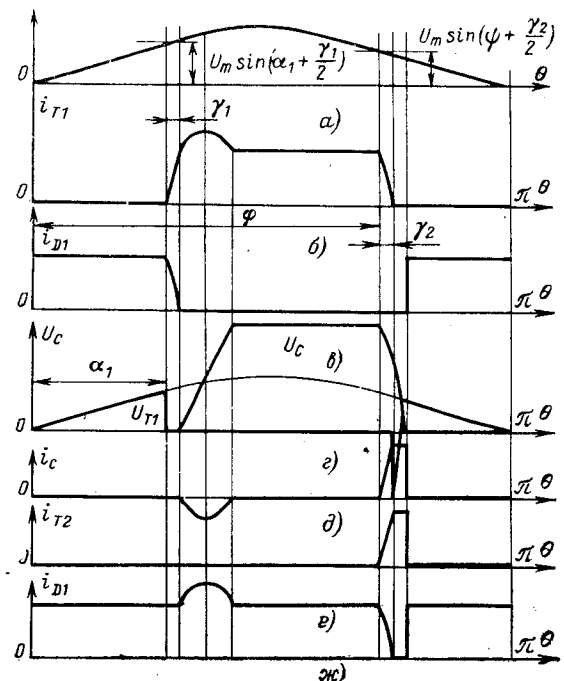


Рис. 6. Диаграммы токов и напряжений схемы рис. 3,б.

После этого конденсатор разряжается неизменным током:

$$u_c(\gamma_2) - \frac{x_c}{x} i_n \theta = \sin(\psi + \gamma_2 + \theta). \quad (25)$$

Время α_0 , предоставляемое для восстановления управляемых свойств тиристора, при этом составит:

$$\alpha_0 = \frac{x}{x_c} \frac{u_c(\gamma_2) - \sin(\psi + \gamma_2 + \alpha_0)}{i_n}. \quad (26)$$

Для приближенных расчетов (ввиду малости угла α_0), положив $\sin(\psi + \gamma_2 + \alpha_0) \approx \sin(\psi + \frac{\gamma_2}{2})$ и учитывая (23) — (25), можно записать:

$$\alpha_0 = \sqrt{\left[\frac{1}{\sin \omega_0 \gamma_2} \right]^2 - \frac{x}{x_c}}, \quad (27)$$

где

$$\sin \omega_0 \gamma_2 = \frac{\omega_0 i_n}{u_c(0) - \sin(\psi + \frac{\gamma_2}{2})}. \quad (28)$$

Произведя расчеты по формулам (7), (9), (23) и (28), для одних и тех же значений I_n , α_0 и $U_c(0)$, можно убедиться, что в схеме рис. 3,б требуется коммутирующий конденсатор большей емкости, чем в схеме рис. 3,а.

Некоторым недостатком обеих схем является их нестабильная работа в зоне малых токов нагрузки. Следует также отметить, что в подобных схемах, по сравнению с непосредственным подключением конденсаторов или синхронных компенсаторов, мощность коммутирующего конденсатора, определенная согласно (10), не намного отличается от максимальной мощности, необходимой для компенсации реактивной составляющей 1-й гармоники сетевого тока.

Безусловно преимущество схем искусственной коммутации при наличии индуктивностей контакт-

ной сети и преобразовательного трансформатора заключается в возможности очень быстро регулировать реактивную мощность и, в конечном итоге, приблизить ее потребление до нуля во всем диапазоне регулирования.

Схемы рис. 3,а и б позволяют в номинальном режиме теоретически получить максимальное значение коэффициентов мощности 0,975 в однофазной сети (см. рис. 3,в, пунктирную кривую тока и осциллограмму рис. 5,в).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Schaefer Blind und scheinleistung — sverhalten auschnittgesteuerterelektrischer Triebfahrzeuge im streckendienst.— «Elektrische Bahnen», 1971, Н. 8.
2. Метелкин Б. А. Двухступенчатая искусственная коммутация в однофазной мостовой схеме выпрямления.— «Электротехника», 1967, № 3.
3. Чиженко И. М., Недзельский С. И. Улучшение коэффициента мощности преобразователей однофазного тока при регулировании напряжения сетками.— «Изв. Киевского политехнического института», 1957, т. XXVI.
4. Кучма К. Г. Повышение надежности и коэффициента мощности электровозов переменного тока.— «Электротехника», 1966, № 10.
5. Абрамов А. Н. Об искусственной коммутации тока двухполупериодного инвертора с нулевым выводом.— «Электротехника», 1964, № 4.
6. Карибов С. И. и др. Плавное регулирование однофазного выпрямленного напряжения с высокими значениями коэффициента мощности.— «Устройства преобразовательной техники». Труды конференции. Киев, 1968, вып. 3.
7. Mauersberger Chr. Ein pulsgesteuerter Stromrichter in einphasenbruckenschaltung.— «Elektrie», 1967, N 10.
8. Schulze M. Der Pulsleichrichter, ein einfaches stellglied für Gleichstromantriebe im Einrichtungsbetrieb.— «Elektrie», 1968, № 11.
9. Сандлер А. С., Гусяцкий Ю. М., Щукин Г. А. Импульсные регуляторы напряжения на тиристорах.— «Электричество», 1966, № 7.
10. Минов Д. К., Карибов С. И. Интегральный способ оценки коэффициента мощности. Сборник докладов научно-технической конференции по итогам научно-исследовательских работ за 1966—1967 гг. Подсекция «Электрический транспорт», труды МЭИ.

[13.5.1974]



УДК 616—001.21/22

Первичные критерии электробезопасности при кратковременных воздействиях токов промышленной частоты

Врач БОГУШЕВИЧ М. С., канд. техн. наук ВЛАСОВ С. П.,
доктор мед. наук ГУРВИЧ Н. Л., канд. техн. наук СИБАРОВ Ю. Г.,
инж. СКОЛОТНЕВ Н. Н., канд. мед. наук ТАБАК В. Я.,
доктор техн. наук ШИШКИН Н. Ф., инж. ЯГУДАЕВ Б. М.
ЛЭФ АМН СССР, ИГД им. А. А. Скочинского, МИИТ

Широкое применение электрификации и рост энерговооруженности труда во всех отраслях промышленности, в сельском хозяйстве, на транспорте и в строительстве ставят задачу создания более совершенных, быстродействующих защитно-отключающих средств от поражения электрическим током, новых методов расчета и нормирования заземлений и других мероприятий. Необходимость в таких работах вызывается также тем, что в последнее время наблюдается непрерывная тенденция к повышению рабочих напряжений электропотребителей. Все это определяет необходимость проведения исследований по установлению допустимых для че-

ловека токов промышленной частоты при длительности воздействия менее 0,2 сек.

Подобные исследования представляют собой сложную задачу как в инженерно-техническом, так и медицинском отношении. Решение ее требует совместной работы различных специалистов. К настоящему времени накоплено достаточное количество как экспериментальных данных, полученных на моделирующих животных [Л. 1—4 и др.], так и статистических данных случаев электропоражения людей [Л. 5 и 10], свидетельствующих о том, что при воздействиях переменного электрического тока опасность поражения проявляется прежде всего в нару-

шении работы сердца — возникновении фибрилляции. Поэтому установление допустимых для человека токов при кратковременных воздействиях — первичных критериев электробезопасности — основывается на определении наибольших значений токов, действие которых с достаточно высокой вероятностью не приводит к возникновению фибрилляции сердца.

У нас в стране в качестве первичных критериев электробезопасности принимаются токи, при которых вероятность возникновения фибрилляции P_f не превышает 0,14% [Л. 11]. В других странах, например в США, по предложению [Л. 5] принята вероятность 0,5%. Статья посвящена определению первичных критериев электробезопасности при кратковременных воздействиях электрического тока в интервале от 0,01 до 0,1 сек.

Экспериментальное определение смертельно поражающих токов проводилось на подопытных собаках в Лаборатории экспериментальной физиологии АМН СССР. Выбор собак в качестве объекта для моделирования при изучении «сердечного» механизма смерти обусловлен, прежде всего, качественным сходством нарушений, происходящих под влиянием электрического тока в организме животного и человека [Л. 1].

Как известно, уязвимость сердца в различные периоды его деятельности неодинакова. Для определения минимальных кратковременно воздействующих токов, приводящих к возникновению фибрилляции сердца, необходимо нанести раздражение в раннюю, т. е. наиболее чувствительную к действию тока фазу T кардиоцикла. Поэтому для получения достоверных результатов осуществлялась кардиосинхронизация.

Опытные данные [Л. 1—10 и др.] позволяют считать установленным, что порог фибрилляции сердца животного не изменяется от многократных (повторных) воздействий на организм кратковременных импульсов переменного тока. Однако различия в индивидуальной чувствительности подопытных животных к электрическому току, обуславливающие статистический характер возникновения фибрилляции сердца при неизменных условиях эксперимента, требуют проведения достаточно большого числа опытов. Благодаря оживлению с помощью дефибриллятора, после каждого смертельного поражения, появилась возможность многократного измерения порога фибрилляции для различных длительностей воздействия на одном и том же животном и значительного сокращения их количества.

Опыты проводились на 35 собаках обоего пола массой 8—28 кг. За 30—40 мин до начала опыта для устранения беспокойства животному подкожно вводили 2%-ный раствор пантапона из расчета 0,4 мг на 1 кг массы, далее в процессе эксперимента давался поверхностный барбитуровый наркоз. Исследованиями [Л. 1, 3 и 8] показано, что поверхностный наркоз не изменяет условий возникновения фибрилляции сердца.

Пороговое значение фибрилляционного тока определялось постепенным повышением значения тока в серии последовательных воздействий. В первом опыте каждой серии значение воздействующего тока устанавливалось заведомо ниже порогового

значения. Затем при каждом последующем воздействии значение тока увеличивалось на 5—10% до тех пор, пока не возникла фибрилляция сердца. Действительное пороговое значение тока $I_{\text{п}}$ находится между полученными опытным путем минимальным значением фибрилляционного тока $I_{\text{min ф}}$ и максимальным значением тока, не вызвавшим фибрилляцию $I_{\text{max н.ф}}$, т. е. $I_{\text{п}} < I_{\text{max н.ф}} < I_{\text{min ф}}$ и составляет примерно $I_{\text{п}} \approx 0,95 I_{\text{min ф}}$.

Исходя из требований методики исследований, с учетом указанных особенностей физиологического воздействия кратковременного тока на живой организм, авторами была разработана специальная аппаратура, позволяющая осуществлять:

воспроизведение необходимых значений и длительностей воздействующего напряжения (тока) в пределах:

$$U = 0 - 3 \text{ кВ}; t = 0,003 - 5 \text{ сек};$$

кардиосинхронизацию для нанесения воздействия в раннюю фазу;

оживление организма — электрическую дефибрилляцию;

автоматическую регистрацию параметров воздействия и электрокардиограммы (ЭКГ) животного.

В результате экспериментальных исследований получен большой статистический материал. Мате-

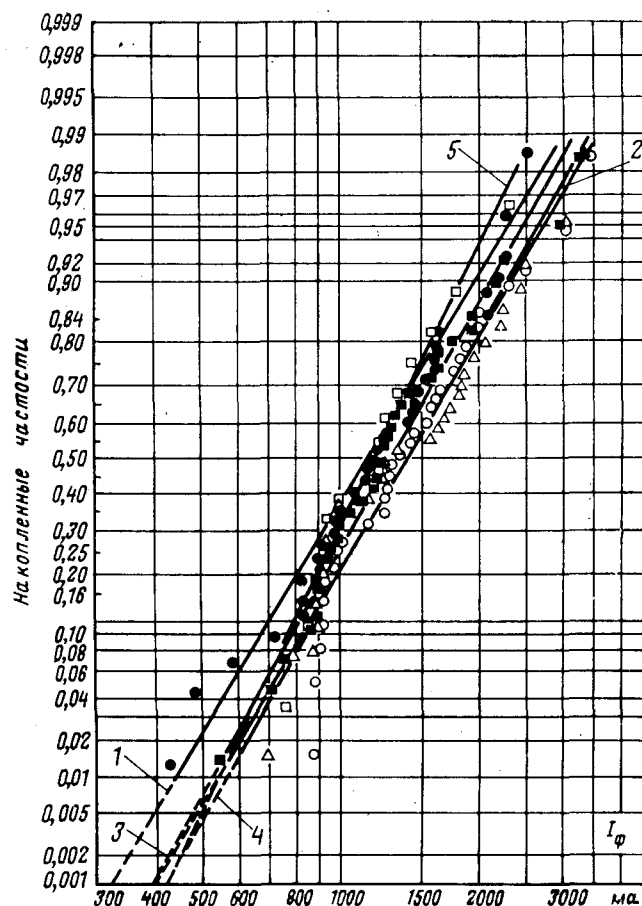


Рис. 1. Интегральные кривые распределения вероятности возникновения фибрилляции у животных для различных длительностей электрического воздействия.

1 — ● — 0,1 сек; 2 — △ — 0,05 сек; 3 — ■ — 0,03 сек; 4 — ○ — 0,02 сек; 5 — □ — 0,01 сек.

математическая обработка результатов показывает, что при кратковременных воздействиях (0,1 сек и менее) распределение пороговых значений фибрилляционного тока хорошо аппроксимируется логарифмически-нормальным законом.

На рис. 1 представлены интегральные кривые распределения вероятности возникновения фибрилляции у животных для длительностей электрического воздействия 0,1; 0,05; 0,03; 0,02 и 0,01 сек.

Значение тока, соответствующее любой требуемой вероятности возникновения фибрилляции $P\%$, с учетом количества опытов для логарифмически-нормального распределения можно определить по формуле:

$$I_{\Phi(P\%)} = e^{\bar{T}_{50\%} \left(1 - \frac{\beta}{\bar{T}_{50\%}}\right)}, \text{ ма.} \quad (1)$$

где $\bar{T}_{50\%}$ — логарифм математического ожидания фибрилляционного тока; β — критерий Стьюдента, учитывающий ограниченное количество опытных точек при заданной вероятности; $\bar{\sigma}$ — среднеквадратичное отклонение логарифмов тока.

Определение допустимых токов при кратковременных воздействиях на живой организм проводилось с использованием коэффициента кратности фибрилляционного тока K_t . Коэффициент K_t для заданной вероятности $P\%$ возникновения фибрилляций показывает, во сколько раз значение тока, вызывающее фибрилляцию при кратковременном воздействии t больше тока при воздействии в 1—3 сек, и определяется по выражению:

$$K_t = \frac{I_{\Phi(P\%)} [\text{при } t]}{I_{\Phi(P\%)} [\text{при } t = 1-3 \text{ сек}]},$$

где $I_{\Phi(P\%)} [\text{при } t]$ и $I_{\Phi(P\%)} [\text{при } t = 1-3 \text{ сек}]$ — токи, вызывающие фибрилляцию с вероятностью ($P\%$) при длительности воздействия соответственно t и 1—3 сек.

Значения этих токов определялись по кривым, построенным на основании экспериментальных данных для каждой исследуемой длительности воздействия с учетом (1) при вероятности $P=0,14\%$. Ниже приведены значения коэффициента кратности K_t :

$t, \text{ сек}$	1—3	0,1	0,08	0,05	0,03	0,02	0,01
K_t	1,00	9,2	10,2	10,3	11,0	11,0	10,4

Из приведенных данных следует, что в интервале от 0,08 до 0,01 коэффициент K_t остается практически неизменным, т. е. пороговое значение фибрилляционного тока не зависит от длительности его воздействия.

При расчетах и оценке уровня электробезопасности, особенно в зарубежной литературе, часто ссылаются на формулу Далзиела Ш., полученную путем статистической обработки экспериментальных данных Ферриса Л. [Л. 3] и Коувенховена В. [Л. 4]:

$$I = \frac{K}{\sqrt{t}}, \text{ ма,} \quad (2)$$

где I — действующее значение тока частотой 60 гц, ма; t — длительность воздействия 0,0083—5 сек; K — постоянный эмпирический коэффициент (в 1946—1960 гг. $K=165$; в 1968 г. $K=116$ [Л. 5]).

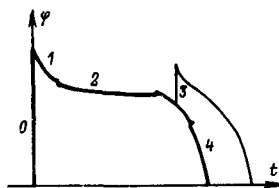


Рис. 2. Схема возникновения внеочередного возбуждения одиночного волокна под влиянием раздражающего тока.

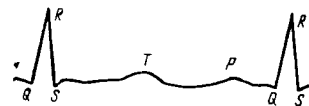


Рис. 3. Нормальная электрокардиограмма человека (схема).

Известны также формулы Осипки П., Кеппена С и Толаззи Г. вида $I=C/t$ для диапазона времени воздействия тока 50 гц от 0,1 до 1 сек.

В то же время проведенные нами экспериментальные исследования показали, что при раздражении сердца переменным током (50 гц) в раннюю фазу кардицикла пороговое значение тока, вызывающего фибрилляцию сердца, практически не изменяется при уменьшении длительности воздействия от 0,08 до 0,01 сек. Полученные результаты имеют физиологическое объяснение. Как известно, потенциал действия одиночного сердечного волокна имеет вид, представленный на рис. 2. Фаза 0 соответствует возбуждению волокна, а фазы 1, 2 и 3 — периоду восстановления возбудимости. В фазах 0, 1, 2 и частично 3 при воздействии внешнего раздражителя волокно невозбудимо. Электрокардиограмма (рис. 3) — есть результат суммирования потенциалов отдельных волокон всего сердца. При этом область зубца T соответствует фазе 3 одиночных волокон. Учитывая, что длительности потенциала действия различных групп волокон несколько различаются, то в момент нанесения раздражения не все сердце целиком, а лишь некоторая часть его волокон оказывается в состоянии, способном к развитию внеочередного возбуждения (экстрасистолы).

Возникновение фибрилляции желудочков обусловлено различной реакцией отдельных групп волокон на электрический раздражитель. Экстрасистола, являющаяся результатом воздействия 1/2 периода переменного тока пороговой силы, закономерно приводит к нарушению последовательности распространения возбуждения, которая свойственна сердцу в нормальных условиях, и, следовательно, к распаду его функциональной целостности — развитию фибрилляции. При раздражении сердца 4—5 периодами переменного тока также возникает фибрилляция желудочков. То обстоятельство, что пороговое значение тока не изменяется, свидетельствует об отсутствии эффекта суммирования раздражения по времени, т. е. решающим для развития фибрилляции является только первый раздражающий стимул, а применительно к нашим экспериментам — первый полупериод переменного тока. Последующие раздражения длительностью до 0,08—0,1 сек существенно не влияют на функциональное состояние сердца, поскольку все они попадают в фазу невозбудимости (рефрактерная фаза).

Возникает предположение, что «экстрасистола», вызванная первым полупериодом раздражающего

тока, укорачивается вследствие того, что реакция сердца на раздражение в фазу 3 носит характер так называемого местного ответа. На основании полученных результатов экспериментов длительность рефрактерного периода полученной экстрасистолы, по-видимому, близка к 0,08—0,1 сек. При воздействии переменного тока с длительностью, превышающей период невозбудимости сердца, порог фибрилляции снижается.

Значение допустимого для человека тока в зависимости от длительности воздействия и массы тела для любой заданной вероятности благополучного исхода $P_{н.ф}$ может быть определено по формуле

$$I_{P_{н.ф}} [при t, сек] = I_{P_{н.ф}} [при t = 1 — 3 сек] K_t, \quad (3)$$

где

$$I_{P_{н.ф}} [при t = 1 — 3 сек] K_p I_p = K_p (3,76G + 30); \quad (4)$$

I_p — расчетное значение фибрилляционного тока в зависимости от массы тела G [Л. 2 и 6]; K_p — коэффициент вероятности (рассчитывается на основе интегральных кривых распределения вероятности фибрилляции у животных). При вероятности $P_{ф} = 50\%$ $K_p = 1$, а при $P_{ф} = 14\%$ $K_p = 0,33$; $P_{ф} = 1 - P_{н.ф}$.

Подставив в (4) значения K_p для $P_{н.ф} = 0,9986$, найдем значение допустимого тока для взрослого человека с минимальной массой $G = 50$ кг при воздействиях длительностью 1—3 сек:

$$I_{(0,9986)} [1—3 сек] = 65 \text{ ма},$$

тогда согласно (3) значение допустимого тока в зависимости от длительности воздействия для принятой вероятности поражения и массы тела можно определить из выражения:

$$I_{(0,14\%)} [t, сек] = 65 K_t. \quad (5)$$

Правомерность пересчета на человека опытных данных по воздействию кратковременного тока на животных с помощью эмпирической зависимости для расчетного фибрилляционного тока при воздействии 1—3 сек в зависимости от массы тела (G) установлена ранее исследованиями [Л. 1, 2, 5 и др.].

С учетом конкретных значений коэффициента K_t согласно выражению (5) получаем следующие значения допустимых токов в зависимости от длительности воздействия:

Длительность воздействия, сек	0,01—0,08	0,1	1,0
Допустимые токи, ма	670—710	600	65
Допустимые напряжения, в	670—710	600	65

Значения допустимых токов получены для пути тока руки — ноги. Для путей тока рука — рука и особенно нога — нога допустимые токи больше. Однако для обеспечения возможно большей электробезопасности целесообразно для всех указанных путей тока применять приведенные выше значения. Расчетное значение электрического сопротивления тела человека при токах 65—710 ма на основании отечественных и зарубежных исследований может быть принято равным 1000 ом. Получающиеся при этом значения допустимых напряжений на теле человека также приведены выше.

Выводы. При уменьшении длительности воздействия от 0,08 до 0,01 сек допустимые токи не изменяют своего значения и могут быть приняты равными 650 ма; при длительности же воздействия 0,1 сек — 500 ма. Приведенные результаты исследований авторы рассматривают как рекомендации по первичным критериям электробезопасности.

Рекомендуемые значения токов и напряжений не могут рассматриваться как обеспечивающие абсолютную безопасность, а принимаются в качестве практически приемлемых, т. е. допустимых с достаточно малой вероятностью смертельного поражения $P_{ф} = 1,4 \cdot 10^{-3}$ в наиболее уязвимой к току фазе работы сердца.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гурвич Н. Л. Фибрилляция и дефибрилляция сердца. М., Медгиз, 1957.
2. Киселев А. П., Власов С. П. К вопросу о критериях электробезопасности. — «Промышленная энергетика», 1967, № 5.
3. Effect of Electrical Shock on the Heart. — «El. Eng.», 1936, May. Aut: Ferris L. P., King B. G., Spense P. W., Williams H. B.
4. A—S Shoks of Varying Parameters Affecting the Heart. — «Communication and electronics», N 2, 1959. Aut.: Kouwenhoven W. B., Knickerbocker G. G., Chesnut R. W., Milnor W. R., Sass D. J.
5. Dalziel C. F., Lee W. R. Lethal Electric Currents. — «IEEE Spectrum», 6, N 2, 1968, 44—50.
6. Киселев А. П. Пороговые значения безопасного тока промышленной частоты. — «Труды МИИТ», 1963, вып. 171.
7. Гурвич Н. Л., Акопян А. А., Жуков И. А. К вопросу о постоянстве величины поражающего электрического тока. — В сб.: Вопросы электропатологии и электротравматизма. Фрунзе, Изд. АН КиргССР, 1961, вып. 1.
8. Илипаев И. И. Некоторые новые данные по вопросу о фибрилляции сердца. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. мед. наук. Фрунзе, 1968.
9. Мищенко И. К. О порогах электрической фибрилляции сердца в условиях высокогорья. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. мед. наук. Фрунзе, 1963 (АН КиргССР).
10. Osipka P. Meßtechnische Untersuchungen über Stromstärke, Einwirkungsduer und Stromweg bei elektrischen Wechselstromunfällen on Mensch und Tier. Bedeutung und Auswertung für Starkstromanlagen. Dissertation. Frankfurt, 1963.
11. Долин П. А., Сибаров Ю. Г. О проекте временных норм допустимых напряжений прикосновения и токов через тело человека. — «Промышленная энергетика», 1974, № 9. [3.12.1974]



Импульсно-управляемые ферромагнитные устройства для преобразовательной техники

Канд. техн. наук ОБРУСНИК В. П.

Томск

Актуальной проблемой современной преобразовательной техники является создание статических регуляторов напряжения и тока, имеющих одновременно:

высокие удельно-экономические показатели (малые вес, габариты, стоимость на единицу мощности); значения к. п. д., коэффициента мощности и коэффициента искажения синусоиды выходного напряжения, близкие к единице;

простоту в исполнении и эксплуатации, высокую надежность в работе;

большое быстродействие;

внешние характеристики, обеспечивающие устойчивую работу в режимах перегрузок, коротких замыканий и при различных возмущениях со стороны нагрузки (такие характеристики регуляторов тока и напряжения показаны соответственно на рис. 1,а и 1,б).

Создать электротехнические устройства со всеми перечисленными показателями пока не удалось. Далеко не полно решают эту задачу широко применяемые в настоящее время тиристорные, транзисторные и ферромагнитные преобразовательные установки.

Одним из существенных недостатков полупроводниковых преобразователей является то, что в быстропотекающих динамических режимах у них нет крутопадающих участков внешних характеристик, показанных на рис. 1,а и 1,б. Поэтому в таких режимах эти преобразователи не имеют естественных защитных свойств от перегрузок и коротких замыканий, что не позволяет использовать их во многих производственных установках, где частые (обычно хаотичные) динамические перегрузки обусловлены нормальным технологическим процессом. Ферромагнитные регуляторы напряжения и тока, выполненные на не обладающих глубокими положительными обратными связями по току дросселях насыщения, не боятся ни динамических, ни статических перегрузок. Зато этим устройствам свойственны большие вес и габариты, инерционность, повышенные мощности блоков управления, низкий к. п. д. и др.

Исследования показали [Л. 1—20], что весьма перспективные статические преобразователи (в том числе регуляторы напряжения и тока) можно создать на основе импульсно-управляемых ферромагнитных устройств, представляющих собой определенные схемные комбинации полупроводниковых и ферромагнитных элементов с дискретным управлением.

При дискретном или импульсном управлении ферромагнитными элементами управляющее воздействие, изменяющее магнитное состояние сердечников и соответственно регулирующие электрические параметры выходной цепи, осуществляется не непрерывно, а импульсно и в определенные промежутки времени.

Все способы импульсного управления ферромагнитными элементами основаны на том, что те или иные цепи этих элементов замыкаются и размыкаются с определенной частотой и скважностью. При этом наиболее рационально обеспечивается постоянная составляющая индукции ферромагнитного сердечника (точнее, уставка начального значения его индукции в цикле перемагничивания на гистерезисной петле), когда энергия затрачивается «малыми порциями».

Для импульсного управления магнитными элементами требуется высокое быстродействие. Лучше, когда процессы коммутации происходят безынерционно, поэтому эффективными

реализация этих способов управления стала возможной с появлением транзисторных и тиристорных ключей.

Разработаны и исследуются импульсно-управляемые ферромагнитные регуляторы (ИУ ФМР), у которых коммутируются:

а) цепи подмагничивания от источника напряжения постоянного тока [Л. 21, 1, 12, 14, 16, 22—24];

б) цепи токовых обратных связей (чаще всего — по току гармоник) [Л. 4 и 12];

в) одновременно цепи источника подмагничивания и обратных связей [Л. 12];

г) обмотки переменного тока [Л. 5, 6, 10, 11, 15 и 25].

Ферромагнитные устройства, управляемые по пункту а), являются регуляторами тока, имеющими в разомкнутых системах типовые внешние характеристики, показанные на рис. 2,а. Устройства, управляемые по пунктам б) и в), обладают внешними характеристиками регулятора напряжения с хорошим токоограничением (рис. 2,б). Создание постоянной составляющей индукции коммутационным способом по пункту г) (без внешнего подмагничивания) дает регуляторы напряжения, внешние характеристики которых (рис. 2,в) имеют сравнительно слабое токоограничение.

Все характеристики на рис. 2 сняты опытно для ферромагнитных элементов с П-образными сердечниками из текстурованной стали Э-330, 0,35 мм при $U_1 = \text{const}$ и построены в относительных единицах действующих значений напряжения и тока нагрузки. Величина α , здесь характеризует длительность насыщенного состояния сердечников.

В целом каждый из названных выше типов ИУ ФМР обладает разными свойствами и регулировочными и внешними характеристиками, поэтому имеет самостоятельное назначение. Их удобно подразделять на два класса:

- 1) импульсно-подмагничиваемые ферромагнитные регуляторы — ИП ФМР, у которых выходные величины регулируются коммутацией цепей подмагничивания постоянным током;
- 2) импульсно-коммутируемые ферромагнитные регуляторы — ИК ФМР, у которых выходные величины регулируются только коммутацией обмоток переменного тока.

На рис. 3,а, б, в и г показаны типовые варианты принципиального исполнения ИП ФМР. Изменения во времени основных параметров этих регуляторов в установившихся режимах при активно-индуктивной нагрузке проиллюстрированы на рис. 3,д. Схемы построены на простейших магнитных элементах — дросселе насыщения (рис. 3,а) и лучшим варианте его исполнения — дроселе насыщения с совмещением обмоток переменного и постоянного тока (рис. 3,б, в и г). Подключение согласующих трансформаторов (автотрансформаторов) или их конструктивное объединение с дроссельными элементами [Л. 26], а также трехфазное исполнение схем ИП ФМР не отразится на существе излагаемых ниже рассуждений.

В схемах рис. 3,а и б импульсное управление ФМР осуществляется коммутацией цепи источника напряжения постоянного тока. Здесь характерно наличие вентиля В, шунтирующего цепь подмагничивания, и быстродействующего ключа К (транзисторного или тиристорного), включенного последовательно с источником нерегулируемого напряжения постоянного тока U_0 . Вентиль В выполняет две функции: защищает ключ К от перенапряжений при «размыкании» и осуществляет положительную обратную связь по току гармоник.

Впервые импульсное подмагничивание ФМР опробовано на усилителях с самонасыщением при использовании силовых полупроводниковых широтно-импульсных модуляторов (ШИМ) [Л. 21 и 27]. Был достигнут единственный эффект — полупроводниковому регулятору, управляющему током i_y , обеспечивался наимыгоднейший режим — ключевой. Однако применением ШИМ для управления ферромагнитными элементами без положительных обратных связей по току нагрузки приводило к явлениям противоречивым. Ключи работали в одной и той же системе или очень хорошо, обеспечивая нужные ФМР характеристики и большие коэффициенты усиления, или не давали никакого дополнительного эффекта по сравнению с непрерывным управлением.

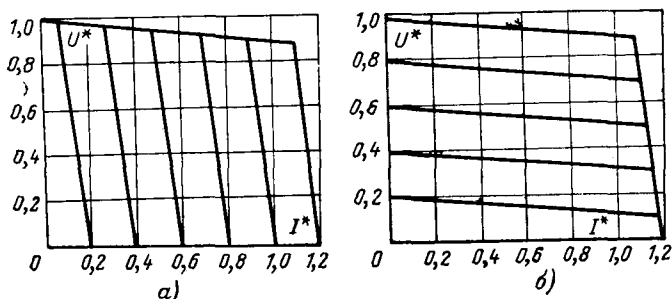


Рис. 1.

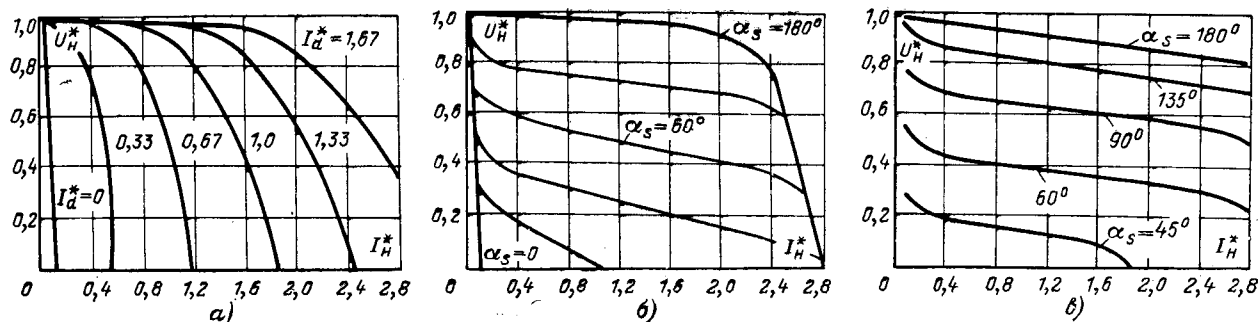


Рис. 2.

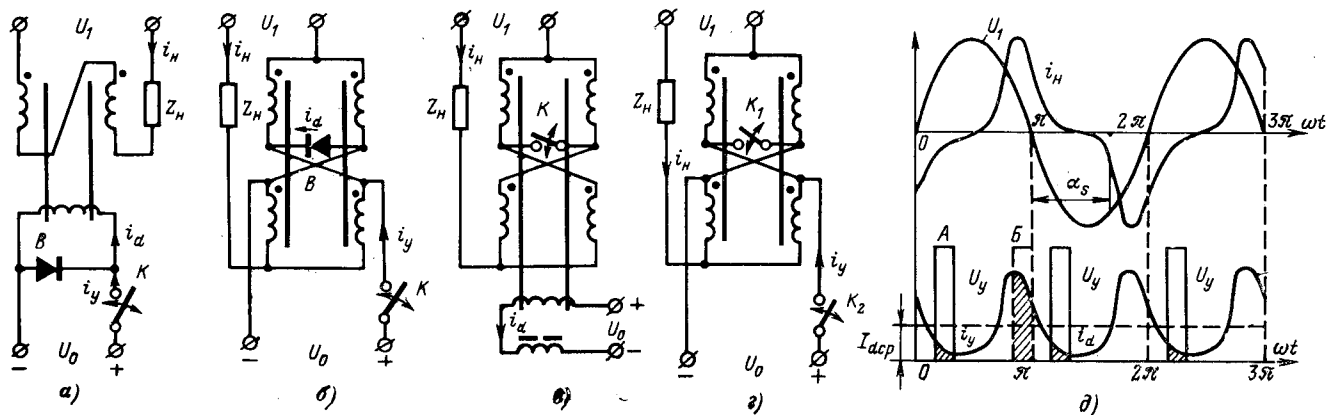


Рис. 3.

Исследования показали [Л. 2, 7, 8, 17 и 18], что основной причиной такой работы ключей являются токи гармоник цепей подмагничивания, амплитуда и фаза которых существенно зависят от многих факторов. Если неправильно сориентировать импульс выходного напряжения ШИМ по отношению к мгновенному значению тока переменной составляющей цепи подмагничивания магнитного элемента (см. рис. 3, д, позиции А и Б), то через ключ будет протекать очень большой ток i_y , что приведет к резкому уменьшению коэффициента усиления полупроводникового регулятора-ключа и к его тепловой перегрузке. Зависимость коэффициента усиления ФМР по мощности K_p от фазы расположения управляющих импульсов ψ по отношению к началу полупериодов питающего напряжения сети показаны на рис. 4 (здесь амплитуда и относительная длительность импульса γ приняты постоянными). Как видно, при одних и тех же параметрах управляющего импульса, коэффициент усиления ФМР может изменяться на порядок и более в зависимости от фазы импульса по отношению к нулю сети. В такой же степени изменяется ток i_y , протекающий через ключ от источника U_0 (см. рис. 3, д, позиции А и Б).

Для стабилизации коэффициента усиления ФМР предложен способ импульсного управления дросселями магнитными элементами [Л. 11], при котором управляющий импульс напряжения подается в цепь подмагничивания при минимуме

протекающего по ней тока (см. рис. 3, д, позиция А). Оптимальная частота следования управляющих импульсов кратна частоте основной гармоники тока подмагничивания: для однофазных и групповых трехфазных ФМР $f_{и} = 2f_{сети}$ для трехфазных $f_{и} = 3f_{сети}$.

Установлено [Л. 2, 8, 17 и 18], что если соблюдать указанные выше правила, то при напряжении импульса, равном среднему значению управляющего напряжения непрерывного характера, все статические и динамические характеристики идентичны, как для импульсного, так и для непрерывного принципов управления. При этом импульсное подмагничивание сохраняет дроссельным элементам характеристики регуляторов тока с естественными свойствами стабилизации тока нагрузки и защитой от перегрузок и коротких замыканий (см. рис. 2, а и б), а также дополнительно обеспечивает: увеличение коэффициента усиления по мощности в 25 раз и более; уменьшение габаритной мощности ШИМ в 10—20 раз; повышение общего к. п. д. системы на 2—3%, что очень важно для мощных регуляторов напряжения и тока.

Импульсное подмагничивание позволяет на основе ФМР с совмещенными обмотками создать регуляторы напряжения и тока нового типа [Л. 1 и 14], которые по технико-экономическим показателям превосходят все известные ферромагнитные устройства, а в ряде случаев оказываются лучше тиристорных и транзисторных регуляторов.

При подмагничивании непрерывным сигналом управления ферромагнитные устройства с совмещенными обмотками, самые простые по исполнению и экономичные, не нашли практического применения, так как имели низкие коэффициенты усиления и требовали включения в цепь постоянного тока дросселей фильтров или низковольтных и сильнотоковых источников напряжения, по массе и габаритам превосходящих сам регулятор. Импульсное подмагничивание [Л. 14] устраняет эти недостатки и ставит ДНС в число лучших регуляторов переменного тока.

Схемы импульсно-подмагничиваемых ФМР (рис. 3, а и б) отличаются большой инерционностью для возмущений со стороны цепи управления. Длительность переходных процессов у этих устройств такая же, как и у обычных дросселей насыщения [Л. 2]. Можно избавиться от этого недостатка, если

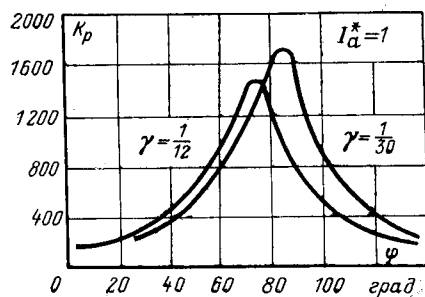


Рис. 4.



В магнитно-вентильных устройствах с искусственной коммутацией [Л. 9, 10, 15, 19 и 20] при активной нагрузке ключ

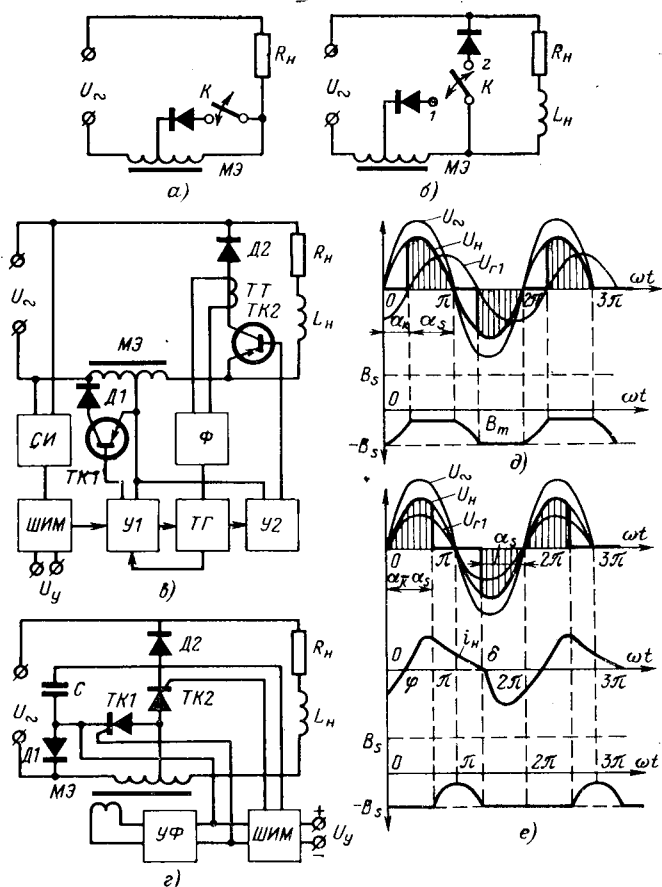


Рис. 6.

«замыкается» в начале каждого периода питающего напряжения на регулируемое время α_k длительностью не более полупериода, после чего он принудительно «размыкается» и остается в этом состоянии до начала очередного периода, обеспечивая диаграммы напряжений, показанные на рис. 6,е. Такие же диаграммы получаются и при активно-индуктивной нагрузке, но ключ при этом должен синфазно коммутировать две цепи (рис. 6,б) — магнитного элемента МЭ и нулевого вентилей [Л. 20].

Регуляторы на базе искусственно коммутируемых МВУ обеспечивают в нагрузке напряжение, все гармоники которого не имеют фазового сдвига относительно напряжения сети (см. первую гармонику на рис. 6,е). Это весьма важно для многих нагрузок переменного тока и для построения стабилизаторов напряжения в многофазных системах.

Схемы искусственно коммутируемых МВУ просты. Для примера на рис. 6,в, г приведены принципиальные схемы двухключевых регуляторов переменного напряжения на активно-индуктивной нагрузке (при активной нагрузке они еще проще [Л. 11]). Типовые узлы импульсной техники на рисунках обозначены квадратами.

Работу транзисторной двухключевой схемы МВУ, показанной на рис. 6,в, удобно рассматривать с начала положительного полупериода питающего напряжения $U_{\sim}$. В этот момент синхронизатор импульсов СИ вырабатывает прямоугольный импульс полупериодной длительности, который затем дифференцируется и в отпирающей полярности поступает на широтно-импульсный модулятор ШИМ, выполненный на базе ждущего мультивибратора, управляемого напряжением постоянного тока U_y .

С выхода ШИМ прямоугольный импульс, регулируемый по заднему фронту напряжением U_y , усиливается в У1 и открывает транзисторный ключ ТК1, который находится в проводящем состоянии на интервале от φ до α_k (см. рис. 6,е). В это время к нагрузке приложено напряжение сети (заштрихованная площадь U_n на рис. 6,е), магнитный элемент насыщается. При угле искусственной коммутации ТК1, равном α_k (устанавливается величиной U_y), с усилителя У1 на триггер

ТГ подается запускающий импульс, и с его выхода через усилитель У2 на переход эмиттер — база палевого транзистора ТК2 поступает прямоугольный импульс.

Таким образом, при $\omega t = \alpha_k$ ключ ТК1 запирается, а ТК2 открывается. Образуется контур $U_{\sim}$, ТК2, ТТ, Д2, где протекает ток нагрузки, поддерживаемый в прежнем направлении индуктивностью L_n . При этом к магнитному элементу МЭ приложено напряжение сети $U_{\sim}$, и он перемagnичивается по кривой $B_m = f(\omega t)$, показанной на рис. 6,е.

В момент $\omega t = (2\pi - \alpha_k) = \beta_k$ сердечник МЭ снова насыщается, образуя низкоомную цепь $U_{\sim}$, МЭ, ТК2, ТТ, Д2, что приводит к нарастанию тока через Д2, которое через трансформатор тока ТТ фиксируется формирователем Ф. Последний через триггер ТГ и усилители У1, У2 синфазно переключает ТК1 и ТК2 — первый закрывается, а второй открывается, образуя контур $U_{\sim}$, ТК1, Д1, $U_{\sim}$ для рекуперации в сеть реактивной энергии, запасенной в нагрузке. В следующий период процессы повторяются.

Один из вариантов двухключевого тиристорного искусственно-коммутируемого МВУ показан на рис. 6,г. В этой схеме в начале положительного полупериода напряжения сети $U_{\sim}$ широтно-импульсный модулятор ШИМ вырабатывает большой длительности запускающий импульс, который поступает на управляющий электрод тиристорного ключа ТК1. В момент перехода тока нагрузки через нуль (угол φ на рис. 6,е) ТК1 становится проводящим, образуя цепь $U_{\sim}$, Z_n , ТК1, Д1. При значении $\omega t = \alpha_k$ (эта уставка определяется значением U_y) по заднему фронту импульса с ШИМ запускается тиристорный ключ ТК2, и конденсатор С начинает перезаряжаться по цепи Д1, $U_{\sim}$, Z_n , ТК2, С, при этом ТК1 отключается.

Таким образом, при $\omega t = \alpha_k$ ключ ТК1 закрыт, ТК2 открыт, напряжение нагрузки близко нулю, а ее ток протекает по контуру Z_n , ТК2, Д2. Магнитный элемент МЭ перемagnичивается по кривой $B_m = f(\omega t)$, показанной на рис. 6,е. В момент насыщения МЭ при $\omega t = \beta_k = \pi - \alpha_k$ для напряжения сети образуется контур $U_{\sim}$, МЭ, ТК2, Д2, нарастание тока которого улавливается через отдельную обмотку МЭ (см. рис. 6,г) усилителем — формирователем УФ, который через ШИМ отпирает тиристор ТК1 и за счет перезаряда конденсатора С по цепи ТК2, ТК1, С запирает ТК2.

Запасенная в нагрузке энергия сначала отдается по цепи Z_n , ТК1, С, Д2, а затем, когда мгновенные значения напряжений конденсатора С и сети $U_{\sim}$ становятся равными, рекуперируется в сеть по контуру Z_n , ТК2, Д2, $U_{\sim}$. Далее процессы повторяются: при $\omega t = 2\pi + \alpha_k$ запирается ТК1, отпирается ТК2 и т. д. Форма тока нагрузки $i_n = f(\omega t)$ показана на рис. 6,е.

В настоящее время в литературе [Л. 9, 10, 19 и 20] частично отражены результаты исследований режимов работы, параметров и характеристик МВУ, а также разработаны методики их расчета. По своим регулировочным свойствам эти устройства являются безынерционными регуляторами напряжения, обеспечивающими при искусственной коммутации ключей [Л. 15] постоянный сдвиг основной (и любой другой) гармоники выходного напряжения.

Интересно, что выходное напряжение МВУ с искусственной коммутацией содержит как нечетные, так и четные гармоники, содержание которых зависит от угла коммутации ключевого элемента. Могут преобладать первые, вторые или третьи гармоники. Это позволяет на базе МВУ создавать безынерционные умножители частоты.

Наиболее перспективно практическое применение ИК ФМУ в качестве регуляторов — стабилизаторов напряжения переменного тока в мощных трехфазных системах. В числе конкретных электрических систем, выполненных на МВУ, можно назвать устройства, описанные в [Л. 3 и 11].

В целом, анализируя принципиальные возможности импульсно-управляемых ферромагнитных устройств, а также учитывая накопленный опыт их разработки и эксплуатации, можно не без оснований полагать, что они являются высокоэффективными регуляторами переменного тока и имеют большие перспективы практического применения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Завацкий Э. Г., Кобзев А. В., Обрусник В. П. Ферромагнитное подмagnичиваемое устройство. А. С. № 400003 (СССР). Опубликовано в бюл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1973, № 39.

2. Завацкий Э. Г., Кобзев А. В., Обрусник В. П. Динамические свойства импульсно-подмагничиваемых ФМР. Материалы VIII научно-технической конференции по вопросам автоматизации. Томск. Изд. ТГУ, т. II, 1974.
3. Зайцев А. И., Обрусник В. П., Кобзев А. В. Дискретно-управляемые магнитно-вентильные устройства для регуляторов стабилизаторов напряжения и тока.— В сб.: Повышение эффективности устройств преобразовательной техники, ч. 3. Киев, «Наукова Думка», 1972.
4. Захарова Е. Г., Захаров Н. В. Бесконтактный быстродействующий регулятор переменного тока.— В сб.: Электрический разряд в электротехнических установках, Чебоксары, ЧГУ, 1971.
5. Иванчук Б. Н., Липман Р. А., Рувинов Б. Я. Тиристорные усилители в схемах электропривода. М., «Энергия», 1966.
6. Иванчук Б. И., Липман Р. А., Рувинов Б. Я. Тиристорные и магнитные стабилизаторы напряжения. М., «Энергия», 1968.
7. Кобзев А. В., Обрусник В. П. Процессы и характеристики цепей импульсного подмагничивания ферромагнитных регуляторов.— В сб.: Теория и техника элементов автоматических устройств управления и контроля. Труды РРТИ, Рязань, 1972.
8. Кобзев А. В. Разработка и исследование импульсно-подмагничиваемых ферромагнитных устройств. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. Томск, 1972 (ТПИ).
9. Кобзев А. В., Обрусник В. П. Теория процессов дискретно-управляемых ферромагнитных устройств, не подмагничиваемых постоянным током.— «Изв. вузов СССР. Электромеханика», 1972, № 5.
10. Кобзев А. В., Обрусник В. П., Савков М. Г. Дискретное управление ферромагнитными устройствами без подмагничивания постоянным током.— «Изв. Томского политехнического института», 1972, т. 243.
11. Кобзев А. В., Обрусник В. П., Шадрин Г. А. Быстродействующий магнитно-полупроводниковый регулятор переменного напряжения. Материалы I итоговой научно-технической конференции Томского НИИ АЭМ.— В сб.: «Статические преобразователи. Изд-во ТГУ, Томск, 1973.
12. Обрусник В. П. Сравнительный анализ и классификация импульсно-управляемых ферромагнитных регуляторов напряжения и тока.— «Изв. Томского политехнического института», 1975, т. 285.
13. Обрусник В. П. Статические характеристики импульсно-управляемых ферромагнитных устройств. Материалы VIII научно-технической конференции по вопросам автоматизации. Томск, изд-во ТГУ, т. II, 1974.
14. Обрусник В. П., Кобзев А. В. Способ импульсного управления. А. С. № 245842 (СССР). Оpubл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1969, № 20.
15. Обрусник В. П., Кобзев А. В. Способ управления магнитно-полупроводниковым трансформатором с шунтом. А. С.

№ 276171 (СССР). Оpubл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1970, № 23.

16. Обрусник В. П., Кобзев А. В., Завацкий Э. Г. Стабилизированный источник питания для вентильных преобразователей.— «Электротехника», 1971, № 9.
17. Обрусник В. П., Кобзев А. В. Анализ процессов и расчет характеристик импульсно-подмагничиваемых ферромагнитных устройств.— «Электричество», 1973, № 7.
18. Обрусник В. П., Кобзев А. В. Физические процессы в ферромагнитных подмагничиваемых устройствах при импульсном управлении.— «Изв. Томского политехнического института», 1972, т. 243.
19. Обрусник В. П., Тырышкин М. А. Работа магнитно-полупроводникового трансформатора с шунтом на активно-индуктивную нагрузку. Материалы VIII научно-технической конференции по вопросам автоматизации. Томск, Изд-во ТГУ, т. II, 1974.
20. Обрусник В. П., Кобзев А. В., Коновалов Б. А., Лебедев Ю. М., Шадрин Г. А. Процессы в магнитно-полупроводниковых регуляторах с активно-индуктивной нагрузкой. Материалы VIII научно-технической конференции по вопросам автоматизации. Томск, Изд-во ТГУ, т. II, 1974.
21. Боровиков М. А., Инешин А. П., Севастьянов В. А. Анализ работы магнитного усилителя с самопосыщением, управляемого от широкоимпульсного модулятора.— «Изв. вузов СССР. Электромеханика», 1969, № 3.
22. Обрусник В. П., Кобзев А. В., Хайдунова Г. А. Стабилизатор напряжения с расширенным диапазоном стабилизации. Информационный листок Томского ЦНТИ, № 31—72.
23. Обрусник В. П., Кобзев А. В. и др. Статический преобразователь напряжения мощностью 150 квт. Информационный листок Томского ЦНТИ, № 30—72.
24. Обрусник В. П., Кобзев А. В., Земан С. К. Автоматизированный зарядный агрегат АЗАТ-2 для зарядки автомобильных аккумуляторов.— «Изв. Томского политехнического института», 1972, т. 243. Информ. листок Томского ЦНТИ, № 11—72.
25. Столяров И. М. Магнитные усилители с полупроводниковыми и магнитными ключами. М., «Энергия», 1965.
26. Бамдас А. М., Шапиро С. В. Трансформаторы, регулируемые подмагничиванием. М., «Энергия», 1965.
27. Севастьянов В. А., Инешин А. П., Есин А. И. Промежуточный полупроводниковый усилитель класса Д для системы регулируемых электроприводов с магнитными усилителями.— «Изв. Томского политехнического института», 1965, т. 153.
28. Обрусник В. П., Кобзев А. В. Промежуточные усилители для подмагничиваемых регуляторов. Доклады VI научно-технической конференции по вопросам автоматизации производства. Томск, Изд-во ТГУ, 1972.
29. Завацкий Э. Г., Обрусник В. П., Житков М. А. Стабилизированный трехфазный источник напряжения для питания ванн электролитного нагрева.— «Изв. Томского политехнического института», 1972, т. 243.

[18.7.1974]



Исследование свойств релейных защит с нелинейными преобразователями

СОМОВ И. Я.

Волгоград

В устройствах релейной защиты контролируемая величина подводится к измерительному органу, как правило, через соответствующий преобразователь [Л. 1]. Все преобразователи можно разделить на линейные и нелинейные. Примерами линейных преобразователей могут служить ненасыщенные трансформаторы тока, трансформаторы напряжения, делители напряжения и т. д. К нелинейным преобразователям относятся: насыщенные трансформаторы тока, дроссели, а также различные схемы, содержащие полупроводниковые и другие нелинейные элементы [Л. 2 и 3].

Нелинейные элементы и преобразователи используются для повышения коэффициента возврата и чувствительности реле [Л. 4].

Любое преобразование контролируемой величины, кроме линейного, влечет за собой изменение свойств защиты. Непосредственная связь свойств защиты с характером преобразования контролируемой величины дает возможность анализировать свойства защиты, опираясь не на ее конструктивные признаки, а на функцию преобразования используемого преобразователя. Естественно возникает вопрос об описании характера и степени влияния на свойства защит нелинейных преобразователей (НП) с различными функциями преобразования.

Из множества нелинейных функций преобразования, представляющих практический интерес, рассмотрим только одну, на примере которой и вытекающего из нее частного случая можно получить достаточный ответ на поставленный вопрос.

Реальные нелинейные преобразователи обладают определенным разбросом и нестабильностью параметров. Это может вызвать дополнительную погрешность в работе защиты. Разброс и нестабильность параметров НП учитываются его коэффициентом запаса. Кроме этого, для максимальных токовых защит с НП целесообразно отдельно учесть возможную неточность расчета рабочего максимального тока защищаемого объекта. Таким образом, кроме обычно используемых коэффициентов, в расчетные формулы защит с НП войдут $k_{з.п}$ — коэффициент запаса преобразователя и $k_{н.р}$ — коэффициент, учитывающий возможную неточность расчета рабочего максимального тока защищаемого объекта.

Заменим в общем случае сложную функцию преобразования (рис. 1) аппроксимирующей функцией

$$y = \begin{cases} k_1 x (x_n \geq x \geq 0); \\ k_2 (x - x_0) (x \geq x_n), \end{cases} \quad (1)$$

коэффициент нелинейности которой определяется величиной $k = \frac{k_2}{k_1}$, а координата x_n находится из условий $k_1 x = k_2 (x - x_0)$

при $k_1 \neq 0$:

$$x_n = \frac{x_0}{1 - \frac{1}{k}}. \quad (2)$$

Координата x_n и коэффициент нелинейности k варьируются при изменении расчетных условий или при регулировании преобразователя. Переход от одного значения x_n к другому влечет за собой изменение чувствительности защиты. Это же наблюдается и при изменении коэффициента нелинейности.

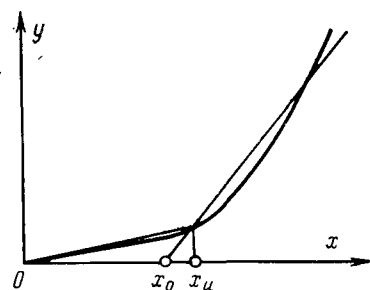


Рис. 1. Аппроксимация функции преобразования.

Анализ свойств максимальной токовой защиты (МТЗ) с НП удобно начать, положив $k_{н.р} = k_{з.п} = 1$. Согласно (1) и (2)

$$y_{н.б} = k_2 \left(1 - x_n \left(1 - \frac{1}{k} \right) \right); \quad (3)$$

$$y_{ср}^{от} = \frac{k_2}{k_n} y_{н.б} = \frac{k_2}{k_n} k_2 \left(1 - x_n \left(1 - \frac{1}{k} \right) \right); \quad (4)$$

$$y_{ср} = k_2 \left(\frac{x_{ср}}{k_n} - x_n \left(1 - \frac{1}{k} \right) \right), \quad (5)$$

где $y_{н.б}$ — выходная величина преобразователя при номинальном (рабочем максимальном) режиме защищаемого объекта; $y_{ср}^{от}$ и $y_{ср}$ — соответственно выходная величина преобразователя, от которой защита отстраивается и при которой срабатывает; k_n и k_b — соответственно коэффициент запаса и коэффициент возврата измерительного органа; $x_{ср}$ — кратность контролируемой величины, при которой срабатывает защита; k_n — коэффициент чувствительности защиты.

МТЗ с НП, имеющем функцию преобразования (1), обладает преимуществами перед обычной МТЗ при $x_n \neq 0$.

Из (4) и (5)

$$x_n = \frac{\frac{k_2}{k_n} - \frac{x_{ср}}{k_n}}{\left(1 - \frac{1}{k} \right) \left(\frac{k_2}{k_n} - 1 \right)}. \quad (6)$$

Следовательно, условие необходимости применения МТЗ с НП запишется как

$$\frac{k_2}{k_n} > \frac{x_{ср}}{k_n}. \quad (7)$$

Использование НП при $\frac{k_2}{k_n} \leq \frac{x_{ср}}{k_n}$ позволяет перейти к реле с более низким коэффициентом возврата.

Перейдем к анализу свойств максимальной токовой защиты с учетом $k_{н.р}$ и $k_{з.п}$. Поскольку функция преобразования представлена ломаной линией, состоящей из двух участков, то интересующие нас выражения придется записывать дважды.

При $k_{н.р} \geq x_n \geq 0$ и при $\frac{x_{ср}}{k_n} > x_n \geq k_{н.р}$ выражения для

$y_{н.б}$ и $y_{ср}^{от}$ соответственно приобретают вид:

$$y_{н.б} = k_{з.п} k_2 \left(k_{н.р} - x_n \left(1 - \frac{1}{k} \right) \right); \quad (8)$$

$$y_{ср}^{от} = \frac{k_2}{k_n} k_{з.п} k_2 \left(k_{н.р} - x_n \left(1 - \frac{1}{k} \right) \right); \quad (9)$$

$$y_{н.б} = k_{з.п} k_{н.р} k_1; \quad (10)$$

$$y_{ср}^{от} = \frac{k_2}{k_n} k_{з.п} k_{н.р} k_1. \quad (11)$$

Выражение (5) для $y_{ср}$ остается без изменения.

Чувствительность обычной МТЗ при заданных значениях k_n и k_b изменить нельзя. Достоинством защит с нелинейными преобразователями является возможность регулирования их чувствительности путем изменения параметров функции преобразования.

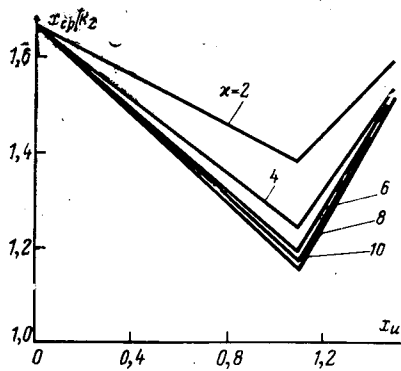


Рис. 2. Зависимость отношения $\frac{x_{ср}}{k_ч}$ от координаты $x_н$ при различных значениях коэффициента нелинейности.

Из (5) и (9) и (5) и (11) соответственно для $x_{ср}/k_ч$ и $k_в$ получаем:

$$\frac{x_{ср}}{k_ч} = \frac{k_з}{k_в} k_{з.п} k_{н.р} + x_{и} \left(1 - \frac{1}{\chi}\right) \left(1 - \frac{k_з}{k_в} k_{з.п}\right); \quad (12)$$

$$\frac{x_{ср}}{k_ч} = \frac{1}{\chi} \left(\frac{k_з}{k_в} k_{з.п} k_{н.р} + x_{и} (\chi - 1) \right); \quad (13)$$

$$k_в = \frac{k_з k_{з.п} \left(k_{н.р} - x_{и} \left(1 - \frac{1}{\chi}\right) \right)}{\frac{x_{ср}}{k_ч} - x_{и} \left(1 - \frac{1}{\chi}\right)}; \quad (14)$$

$$k_в = \frac{k_з k_{з.п} k_{н.р}}{\chi \frac{x_{ср}}{k_ч} - x_{и} (\chi - 1)}; \quad (15)$$

Выражения (12) — (15) показывают зависимость свойств защиты от параметров функции преобразования. Минимальные значения $\frac{x_{ср}}{k_ч}$ и $k_в$ имеют место при $x_{и} = k_{н.р}$:

$$\left(\frac{x_{ср}}{k_ч} \right)_{\min} = \frac{k_з}{k_в} k_{з.п} k_{н.р} - k_{н.р} \left(1 - \frac{1}{\chi}\right) \left(\frac{k_з}{k_в} k_{з.п} - 1 \right); \quad (16)$$

$$k_{в \min} = \frac{k_з k_{з.п} k_{н.р}}{\chi \frac{x_{ср}}{k_ч} - k_{н.р} (\chi - 1)}; \quad (17)$$

На рис. 2 и 3 показаны семейства зависимостей $x_{ср}/k_ч$ ($x_{и}$) и $x_{ср}/k_ч$ (χ) при $k_з = k_{з.п} = k_{н.р} = 1,1$ и $k_в = 0,8$.

Здесь полезно заметить, что результирующие выражения (12) — (17), полученные для защиты с нелинейным преобразователем, при $\chi = 1$ и $k_{з.п} = k_{н.р} = 1$ превращаются в известные соотношения для обычной защиты, которую в этом плане можно рассматривать как частный случай защиты с нелинейным преобразователем.

В (12) и (13) при $\chi \rightarrow \infty$ и $x_{и} = k_{н.р} x_{ср}/k_ч \rightarrow k_{н.р}$. Отсюда следует, что МТЗ с НП, имеющим функцию преобразования с $\chi = \infty$, может быть выполнена при кратности тока короткого замыкания $x_{ср} \geq k_ч k_{н.р}$. Условие $\chi = \infty$ в реальном преобразователе проще всего обеспечить равенством $k_1 = 0$. Положим в (1) $k_1 = 0$, тогда:

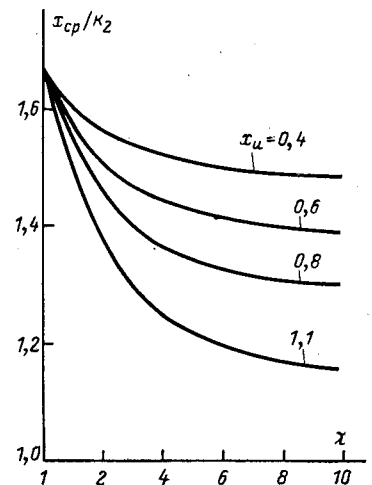
$$y = \begin{cases} 0 & (x \leq x_0); \\ k(x - x_0) & (x_{ср} \geq x \geq x_0). \end{cases} \quad (18)$$

Для (18) при $k_{н.р} \geq x_0 \geq 0$

$$y_{н.б} = k_{з.п} k (k_{н.р} - x_0); \quad (19)$$

$$y_{ср}^{от} = \frac{k_з}{k_в} k_{з.п} k (k_{н.р} - x_0); \quad (20)$$

Рис. 3. Зависимость от-
ношения $\frac{x_{ср}}{k_ч}$ от коэффи-
циента нелинейности при
различных значениях коор-
динаты $x_{и}$.



$$y_{ср} = k \left(\frac{x_{ср}}{k_ч} - x_0 \right). \quad (21)$$

Из (20) и (21)

$$\frac{x_{ср}}{k_ч} = \frac{k_з}{k_в} k_{з.п} (k_{н.р} - x_0) + x_0; \quad (22)$$

$$k_в = \frac{k_з k_{з.п} (k_{н.р} - x_0)}{\frac{x_{ср}}{k_ч} - x_0}. \quad (23)$$

Согласно (22) и (23) при $x_0 = k_{н.р} \left(\frac{x_{ср}}{k_ч} \right)_{\min} = k_{н.р}$, $k_{в \min} = 0$. Это предельные свойства, которые может придать нелинейный преобразователь максимальной токовой защите.

Можно показать, что в общем случае предельные свойства присущи МТЗ всегда, когда ее НП имеет функцию преобразования вида:

$$y = \begin{cases} 0 & (x_0 \geq x \geq 0); \\ \varphi(x) & (x_{ср} \geq x \geq x_0). \end{cases} \quad (24)$$

Здесь $\varphi(x)$ — любая возрастающая функция. Произвольность вида функции $\varphi(x)$ дает возможность выполнять МТЗ с предельной чувствительностью на реле с $k_в = 0$ при использовании различных НП, в том числе и простейших, например, мостовой схемы с одним нелинейным элементом, имеющим вольт-амперную характеристику с линейным начальным участком.

Частным случаем максимальной токовой защиты является защита от перегрузки. Если во всех результирующих выражениях положить $k_{н.р} = k_ч = 1$, то полученные выражения будут описывать свойства этой защиты.

Изложенный метод исследования свойств защит опирается на три понятия: 1) функция преобразования контролируемой величины; 2) условие отстройки; 3) условие срабатывания. Эти понятия можно положить в основу описания работы различных защит, поэтому предлагаемый метод относится не только к максимальной токовой защите, на примере которой он показан в данной работе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федосеев А. М. Основы релейной защиты. М., Госэнергоиздат, 1961.
2. Применение полупроводников в устройствах релейной защиты и системой автоматики. Под ред. И. И. Соловьева и А. М. Федосеева. М., «Высшая школа», 1962.
3. Фабрикант В. Л. Основы теории построения измерительных органов релейной защиты и автоматики. М., «Высшая школа», 1968.
4. Автоматические регуляторы возбуждения сильного действия для главных гидрогенераторов Асуанской ГЭС—Каир.—«Труды ВЭИ», 1968, вып. 78. Авт.: Герценберг Г. Р., Гушина Н. Б., Любарский В. Г. и др.

[25.4.1974]

Метод расчета колебаний тока возбуждения мощной бесщеточной синхронной машины при асинхронном пуске

ФЕДОРОВ В. Ф.

Ленинград

При асинхронном пуске синхронной машины с полупроводниковым (бесщеточным) возбуждением возникает тормозной момент [Л. 1]

$$m_z = i_{fn} (1 - s) r_a \frac{r_a^2 + (1 - s)^2 x_d^2 q}{[r_a^2 + (1 - s)^2 x_d x_q]^2},$$

обусловленный постоянной составляющей тока в контуре возбуждения, имеющем нелинейную характеристику. Анализ показывает, что тормозной момент имеет наибольшее значение при скольжении, близком, но не равном единице.

Особенно остро этот вопрос встает при создании бесщеточных систем возбуждения мощных синхронных компенсаторов, когда в процессе эксплуатации применение каких-либо дополнительных (не предусмотренных проектом) мероприятий затруднительно. Например, имел место случай, когда бесщеточный синхронный компенсатор мощностью 50 Мв·а со стержневой демпферной системой на роторе не запускался из-за недостаточности пускового момента, в то время как бесщеточные компенсаторы такой же мощности, но с массивными полюсами, легко пускались в ход.

Таким образом, при проектировании полупроводниковой диодной системы возбуждения синхронной машины необходимо в первую очередь правильно определить постоянную составляющую ее тока возбуждения, а затем суммарный пусковой момент.

Ниже дан метод расчета постоянной составляющей тока возбуждения на основе решения системы уравнений синхронной машины с использованием способа гармонической линеаризации нелинейных функций.

Переходный электромагнитный процесс в продольных контурах машины характеризуется следующей системой дифференциальных уравнений [Л. 2]:

$$\left. \begin{aligned} \dot{\psi}_d &= x_{ad} i_a + x_{ad} i_f + x_{ad} i_{\varphi d}; \\ u_f &= p x_{ad} i_a + (p x_f + r_a) i_f + p x_{ad} i_{\varphi d}; \\ r_0 &= p x_{ad} i_a + p x_{ad} i_f + (p x_{\varphi d} + r_{\varphi d}) i_{\varphi d}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где p — символ дифференцирования.

Сопротивление в контуре диодного бесщеточного возбуждения r_a зависит от направления тока, и в случае идеальных полупроводниковых вентилей согласно эквивалентным схемам (рис. 1) можно написать:

$$\left. \begin{aligned} r_a &= r_f \text{ при } i_f > 0; \\ r_a &= r_f (k + 1) \text{ при } i_f < 0, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где $k = r_n / r_f$ — кратность пускового сопротивления.

Испытания и опыт эксплуатации мощных синхронных компенсаторов показывают, что при пуске компенсатора к моменту начала его вращения аperiodический процесс в контуре возбуждения практически затухает. Поэтому для установившегося асинхронного режима решение уравнения (1) с учетом только постоянной составляющей и первой гармонической можно записать в виде:

$$i_f = i_{fn} + \Delta i_{fm} \sin \tau = i_{fn} + \Delta i_f, \quad (3)$$

где $\tau = st + \varphi$; s — скольжение; φ — начальный угловой сдвиг колебаний тока возбуждения.

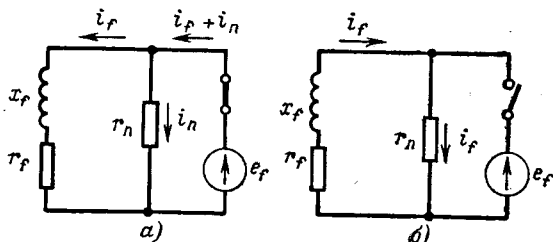


Рис. 1. Эквивалентные схемы цепи полупроводникового возбуждения.

u_f — приложенное к зажимам обмотки возбуждения напряжение; r_f — активное сопротивление обмотки возбуждения; r_n — активное сопротивление пускового сопротивления.

a — при $i_f > 0$; b — при $i_f < 0$.

Графическое изображение данного решения представлено на рис. 2.

Произведя гармоническую линеаризацию нелинейной функции $F(i_f) = i_f r_a$ в уравнении (1), представим эту функцию в виде двух составляющих: постоянной и линейно зависящей от тока возбуждения с гармоническими коэффициентами усиления для 1-й гармоники, определяемыми величиной колебания тока возбуждения [Л. 3]:

$$F(i_f) = F_0 + \left(q + \frac{q'}{s} p \right) i_f. \quad (4)$$

Коэффициенты, определяющие постоянную и переменную составляющие, находятся по формулам разложения нелинейной функции в ряд Фурье.

Постоянная составляющая нелинейной функции $F(t)$, характеризующая появление на зажимах обмотки возбуждения постоянного напряжения, определяется выражением:

$$F_0 = \frac{r_f}{2\pi} \left[\int_0^{\pi+\alpha} (i_{fn} + \Delta i_{fm} \sin \tau) d\tau + \int_{\pi+\alpha}^{2\pi-\alpha} (i_{fn} + \Delta i_{fm} \sin \tau) \times \right. \\ \left. \times (k+1) d\tau + \int_{2\pi-\alpha}^{2\pi} (i_{fn} + \Delta i_{fm} \sin \tau) d\tau \right]$$

которое после преобразований приводится к виду:

$$F_0 = a_1 i_{fn} - b_1 \Delta i_{fm}, \quad (5)$$

где

$$a_1 = r_f \left[1 + k \left(\frac{1}{2} - \frac{\alpha}{\pi} \right) \right]; \quad b_1 = \frac{r_f}{\pi} k \cos \alpha;$$

α — угловой сдвиг, определяющий время, в течение которого первая гармоника тока возбуждения успевает нарасти от нуля до величины, равной его постоянной составляющей (метод определения дается ниже).

Гармонические коэффициенты усиления q и q' , характеризующие эквивалентный коэффициент линеаризации нелинейной функции, подбираются таким образом, чтобы колебания падения напряжения в контуре возбуждения при линейной зависимости от тока в нем точно соответствовали 1-й гармонике несинусоидальных колебаний падения напряжения в контуре возбуждения при гармоническом изменении тока в этом контуре. Тогда по формуле разложения в гармонический ряд:

$$q = \frac{r_f}{\pi \Delta i_{fm}} \left[\int_0^{\pi+\alpha} i_f \sin \tau d\tau + \int_{\pi+\alpha}^{2\pi-\alpha} i_f (k+1) \sin \tau d\tau + \right. \\ \left. + \int_{2\pi-\alpha}^{2\pi} i_f \sin \tau d\tau \right] = a_2 - 2b_1 \frac{i_{fn}}{\Delta i_{fm}}, \quad (6a)$$

где

$$a_2 = r_f \left[1 + k \left(\frac{1}{2} + \frac{\sin 2\alpha}{2\pi} - \frac{\alpha}{\pi} \right) \right];$$

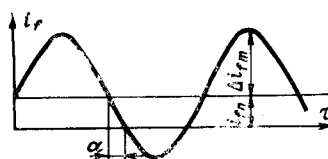


Рис. 2. Колебания тока возбуждения при установившемся асинхронном режиме бесщеточной синхронной машины.

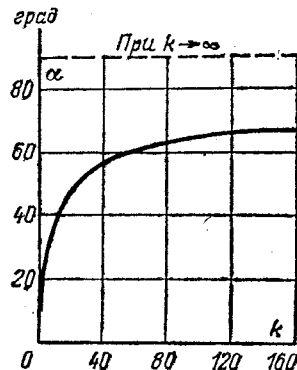


Рис. 3. Зависимость $k = f(\alpha)$.

$$q' = \frac{r_f}{\pi \Delta i_{fm}} \left[\int_0^{\pi+\alpha} i_f \cos \tau d\tau + \int_{\pi+\alpha}^{2\pi-\alpha} i_f (k+1) \cos \tau d\tau + \int_{2\pi-\alpha}^{2\pi} i_f \cos \tau d\tau \right] = 0. \quad (66)$$

Для мощной синхронной машины с малым значением активного сопротивления обмотки статора при асинхронном ходе можно с достаточной степенью точности записать:

$$\psi_d = u \cos st$$

или

$$\psi_d = u [\cos(st + \varphi) \cos \varphi + \sin(st + \varphi) \sin \varphi]. \quad (7)$$

Пользуясь выражением (3) в виде

$$\sin(st + \varphi) = \frac{\Delta i_f}{\Delta i_{fm}},$$

где $\Delta i_f = i_f - i_{fn}$ и производной этого выражения

$$\cos(st + \varphi) = \frac{p \Delta i_f}{s \Delta i_{fm}},$$

из (7) можно получить:

$$\psi_d = \frac{u}{\Delta i_{fm}} \left(\sin \varphi + \frac{\cos \varphi}{s} p \right) \Delta i_f. \quad (8)$$

Если для общности будем полагать, что на зажимы обмотки возбуждения синхронной машины подается постоянное по величине и знаку напряжение, то

$$u_f = u_{fn}. \quad (9)$$

Подставляя функцию $F(i_f)$ в (1) и решая эту систему относительно i_f , получаем:

$$i_f D_1(p) + F(i_f) D_2(p) = u_f M_1(p) + \psi_d M_2(p), \quad (10)$$

где

$$\begin{aligned} D_1(p) &= p^2 [x_d x_f x_{ad} + x_{ad}^2 (2x_{ad} - x_d - x_f - x_{ad})] + \\ &\quad + p r_{ad} (x_d x_f - x_{ad}^2); \\ D_2(p) &= M_1(p) = p (x_d x_{ad} - x_{ad}^2) + x_d r_{ad}; \\ M_2(p) &= p^2 (x_{ad}^2 - x_d x_{ad}) - p x_{ad} r_{ad}. \end{aligned}$$

После подстановки (4), (8) и (9) в уравнение (10) и преобразований с учетом (6) можно написать:

$$\begin{aligned} i_{fn} D_1(p) + F_0 M_1(p) + [D_1(p) + q M_1(p)] \Delta i_f = u_{fn} M_1(p) + \\ + \frac{u}{\Delta i_{fm}} \left(\sin \varphi + \frac{\cos \varphi}{s} p \right) M_2(p) \Delta i_f. \end{aligned} \quad (11)$$

Это уравнение можно разделить на два: для определения постоянной составляющей тока возбуждения

$$i_{fn} D_1(p) + F_0 M_1(p) = u_{fn} M_1(p); \quad (12)$$

для определения переменной составляющей

$$D_1(p) + q M_1(p) = \frac{u}{\Delta i_{fm}} \left(\sin \varphi + \frac{\cos \varphi}{s} p \right) M_2(p). \quad (13)$$

Подставляя $p=0$ в (12) имеем

$$F_0 = u_{fn}. \quad (14)$$

Решив совместно (5) и (14), получим выражение, которое позволит определить постоянную составляющую тока возбуждения:

$$i_{fn} = \frac{1}{a_1} (u_{fn} + b_1 \Delta i_{fm}). \quad (15)$$

Из (15) видно, что постоянная составляющая тока возбуждения обусловлена двумя факторами: наличием напряжения, приложенного к зажимам обмотки возбуждения, и колебательным процессом в нелинейном контуре возбуждения при асинхронном режиме. Обычно при асинхронном пуске $u_{fn}=0$ и постоянная составляющая тока возбуждения определяется только колебательным процессом при асинхронном режиме:

$$i_{fn} = \frac{b_1}{a_1} \Delta i_{fm}. \quad (16)$$

Решая (13) с учетом (6а) и (15), а затем для установившегося асинхронного режима заменяя $p=js$, получаем уравнение:

$$\begin{aligned} \Delta i_{fm} \left[D_1(js) + \left(a_2 - \frac{2b_1^2}{a_1} \right) D_2(js) \right] = \\ = 2b_1 u_{fn} D_2(js) + j u e^{-j\varphi} M_2(js), \end{aligned} \quad (17)$$

из которого определяются амплитуда и угловой сдвиг колебаний тока возбуждения при асинхронном пуске.

Из (17) видно, что колебания тока возбуждения при асинхронном режиме зависят от напряжений, приложенных к зажимам обмоток статора и возбуждения, и параметров синхронного компенсатора.

Полагая $u_{fn}=0$, из (17) после преобразований получаем выражение для определения амплитуды колебаний тока возбуждения:

$$\Delta i_{fm} = \frac{u M_2}{V(D'_1 + b D'_2)^2 + (D''_1 + b D''_2)^2}, \quad (18)$$

где

$$\begin{aligned} M_2 &= \text{mod } M_2(js); \\ D'_1 &= \text{Re } D_1(js); D'_2 = \text{Re } D_2(js); D''_1 = \text{Im } D_1(js); \\ D''_2 &= \text{Im } D_2(js); b = a_2 - \frac{2b_1^2}{a_1} \end{aligned}$$

Зависимость между постоянной составляющей и амплитудой колебаний тока возбуждения может быть представлена в виде $i_{fn} = \Delta i_{fm} \sin \alpha$ (рис 2). Подставляя это выражение в (15), после некоторых преобразований получаем соотношение:

$$\begin{aligned} \text{tg } \alpha = \frac{k}{\pi \left[1 + k \left(\frac{1}{2} - \frac{\alpha}{\pi} \right) \right]} = \\ = \frac{u_{fn}}{\Delta i_{fm} r_f \left[1 + k \left(\frac{1}{2} - \frac{\alpha}{\pi} \right) \right] \cos \varphi} \end{aligned} \quad (19)$$

с помощью которого можно определить угол α .

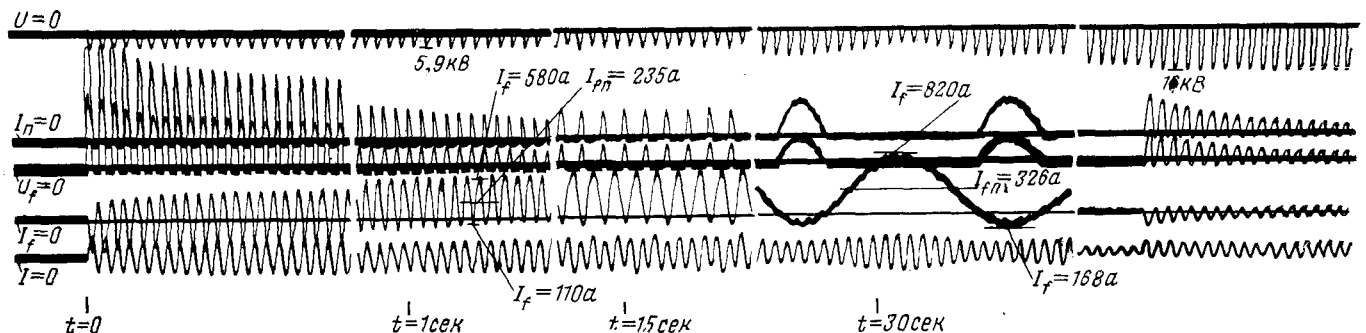


Рис. 4. Осциллограмма асинхронного пуска бесщеточного синхронного компенсатора КСВ-50000-11 с десятикратным пусковым сопротивлением.

U — напряжение статора компенсатора; I — ток статора; U_f — напряжение на зажимах обмотки возбуждения; I_f — ток возбуждения; I_{π} — ток пускового сопротивления.

При $u_{fn}=0$ выражение (19) значительно упрощается и приводится к виду:

$$k = \frac{\frac{1}{\pi} \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\left(\frac{1}{2} - \frac{\alpha}{\pi}\right) \operatorname{tg} \alpha}}{\quad} \quad (20)$$

Графическое изображение данного выражения представлено на рис. 3, из которого можно определить α при любой кратности пускового сопротивления.

Таким образом, порядок расчета постоянной составляющей тока возбуждения, обусловленной только асинхронным процессом, следующий: определяется угол α (20); для заданного значения скольжения (обычно для $s=1$) находится амплитуда колебаний тока возбуждения по (18); определяется постоянная составляющая тока возбуждения по (16).

Если к зажимам обмотки возбуждения компенсатора приложено внешнее напряжение $u_{fn} \neq 0$, расчет усложняется, однако в принципе может быть выполнен.

Расчеты, выполненные для бесщеточного синхронного компенсатора типа КСВ-50000-11 мощностью 50 000 кв. а, показывают, что при асинхронном пуске постоянная составляющая и амплитуда колебаний тока возбуждения компенсатора равны: 209 и 325 а при $s=1$ (см. приложение) и 306 и 476 а при $s=0,06$.

Полученные при асинхронном пуске бесщеточного синхронного компенсатора КСВ-50000-11 опытные данные (рис. 4) показывают, что постоянная составляющая и амплитуда колебаний тока возбуждения равны: при $s \approx 1$ (через 1 сек после начала пуска) 235 и 345 а и при $s=0,06$ (через 30 сек после начала пуска) 326 и 494 а соответственно.

Таким образом, предлагаемый метод расчета колебаний тока возбуждения, возникающих при асинхронном пуске бесщеточной синхронной машины, может быть использован в достаточно широком диапазоне скольжений в процессе пуска машины. Однако при очень малых скольжениях этот метод не дает достаточно точных результатов, так как он не учитывает изменения параметров от скольжения.

Приложение. Пример расчета колебаний тока возбуждения бесщеточного синхронного компенсатора КСВ-50000-11 при асинхронном пуске. Основные данные компенсатора и его пусковых элементов:

$S_n=50\,000$ кв. а; $U_n=10\,000$ в; $I_n=2620$ а;
 $n=750$ об/мин; $I_{fx,x}=292$ а; $I_{fn}=1200$ а; $U_{fn}=160$ в;

$x_d=2,7$; $x_{ad}=2,53$; $x_q=1,51$; $x'_d=0,48$; $x''_d=0,29$;
 $x_{sad}=0,18$; $x_{sf}=0,35$; $r_f=0,001$; $r_{ad}=0,0175$;
 $x_p=0,4$ (пусковой реактор); $x_T=0,08$ (трансформатор блока);
 $T''_d=0,062$ сек; $T'_d=1,63$ сек; $T_{d0}=9,1$ сек; $T''_q=0,08$ сек;
 $r_n=10r_f$ ($k=10$); напряжение статора $u=1,02$;
базисное значение тока возбуждения $I_{fb}=I_{fx,x}x_{ad}=292 \cdot 2,53=740$ а.

Так как тормозной момент является наибольшим при скольжении, близком к единице, то расчет ведется при $s=1$. Из (20): для $k=10$ $\alpha=41^\circ$ ($0,71$ рад.).

С помощью (5), (6а) и (18) определяются вспомогательные коэффициенты:

$$a_1=0,00374; b_1=0,0024; a_2=0,00531; b=0,0022.$$

Находим комплексные выражения для $\dot{D}_1$, $\dot{D}_2$, $\dot{M}_2$ и их элементов при $p=j$ с учетом того, что к x_d добавляются x_p и x_T :

$$\begin{aligned} D'_1 &= -1,0 + j0,0475; D'_1 = -1,0; D''_1 = 0,0475; \\ \dot{D}_2 &= 0,0565 + 2,2j; D'_2 = 0,0565; D''_2 = 2,2; \end{aligned}$$

$$\dot{M}_2 = 0,43 - j0,0443; M_2 = 0,43.$$

Из (18) определяем амплитуду колебаний тока возбуждения

$$\Delta i_{fm} = 0,438$$

или

$$\Delta I_{fm} = 325 \text{ а.}$$

С помощью (16) находим постоянную составляющую тока возбуждения, обусловленную пуском:

$$i_{fn} = 0,282$$

или

$$I_{fn} = 209 \text{ а.}$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лайбль Т. Теория синхронной машины при переходных процессах. М., Госэнергоиздат, 1957.
2. Урусов И. Д. Линейная теория колебаний синхронной машины. М.—Л., Изд. АН СССР, 1960.
3. Попов Е. П., Пальтов И. П. Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем. М., Физматгиз, 1960.

[29.11.1973]



УДК 621.314.21.017.22.001.24

Потери от циркулирующих токов в обмотках трансформаторов с транспозицией де Бюда при произвольном числе параллельных ветвей

Канд. техн. наук ДАЧЕВ А. П.

София

Транспозиция де Бюда [Л. 1—3] находит широкое применение в трансформаторостроении при одноходовых винтовых обмотках. В литературе рекомендуется применять эту схему в случаях, когда число параллельных проводов m кратно 4 ($m=4, 8, 12, 16, \dots$). Это ограничивает в некоторых случаях применение транспозиции де Бюда, поэтому представляет интерес исследование следующих вопросов:

оптимальное выполнение схем транспозиции, если число параллельных ветвей m не кратно 4;
определение потерь от циркулирующих токов для этих случаев;

анализ приемлемости применения схем транспозиции де Бюда, когда m не кратно 4.

Схемы выполнения транспозиции. Возможны следующие случаи:

- I. $m/4$ — целое число (ц. ч.), т. е. m — четное число, кратное 4;
- II. $(m \pm 2)/4$ — ц. ч., т. е. m — четное число, не кратное 4;
- III. $(m-1)/4$ — ц. ч.;

IV. $(m+1)/4$ — ц. ч., причем в случаях III и IV m — нечетное число.

При идеализированной картине поля длины всех участков транспозиций одинаковы ($\alpha=1/4$). Выполнение транспозиции для случая I описано в [Л. 3 и 4]. Возможны два варианта выполнения, показанные на рис. 1, а и б. Примерное выполнение транспозиции при $(m \pm 2)/4$ — ц. ч. (случай II) дано на рис. 1, в и г. На $1/4$ и $3/4$ длины обмотки выполняется общая транспозиция для каждой половины общего числа параллельных ветвей. В середине обмотки (после $w/2$ витков) выполняется групповая транспозиция четырех групп проводов. При этом крайние две группы содержат на один провод меньше (рис. 1, в) или больше (рис. 1, г), чем средние две группы. При идеализированной картине поля обе схемы эквивалентны, что можно непосредственно проверить, проследив позиции, занимаемые параллельными ветвями в радиальном направлении.

Примерное выполнение транспозиции де Бюда при $(m-1)/4$ — ц. ч. (случай III) и $(m+1)/4$ — ц. ч. (случай IV),

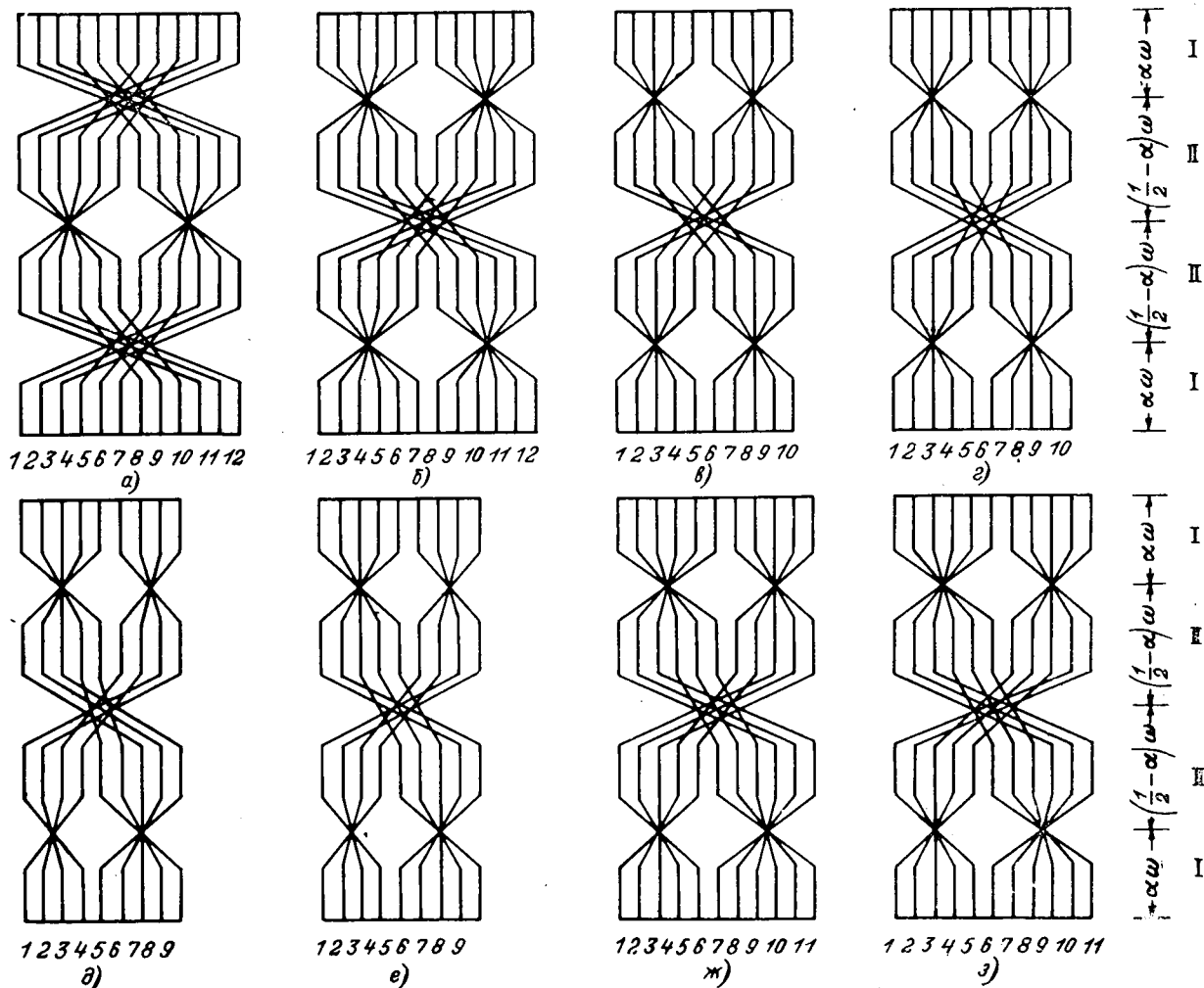


Рис. 1. Схемы транспозиции де Бюда.

а — при $m/4$ — ц. ч. (первый вариант выполнения); б — при $m/4$ — ц. ч. (второй вариант выполнения); в — при $(m \pm 2)/4$ — ц. ч. (первый вариант выполнения); г — при $(m \pm 2)/4$ — ц. ч. (второй вариант выполнения); д — при $(m-1)/4$ — ц. ч. (первый вариант выполнения); е — при $(m-1)/4$ — ц. ч. (второй вариант выполнения); ж — при $(m+1)/4$ — ц. ч. (первый вариант выполнения); з — при $(m+1)/4$ — ц. ч. (второй вариант выполнения); а — относительная длина крайних (I) участков транспозиций; $(1/2 - \alpha)$ — относительная длина средних (II) участков.

г. е. при нечетном числе параллельных проводов дано на рис. 1, д — з соответственно. При выполнении транспозиции в этих случаях следует соблюдать следующие правила:

1) на $1/4$ длины обмотки параллельные провода подразделяют на две группы, отличающиеся на один провод и выполняют общую транспозицию для каждой группы; на $3/4$ длины обмотки выполняют то же, однако группы верхней и нижней половин обмотки, содержащие одинаковое число параллельных проводов, располагаются по диагонали;

2) в середине обмотки (после $w/2$ витков) выполняют групповую транспозицию четырех групп проводов; 3 из них содержат одинаковое число параллельных проводов, а четвертая имеет на один провод больше — для случая III согласно рис. 1, д и е соответственно на один провод меньше — для случая IV согласно рис. 1, ж и з; расположенные по диагонали половины обмотки с четным числом проводов меняют две группы с одинаковым числом проводов; расположенные по диагонали половины обмотки с нечетным числом проводов меняют две группы, отличающиеся на один провод; при этом взаимное расположение этих двух групп не имеет значения для потерь от циркулирующих токов при идеализированной картине поля.

Описанные схемы транспозиции оптимальны и гарантируют наименьшие потери от циркулирующих токов в обмотке при данном числе параллельных ветвей.

Символические схемы транспозиции де Бюда при произвольном числе параллельных ветвей. Понятие «символическая схема транспозиции» введено в [Л. 4, 5 и 10] для характе-

ристики свойств данной перестановки, причем нет необходимости чертить схему транспозиции. Символическая схема является указателем порядка записи номеров позиции (с 1 до m) для отдельных параллельных ветвей в виде таблицы. С помощью символической схемы можно легко вывести общие формулы для определения номеров позиций в радиальном направлении всех параллельных ветвей.

Символическая схема транспозиции для случая I показана на рис. 2, а. Для перестановок, показанных на рис. 1, а и б, символическая схема имеет следующий вид:

1	6	9	10	I	подгруппа с четырьмя параллельными ветвями
2	5	8	11	II	То же
3	4	7	12	III	„

Число столбцов в символической схеме равно числу участков транспозиций n_t (в данном случае $n_t=4$). Число строк равно m/n_t . Цифры в каждой строке показывают номера положений (позиций) в радиальном направлении, занимаемых проводами на разных участках. Под «подгруппой» данной транспонированной обмотки (при определенном варианте выполнения) надо понимать совокупность всех параллельных ветвей, которые занимают одни и те же положения в радиальном направлении, но в разной последовательности.

Символические схемы для случаев II, III и IV даны на рис. 2, б — г соответственно. Основное различие между символическими схемами для случая $m/4$ — ц. ч. и для случаев $m/4$ — не ц. ч. состоит в том, что в первом случае числа с 1 до m пишутся без повторения, а номера позиций параллельных

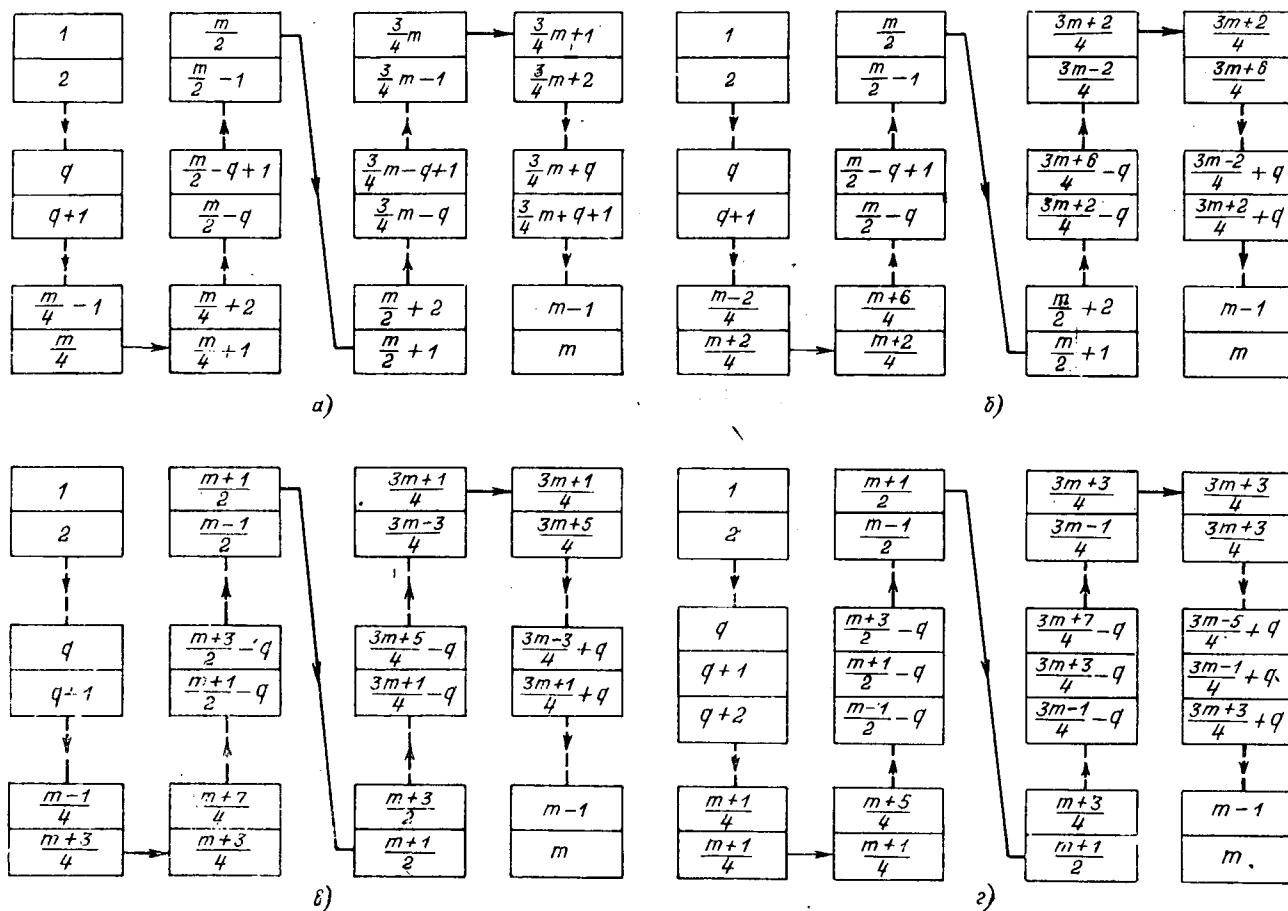


Рис. 2. Символические схемы транспозиции де Бюда.

а — при $m/4$ — ц. ч.; б — при $(m \pm 2)/4$ — ц. ч.; в — при $(m-1)/4$ — ц. ч.; г — при $(m+1)/4$ — ц. ч.

ветвей данной подгруппы расположены только в одной строке, тогда как в остальных случаях некоторые числа с 1 до m повторяются в символической схеме, а номера позиций параллельных ветвей, принадлежащих данной подгруппе, могут находиться не только в одной, но и в разных строках.

На рис. 3 показано схематическое определение положений параллельных ветвей отдельных подгрупп. Точки отмечают числа с 1 до m , написанные в соответствии с символическими схемами на рис. 2, а линии a , b , c и d определяют положения параллельных ветвей данной подгруппы. Для случая I линии a (рис. 3,а), число которых равно $m/4$, определяют подгруппы, каждая из которых содержит четыре параллельные ветви. Для случая II линии a (рис. 3,б), число которых равно $(m+2)/4$ и линии b с общим числом, равным $(m-2)/4$, определяют подгруппы, содержащие две параллельные ветви. Для случая III линии a (рис. 3,в), число которых равно $(m+3)/4$, определяют подгруппы, содержащие одну параллельную ветвь; линии b с общим числом $(m-1)/4$ определяют подгруппы, содержащие тоже одну ветвь, а линии c , число которых равно $(m-1)/4$, определяют подгруппы, содержащие две параллельные ветви. Для случая IV линии b (рис. 3,г) с общим числом, равным $(m+1)/4$, определяют подгруппы, содержащие две ветви; линии c , число которых равно $(m+1)/4$, определяют подгруппы, содержащие одну параллельную ветвь, и линии d , число которых равно $(m-3)/4$, определяют все подгруппы, содержащие тоже одну параллельную ветвь.

В качестве примера составлена символическая схема транспозиции на рис. 1, ж и з (IV случай) при $m=11$ в соответствии с рис. 2,г.

1	6	9	9
2	5	8	9
3	4	7	10
3-4		6	11

В соответствии с рис. 3,г параллельные ветви данной подгруппы займут положения, определяемые номерами:

Линии b	1—6—8—9	(2 ветви)	I подгруппа
	2—5—7—10	(2 ветви)	II то же
	3—4—6—11	(2 ветви)	III " "
Линии c	1—5—9—9	(1 ветвь)	IV " "
	2—4—8—10	(1 ветвь)	V " "
	3—3—7—11	(1 ветвь)	VI " "
Линии d	1—5—8—10	(1 ветвь)	VII " "
	2—4—7—11	(1 ветвь)	VIII " "

Определение потерь от циркулирующих токов в обмотках с транспозицией де Бюда при произвольном числе параллельных ветвей. Коэффициент добавочных потерь от циркулирующих токов в процентах основных потерь определяется выражением [Л. 4 и 6]:

$$k_{\text{ц}} = 100 \left(\frac{a_{\text{вз}}}{a} \right)^2 \xi^2 f(m), \quad (1)$$

где

$$f(m) = \frac{1}{m} \sum_{q=1}^m (e_{\text{ср}} - e_q)^2 = \frac{1}{m} \sum_{q=1}^m e_q^2 - e_{\text{ср}}^2. \quad (2)$$

В этих формулах a , $a_{\text{вз}}$ — радиальный размер (в направлении, перпендикулярном вектору потока рассеяния) неизолированного и изолированного провода соответственно; ξ — приведенный размер провода [Л. 4] (безразмерный коэффициент);

$$\xi = a \sqrt{\frac{\omega \mu_0}{2\rho} \frac{\sum b}{l} k_R}, \quad (3)$$

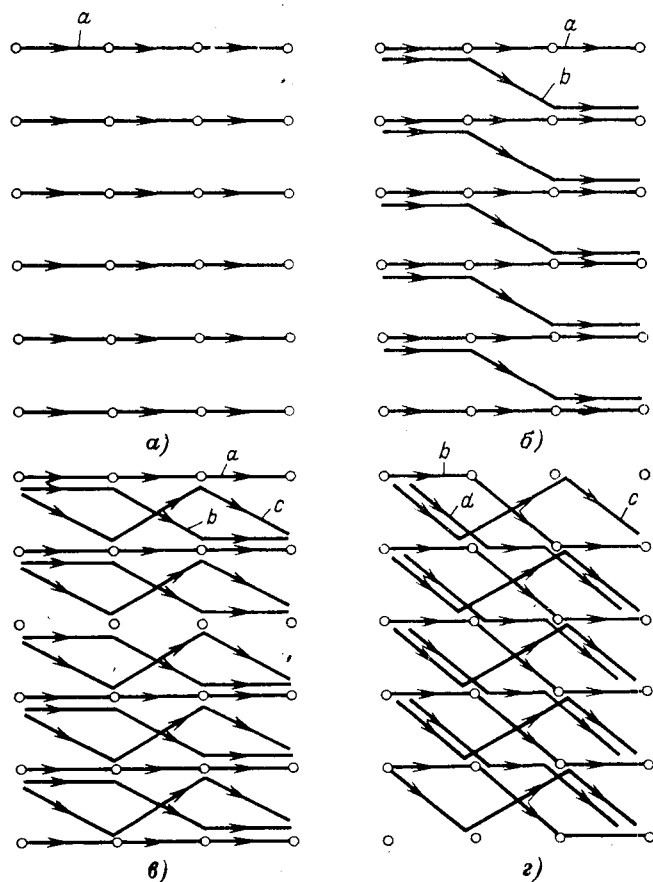


Рис. 3. К определению позиций параллельных проводов соответствующих подгрупп для символических схем на рис. 2.

где ω — условная частота; μ_0 — магнитная постоянная; ρ — удельное электрическое сопротивление; Σb — суммарный размер проводников обмотки в направлении вектора индукции; l — размер обмотки в направлении вектора индукции поля; k_R — коэффициент Роговского [Л. 4]; e_q — условная (приведенная) э. д. с. q -той параллельной ветви, индуктированная в контуре, образуемом базисной ($q=1$) и рассматриваемой ветвями q ; e_q — безразмерный параметр [Л. 4 и 6]; e_{cp} — среднее арифметическое значение всех условных э. д. с.

Для случая I ($m/4$ — ц. ч.) действительно выражение [Л. 4 и 6]:

$$f(m) = \frac{1}{45} \left[\left(\frac{m}{4} \right)^2 - 1 \right] \left[\left(\frac{m}{8} \right)^2 - 1 \right]. \quad (4)$$

Определение коэффициента k_d при $(m \pm 2)/4$ — ц. ч. (случай II). На основании символической схемы транспозиции (рис. 2, б и 3, б) можно написать номера позиций в общем виде для ветвей всех подгрупп. Для подгрупп, определенных горизонтальными линиями a (рис. 3, б), номера позиций следующие:

$$q; \frac{m}{2} - q + 1; \frac{3m+6}{4} - q; \frac{3m-2}{4} + q; \quad \left(q = 1 \div \frac{m+2}{4} \right).$$

Для подгрупп, определенных ломаными линиями b (рис. 3, б), номера позиций следующие:

$$q; \frac{m}{2} - q + 1; \frac{3m+2}{4} - q; \frac{3m+2}{4} + q; \quad \left(q = 1 \div \frac{m-2}{4} \right).$$

При идеализированной картине поля условная э. д. с. данной q -той нетранспонированной ветви обмотки, лежащей

в собственном поле рассеяния, определяется выражением [Л. 4 и 6]:

$$e_q = q(q-1), \quad (5)$$

а средняя э. д. с. всех параллельных ветвей независимо от способа транспозиции — выражением:

$$e_{cp} = \frac{m^2 - 1}{3}. \quad (6)$$

При этих предпосылках условные э. д. с. параллельных ветвей, определенных линиями a и b на рис. 3, б, будут:

$$e_{qI} = \frac{1}{4} \left[q(q-1) + \left(\frac{m+2}{2} - q \right) \left(\frac{m}{2} - q \right) + \left(\frac{3m+6}{4} - q \right) \left(\frac{3m+2}{4} - q \right) + \left(\frac{3m-2}{4} + q \right) \left(\frac{3m-6}{4} + q \right) \right]; \quad (7)$$

$$e_{qII} = \frac{1}{4} \left[q(q-1) + \left(\frac{m+2}{2} - q \right) \left(\frac{m}{2} - q \right) + \left(\frac{3m+2}{4} - q \right) \left(\frac{3m-2}{4} - q \right) + \left(\frac{3m+2}{4} + q \right) \left(\frac{3m-2}{4} + q \right) \right]. \quad (8)$$

Тогда на основании уравнения (2) можно написать:

$$f(m) = \frac{2}{m} \left[\sum_{q=1}^{\frac{m+2}{4}} e_{qI}^2 + \sum_{q=1}^{\frac{m-2}{4}} e_{qII}^2 \right] - e_{cp}^2. \quad (9)$$

Подставляя выражения (6)–(8) в уравнение (9), получаем после соответствующих преобразований:

$$f(m) = \frac{1}{2880} \left[\left(\frac{m}{2} \right)^2 - 1 \right] \left[\left(\frac{m}{2} \right)^2 + 11 \right]. \quad (10)$$

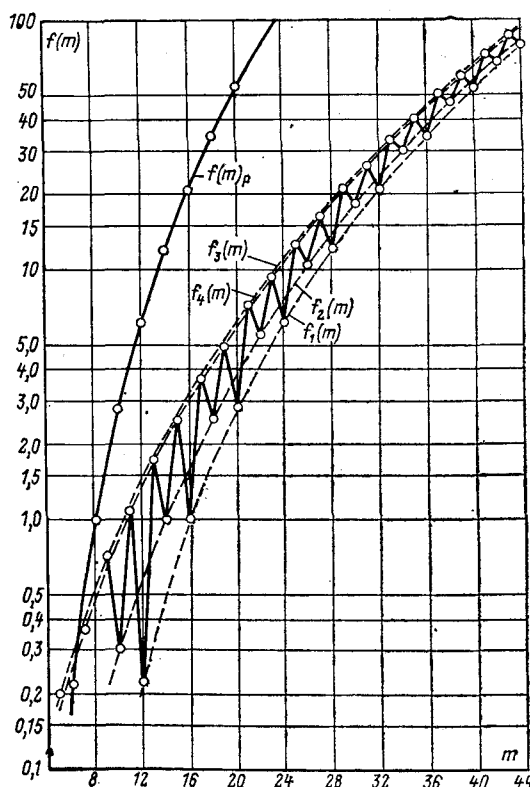


Рис. 4. Значения функции $f_1(m)$ при $m/4$ — ц. ч., $f_2(m)$ при $(m \pm 2)/4$ — ц. ч., $f_3(m)$ при $(m-1)/4$ — ц. ч. и $f_4(m)$ при $(m+1)/4$ — ц. ч. для транспозиции де Бюда и $f(m)_p$ — для транспозиции Палуева при $m/2$ — ц. ч.

По уравнению (1) можно определить и коэффициент $k_{\text{ц}}$. Уравнение (10) можно получить также и по методу, описанному в [Л. 7].

Определение коэффициента $k_{\text{ц}}$ при $(m-1)/4$ — ц. ч. (случай III) и при $(m+1)/4$ — ц. ч. (случай IV). Выражения для $f(m)$ в указанных случаях определяются аналогично случаю II с помощью символических схем транспозиции (рис. 2, в, г и з) или по методу, описанному в [Л. 7]. После соответствующих преобразований получаются следующие результаты: при $(m-1)/4$ — ц. ч. (случай III):

$$f(m) = 2164,5273 \cdot 10^{-8} m^4 + 3,6474602 \cdot 10^{-6} m^3 + 66,370872 \cdot 10^{-4} m^2 + 0,496398 \cdot 10^{-2} m - 0,004731; \quad (11)$$

при $(m+1)/4$ — ц. ч. (случай IV):

$$f(m) = 2172,4601 \cdot 10^{-8} m^4 - 1,741037 \cdot 10^{-6} m^3 + 67,778073 \cdot 10^{-4} m^2 - 0,460621 \cdot 10^{-2} m + 0,00571. \quad (12)$$

Если определить добавочные потери от циркулирующих токов для случаев I—IV при реальной картине поля, для $f(m)$ получаются большие значения, чем определенные при идеализированной картине поля [Л. 6]. Однако, как показано в [Л. 8], реальные добавочные потери можно практически свести к полученным при идеализированной картине поля путем соответствующего удлинения крайних и укорочения средних участков транспозиций ($\alpha \approx 0,2625$). Варианты, выполненные по рис. 1, б и г, более устойчивы к искажениям поля, чем соответствующие варианты по рис. 1, а и в [Л. 8].

Сравнение потерь от циркулирующих токов в обмотках трансформаторов с транспозицией де Бюда в зависимости от числа параллельных ветвей. На основании уравнений (4), (10)—(12) на рис. 4 даны кривые значения функции $f(m)$ для транспозиции де Бюда в зависимости от числа параллельных ветвей m . Кривая $f_1(m)$ относится к случаю I выполнения транспозиции де Бюда ($m/4$ — ц. ч.), кривая $f_2(m)$ — случаю II $[(m \pm 2)/4$ — ц. ч.], кривая $f_3(m)$ — к случаю III $[(m-1)/4$ — ц. ч.] и кривая $f_4(m)$ — к случаю IV $[(m+1)/4$ — ц. ч.].

Для сравнения даны и значения функции $f(m)_P$ для транспозиции Палуева, определенные по формуле [Л. 4 и 5]:

$$f(m)_P = \frac{1}{45} \left[\left(\frac{m}{2} \right)^2 - 1 \right] \left[\left(\frac{m}{4} \right)^2 - 1 \right]. \quad (13)$$

Выражение (13) действительно, если m — четное число.

Так как значения $f(m)$ для транспозиции де Бюда изменяются скачкообразно в зависимости от m , на рис. 4 функция

$f(m)$ представлена ломаной сплошной линией. Из рис. 4 видно, что при $m/4$ — ц. ч. потери от циркулирующих токов минимальны. При $m/4$ — не ц. ч. эти потери растут, но остаются меньше, чем потери в обмотках с транспозицией Палуева (кривая $f(m)_P$).

Выполнение транспозиции де Бюда в случаях II $[(m \pm 2)/4$ — ц. ч.] имеет то преимущество по сравнению со случаями III и IV, что добавочные потери от циркулирующих токов меньше и приближаются к оптимальному случаю I; кроме того, в этом случае схема транспозиции симметрична (см. рис. 1, в и г) и исключает ошибки в производстве.

На основании проведенных исследований можно сделать вывод, что транспозицию де Бюда можно применять без особых затруднений при любом четном числе параллельных проводов. Рекомендуется применять схемы на рис. 1, б и г.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Buda R. G. de. Winding transposition for electrical apparatus. US — Patent N 2710380. Canadian Patent № 522355.
2. Buda R. G. de. New transpositions in power transformer windings. IRE National convent. Rec. v. 6, № 2, 1958.
3. Лейтес Л. В. Добавочные потери. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. Под ред. Крайза А. Г., вып. 5. М., Госэнергоиздат, 1960.
4. Дачев А. Специални силови трансформатори. София, «Техника», 1967.
5. Дачев А. П. Способ перестановки одноходовых однослойных обмоток сверхмощных трансформаторов. — «Электротехника», 1968, № 7.
6. Datscheff A. P. Ermittlung der Ausgleichstromverluste in Transformatorenwicklungen unter Berücksichtigung des tatsächlichen Streufeldverlaufes. — ETZ — A, 1970, H. 11, S. 632—635.
7. Дачев А. Определяне на коефициента на добавъчни загуби от циркулационни токове в общ вид за трансформаторни намотки, лежащи в собствено поле на разсейване. Трудове на НИПКИЕП, т. III, 1967.
8. Datscheff A. P. Über die optimale Ausführung der Verdrehung nach R. G. de Buda bei Transformatorenwicklungen. — ETZ-A, 1972, H. 4, S. 190—194.
9. Дачев А. П. Добавъчни загуби от циркулационни токове в трансформаторните намотки. Диссертация на соиск. учен. степени канд. техн. наук, ВМЕИ, София, 1971.
10. Лейтес Л. В. Токи в параллельных ветвях обмоток трансформаторов и реакторов. — «Электричество», 1973, № 4. [25.11.1974]



УДК 621.3.015.001.24

Определение начальных напряженностей для электродов сложной формы

РУСИН Ю. С.

Ленинград

Определение начальных напряженностей для электродов сложной формы рассматривается в [Л. 1—3]. В сообщении приводится еще один способ нахождения указанного параметра.

Для поверхности электрода, имеющей радиус кривизны r_0 , напряженность электрического поля вблизи рассматриваемой точки [Л. 1, 3 и 4]

$$E_n = E_{0n}(r_0/r)^n, \quad (1)$$

где r — расстояние, отсчитываемое от центра кривизны по нормали к поверхности электрода.

Параметр n для систем, состоящих из одного или двух электродов, лежит в пределах $0 \leq n \leq 1$ для плоского поля и $n \leq 2$ для трехмерного поля.

Назовем исходной системой электродов (ИСЭ) систему, для которой $n=2$ и начальная напряженность поля E_{02} может быть вычислено по формулам [Л. 1]. Тогда для заданной системы ($n \neq 2$) и исходной системы электродов

$$\left. \begin{aligned} E_n &= E_{0n}(r_0/r)^n; \\ E_2 &= E_{02}(r_0/r)^2; \\ m &= \frac{E_{0n}}{E_{02}}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Значение m можно определить из условия самостоятельности разряда [Л. 3]:

$$\int_{r_0}^{r_{1n}} \alpha_{\text{эф}} dr = K; \quad \alpha_{\text{эф}} = a \delta \left(\frac{E_n}{\delta} - c \right)^2, \quad (3)$$

где δ — относительная плотность воздуха; a , c , K — постоянные.

Значение радиуса r_{1n} , ограничивающего зону ионизации, для каждой системы находится из условия $\alpha_{\text{эф}}=0$ и оказывается равным

$$r_{1n} = r_0 m^{1/n} x^{2/n}; \quad x = \frac{r_{12}}{r_0} = \sqrt{\frac{E_{02}}{\delta c}}. \quad (4)$$

Используя выражения (1)—(4), после интегрирования и преобразований получаем:

$$\frac{m^2 x^3}{2n-1} - \frac{2mx}{n-1} + \frac{2n^2 m^{1/n} x^{(2-n)/n}}{(n-1)(2n-1)} - \frac{8+x^3-6x}{3} = 0. \quad (5)$$

Решение (5) для различных x и n приводится на рис. 1, а.

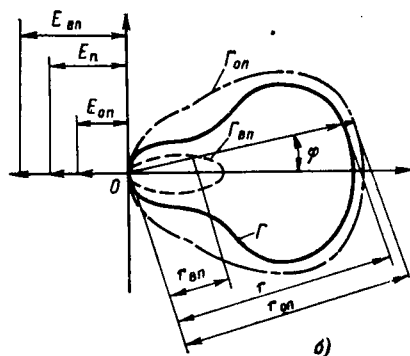
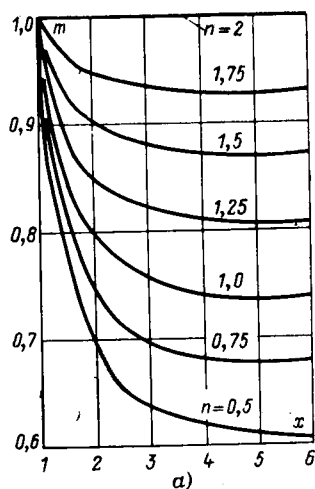


Рис. 1.

Приложение. Аппроксимация рассматриваемого поля выражением (1) может быть выполнена с использованием так называемого коэффициента однородности, представляющего собой отношение максимальной напряженности поля к средней [Л. 1]. При этом основную трудность представляет определение максимальной напряженности поля, т. е. напряженности поля на поверхности электрода в точке, имеющей радиус кривизны r_0 . Точное определение максимальной напряженности поля является в общем случае сложной задачей, далеко не всегда разрешимой в конечном виде. Ниже приводится способ оценки этого поля, заключающийся в определении границ, внутри которых лежит истинное значение напряженности поля, что для многих практических случаев является достаточным.

Пусть имеется электрод, представляющий собой аксиально-симметричную поверхность, образованную вращением контура Γ вокруг оси симметрии системы (рис. 1,б). Для определенности примем, что в точке 0 электрод имеет наименьший радиус кривизны r_0 (в этой точке, очевидно, ожидается наибольшая напряженность поля). Уравнение линии контура Γ зададим в полярных координатах $r = r(\varphi)$ ($0 \leq \varphi \leq \frac{\pi}{2}$).

Тогда напряженность поля в точке 0 ($\varphi = \pi/2$)

$$E_n \left(\varphi = \frac{\pi}{2} \right) = \frac{1}{\varepsilon} \int_0^{\pi/2} \sigma(\varphi) \sqrt{r^2 + r'^2} \cos \varphi \sin \varphi \frac{d\varphi}{r}, \quad (6)$$

где $\sigma(\varphi)$ — плотность электрического заряда в фиксированной точке контура; $r' = dr/d\varphi$.

Поскольку электрод эквипотенциален (его потенциал равен U_0), то и в точке 0 потенциал его будет равен U_0 и определится выражением:

$$U \left(\varphi = \frac{\pi}{2} \right) = U_0 = \frac{1}{2\varepsilon} \int_0^{\pi/2} \sigma(\varphi) \sqrt{r^2 + r'^2} \sin \varphi d\varphi. \quad (7)$$

Применяя к (6) теорему о среднем с учетом (7), получаем:

$$E_n \left(\varphi = \frac{\pi}{2} \right) = U_0 \left(\frac{2 \cos \varphi}{r} \right)_{\varphi=\varphi_0}. \quad (8)$$

Формула (8), очевидно, переходит в равенство только в некоторой фиксированной точке $\varphi = \varphi_0$ ($0 \leq \varphi_0 \leq \frac{\pi}{2}$). Опишем вокруг заданного контура Γ и впишем в него два новых контура $\Gamma_{оп}$ и $\Gamma_{вп}$ соответственно так, чтобы последние касались контура Γ в точке 0. Из рис. 1,б нетрудно видеть, что для любого значения φ будет соблюдаться следующее неравенство:

$$\frac{\cos \varphi}{r_{оп}} \leq \frac{\cos \varphi}{r} \leq \frac{\cos \varphi}{r_{вп}}.$$

В частности, это неравенство будет справедливо и для $\varphi = \frac{\pi}{2}$. Если при этом контуры $\Gamma_{оп}$ и $\Gamma_{вп}$ выбраны так, что

они образуют поверхность электродов, напряженность поля которых известна (например, сфера, эллипсоид, тор и др.), то напряженности поля в рассматриваемой точке 0 всех трех электродов

$$E_{оп} \leq E_n \leq E_{вп}.$$

Очевидно, что наилучшие из всех выбранных конфигураций контуров $\Gamma_{оп}$ и $\Gamma_{вп}$ будут те, которые дают для $E_{оп}$ наибольшее, а для $E_{вп}$ наименьшее значения. Это обеспечивает наиболее узкие границы, в которых существует истинное значение E_n .

Еще одной полезной оценкой снизу является напряженность поля для сферы, имеющей объем, равный объему заданного электрода. Действительно, емкость такой сферы будет меньше емкости заданного электрода [Л. 5], а при одинаковых потенциалах ее заряд будет меньше заряда электрода. Поскольку кривизна сферы меньше кривизны электрода в рассматриваемой точке 0, то и напряженность поля сферы будет меньше напряженности поля электрода в этой точке.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Разевиг Д. В. Начальные напряжения газового разряда в электрических полях разной конфигурации. — «Электричество», 1970, № 8, с. 14—19.
2. Верещагин И. П. Расчет начальных напряженностей для электродов сложной формы. — «Электричество», 1973, № 5, с. 22—26.
3. Колечицкий Е. С., Меликов Н. А. К расчету начальных напряженностей электрического разряда в воздухе. — «Электричество», 1973, № 6, с. 78—82.
4. Русин Ю. С. Расчет электромагнитных систем. Л., «Энергия», 1968, 132 с.
5. Поля Г., Сеге Г. Изопериметрические неравенства в математической физике. М., Физматгиз, 1962, 256 с.

[25.11.1974]

Аналоговая модель силового дискретного электропривода с шаговым двигателем и автономным источником питания

САБИНИН Ю. А., КУЛЕШОВ В. И., ШМЫРЕВА М. М.

Ленинград

Шаговые электродвигатели, отличающиеся целым рядом достоинств и широко используемые в информационных каналах автоматических систем управления, в настоящее время все чаще применяются в качестве силовых исполнительных элементов. Дискретные электроприводы на основе силовых шаговых двигателей (ШД) позволяют получить жесткую связь между перемещением исполнительного механизма и числом управляющих импульсов и обеспечивают отсутствие выбега при торможении [Л. 1].

Импульсный характер нагрузки и соизмеримые мощности источника и потребителя энергии в автономных системах обуславливают воздействие ШД на источник питания и параллельно работающие устройства автоматики и требуют при конструировании и исследовании систем учитывать электромагнитные процессы в фазах двигателя.

На стадии проектирования дискретного привода наиболее удобным является аналитический метод исследования. Однако непосредственное решение системы уравнений в силу их сложности не представляется возможным, поэтому необходимо построение универсальной математической модели, позволяющей исследовать установившиеся и переходные режимы с полнотой, близкой к натурному эксперименту. При этом целесообразно учитывать структуру источника питания, усилителя мощности и принятый порядок коммутации фаз.

Ниже рассмотрена методика исследования дискретного привода путем математического моделирования. В качестве объекта исследования выбран силовой параметрический четырехстаторный четырехфазный шаговый двигатель с тиристорным усилителем мощности, который обеспечивает парную коммутацию фаз. Двигатель питается от источника ограниченной мощности. Каждая из фаз периодически находится в одном из трех возможных положений: отключенном от источника питания, в рабочем состоянии под напряжением и в процессе коммутации. Тиристоры усилителя мощности считаются идеальными, величина взаимной индукции между фазами — пренебрежимо мала. При таких условиях математической моделью процессов в дискретном приводе может служить система дифференциальных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} U_a &= f(I_a); \\ I_a &= \Sigma I_{k, m}; \\ U_a &= R_\Phi I_k + L_k \frac{dI_k}{dt} + I_k \frac{dL_k}{d\theta} \frac{d\theta}{dt}; \quad k = 1, 2, 3, 4 \\ U_a &= R_\Phi I_m + L_m \frac{dI_m}{dt} + I_m \frac{dL_m}{d\theta} \frac{d\theta}{dt} + \frac{1}{C} \int I_m dt; \\ m &= 1, 2, 3, 4; \quad k \neq m; \\ L_k &= L_0 + L_1 \cos \left[\frac{\pi}{2} (k-1) - \theta \right]; \\ L_m &= L_0 + L_1 \cos \left[\frac{\pi}{2} (m-1) - \theta \right]; \\ J \frac{d^2 \theta}{dt^2} + M_H &= \frac{P}{2} \Sigma I_{k, m}^2 \frac{dL_{k, m}}{d\theta}; \\ M_H &= \varphi \left(\theta_{\text{мех}}, \frac{d\theta_{\text{мех}}}{dt}, t \dots \right), \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где L_0, L_1 — постоянная составляющая и амплитуда периодической составляющей коэффициента самоиндукции фазы ШД; R_Φ — активное сопротивление фазы ШД; L_k, I_k — коэффициент самоиндукции и ток работающей фазы ШД; L_m, I_m — то же в коммутируемой фазе; C — коммутирующая емкость; J — момент инерции ротора ШД; M_H — момент нагрузки; $\theta, \theta_{\text{мех}}$ — электрический и механический углы поворота ротора.

Приведенные системы уравнений (1) к машинному виду включает ее упрощение, переход к относительным единицам и решение уравнений относительно производных. При этом учитываются известная зависимость $L=f(\theta)$ [Л. 2] и кратковременность процессов коммутации. Для непосредственного опре-

деления структурной схемы решения задачи на АВМ используют систему уравнений вида:

$$\left. \begin{aligned} u_a &= f(i_a); \\ i_a &= \Sigma i_{k, m}; \\ -\frac{di_k}{dt} &= \frac{1}{T_0} i_k - \frac{1}{T_0} u_a - \frac{T_1}{T_0} i_k \sin \left[\theta - \frac{\pi}{2} (k-1) \right] \frac{d\theta}{dt}; \\ -\frac{di_m}{dt} &= \frac{1}{T_0} i_m - \frac{1}{T_0} u_a + \frac{T_1}{T_0} i_m \frac{d\theta}{dt} + \frac{1}{T_0} \int i_m dt; \\ -\frac{d^2 \theta}{dt^2} &= \frac{1}{T_{\text{мех}}} p_H + \frac{1}{T_{\text{мех}}} \Sigma i_{k, m}^2 \sin \left[\theta - \frac{\pi}{2} (k-1) \right]; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где $T_0 = \frac{L_0}{R_\Phi}$, $T_1 = \frac{L_1}{R_\Phi}$ — электромагнитные постоянные времени; $T_{\text{мех}} = \frac{J}{pM_0}$ — постоянная, определяемая механическими параметрами двигателя; $M_0 = L_1 \left(\frac{U_{\text{ан}}}{R_\Phi} \right)^2$ — базисный вращающий момент.

В записанном виде система (2) не отражает важнейших особенностей работы дискретного привода с шаговым двигателем — дискретности управляющего воздействия и шагового характера перемещения исполнительного механизма. Для устранения этого недостатка при решении системы уравнений на АВМ стандартные блоки машины дополняют специальным коммутатором, обеспечивающим необходимый порядок переключения фаз.

Задачу на АВМ набирают обычным способом, но применение коммутатора резко сокращает число требуемых блоков, так как отпадает необходимость четырехкратного повторения схем решения, соответствующих третьему и четвертому уравнениям системы (2). Парная коммутация фаз четырехфазного шагового двигателя позволяет использовать один блок нелинейности и необходимый набор блоков перемножения для двух фаз.

Схема набора задачи на двух стандартных АВМ типа МН-7 и ЭМУ-8 приведена на рис. 1, а—в. Связь между ними осуществляется с помощью релейного коммутатора. Необходимая последовательность срабатывания реле обеспечивается стандартным, собранным на элементах типа Логика, распределителем импульсов, который преобразует однофазную последовательность импульсов заданной частоты в четырехфазную систему.

Внешняя характеристика источника питания моделируется усилителем 1 и блоком нелинейности 2 (рис. 1, а). Фазам шагового двигателя соответствуют усилители 3, 4, 8 и 9, напряжения на выходах которых пропорциональны фазным токам. Усилители 6 и 11 имитируют коммутирующие конденсаторы усилителя мощности (рис. 1, б). Наиболее сложными являются схемы, формирующие сигналы, пропорциональные э. д. с. вращения и составляющим вращающего момента ШД. С этой целью используются блоки перемножения 18, 19, 20, 23, 24 и 25 (рис. 1, в). Для получения соответствующих каждой фазе значений аргументов тригонометрических функций на входы усилителей 16 и 21 с помощью реле подаются постоянные напряже-

ния, в принятом масштабе, равные $\frac{\pi}{2} (k-1)$. Угловая скорость вращения и угол поворота ротора θ моделируются усилителями 26 и 27 (рис. 1, в).

Масштабы переменных определяются по данным эксперимента или из сведений, указанных заводом-изготовителем. Введение в схему задачи электромагнитных реле ограничивает максимальную частоту работы модели ШД, поэтому целесообразно использовать масштаб времени $m_t < 1$, замедляя процессы в модели по сравнению с реальным приводом.

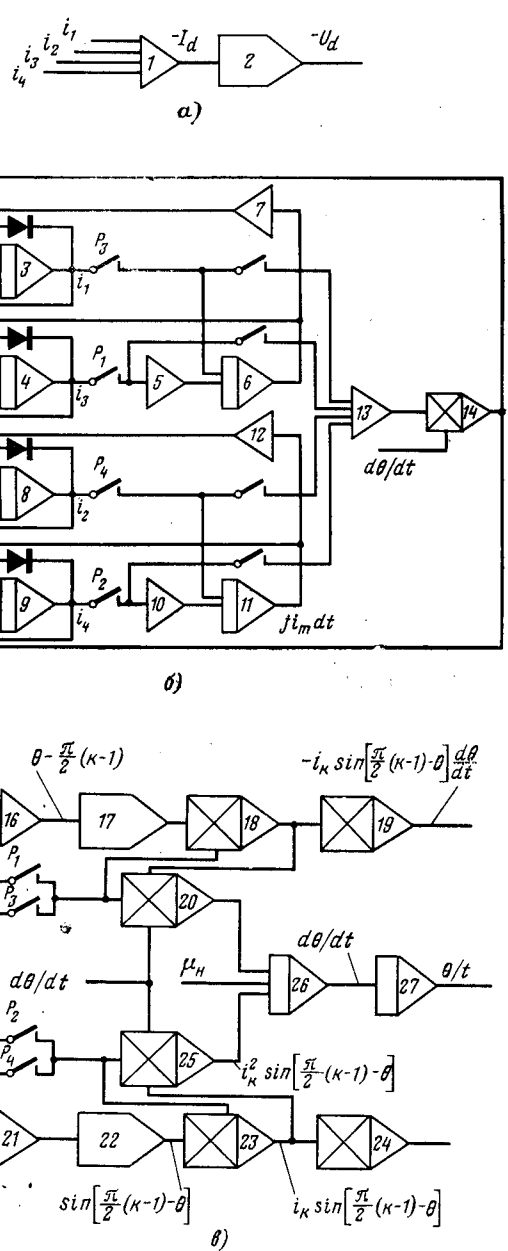


Рис. 1. Схемы набора для моделирования.
а — выпрямленного напряжения и тока в общем проводе ШД; б — токов в фазах ШД; в — э. д. с. вращения и составляющих электромагнитного момента.

Опыт показывает, что при правильно выбранных масштабах переменных модель работает устойчиво несмотря на объединение АВМ различных типов и периодические переключения в схеме набора.

Математическая модель электромагнитных и электромеханических процессов в силовом дискретном приводе с шаговым двигателем позволяет исследовать целый ряд вопросов:

- точность обработки единичных шагов;
- работу при различных частотах управления как от сети бесконечной мощности, так и от источника питания ограниченной мощности при разных значениях крутизны его внешних характеристик;
- пуск на разных частотах управления;
- обработку скачкообразного и плавного изменений частоты управления;
- влияние изменений параметров ШД и усилителя мощности на работу привода в целом.

В работе использована математическая модель конкретного силового дискретного привода для формулирования требований к отдельным элементам системы с целью обеспечения

высокой надежности работы и повышения точности обработки сигналов управления. В частности, исследован вопрос о влиянии напряжения источника питания на протекание электромагнитных и электромеханических процессов в ШД. Условия эксплуатации предполагают использование его в широком диапазоне изменения частоты управления от движения с максимальной возможной скоростью до «стоянки под током». Результаты моделирования различных режимов работы показывают, что питание ШД от источника со стабилизированным напряжением нерационально. Наиболее целесообразно изменять напряжение в зависимости от частоты управления по закону, близкому к $U_d/f_y = \text{const}$. В процессе моделирования отношение величины напряжения U_d к величине частоты управления f_y поддерживалось в пределах 1,05—1,25 в/гц.

Применение в модели регулируемого источника питания позволило обеспечить работу ШД как на номинальной частоте управления при напряжении на фазах ШД, в 3,3 раза превосходящем номинальное (рис. 2), так и в режиме «стоянки под током».

Широкие пределы изменения напряжения и опасность влияния на сеть импульсной нагрузки приводят к необходимости питания силовых ШД от автономных источников.

Для снижения массы, габаритов и стоимости установки мощность указанных устройств должна быть соизмерима с мощностью шагового двигателя. В этом случае электромагнитные процессы в ШД будут значительно влиять на работу источника питания. Ограничение мощности источника прежде всего скажется на колебании напряжения, изменении формы кривых токов в ШД и устойчивости его работы на разных частотах.

Явления, связанные с использованием автономного источника питания, изучены сравнительно мало, поэтому математическое моделирование может быть очень полезно при проектировании систем силового дискретного привода, так как дает возможность проверить работоспособность системы при различных вариантах источников питания и оценить влияние автономного источника на работу ШД в широком диапазоне изменения частоты управления [Л. 3].

Полученные осциллограммы показывают особенности работы ШД с источником питания ограниченной мощности. Наи-

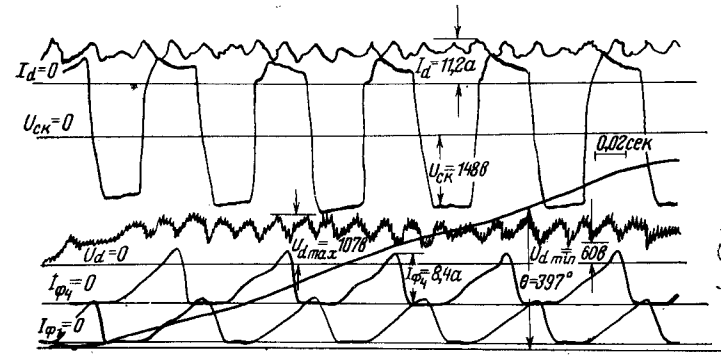


Рис. 2. Осциллограмма электромагнитных процессов при питании от источника бесконечной мощности ($f_y = 60$ гц).

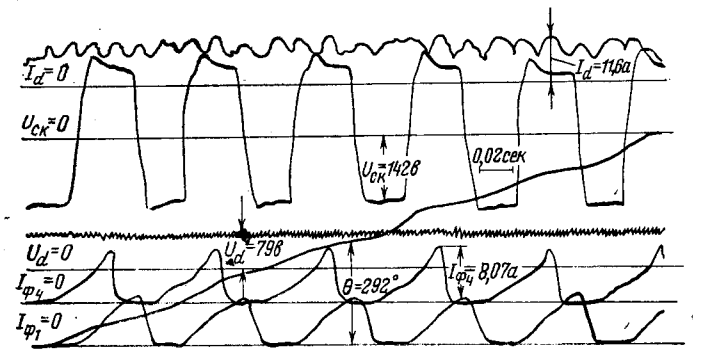


Рис. 3. Осциллограмма электромагнитных процессов при питании от источника ограниченной мощности ($f_y = 60$ гц).

более характерными из них являются периодические колебания напряжения U_d , амплитуда которых превышает номинальное значение (рис. 3, кривая U_d), и более быстрое нарастание тока в фазах, вызванное всплесками напряжения при включении каждой фазы. Последнее обстоятельство способствует получению более крутого переднего фронта импульса тока (рис. 3, кривые $I_{\phi 1}$, $I_{\phi 2}$) и увеличивает действующий и средний токи в фазе при одинаковых максимальных мгновенных значениях. В свою очередь, изменение формы импульсов тока повышает устойчивость работы ШД, что подтверждается характером изменения угла θ во времени (рис. 3, кривая θ).

Для целого ряда систем электроприводов важна точная отработка заданного перемещения. С целью улучшения этого показателя дискретный привод должен иметь соответствующую структуру. Исследования на модели позволяют определить влияние различных факторов на точность отработки единичного шага и серии шагов и способствуют повышению динамических качеств системы.

На рис. 4, а, б, в представлены осциллограммы отработки шаговым двигателем единичных сигналов управления при различных условиях. В качестве эталона может рассматриваться работа ШД от источника питания неограниченной мощности напряжением $U_d = 24$ в (рис. 4, а). В этом случае шаг двигателя сопровождается колебаниями ротора около точки равновесия, затухающими в течение $t = 0,3$ сек. Максимальное перерегулирование -5° , число колебаний равно трем. При питании от источника ограниченной мощности фронт импульса тока круче (рис. 4, б; кривая $I_{\phi 1}$), и поворот ротора происходит быстрее, но сопровождается дополнительным числом колебаний, затухающих в течение более длительного времени.

Для уменьшения колебаний ротора увеличивали в 2 раза демпфирующий момент типа «сухого трения» (рис. 4, в).

Выводы. 1. Для исследования дискретного привода с шаговым двигателем может быть рекомендована разработанная аналоговая математическая модель.

2. Питание систем силовых дискретных приводов с целью увеличения максимальной частоты управления и надежности

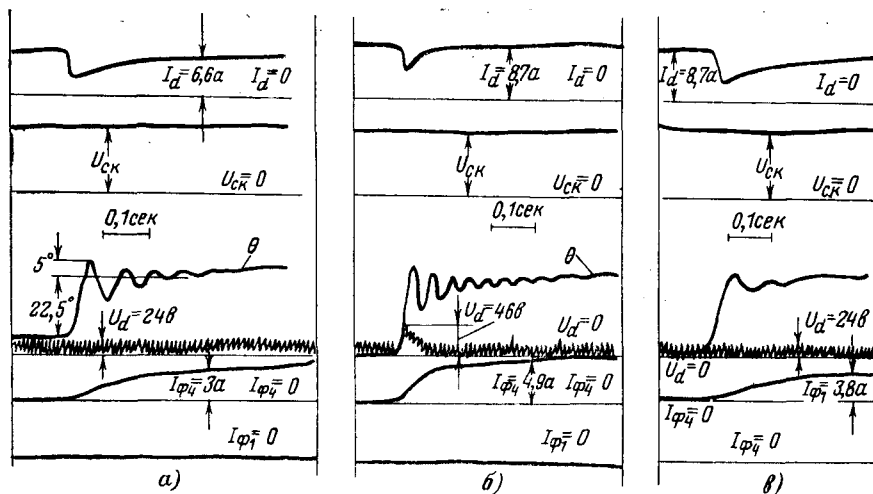


Рис. 4. Осциллограммы отработки единичных шагов при питании от источников.

а — бесконечной мощности; б — ограниченной мощности; в — бесконечной мощности и увеличенном демпфирующем моменте.

работы целесообразно осуществлять от автономных источников питания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Емельянов И. Я., Воскобойников В. В., Перфильев В. П. Автоматизация ядерных энергетических установок и дискретные приводы. — «Атомная энергия», 1972, вып. 3, т. 33.
2. Дискретный электропривод с шаговыми двигателями. Под ред. М. Г. Чиликина. М., «Энергия», 1971.
3. Сабинин Ю. А., Кулешов В. И., Шмырева М. М. Исследование влияния параметров источника питания на работу силового дискретного привода. — «ЭП. Электропривод», 1974, вып. 6 (32).

[27.12.1974]



УДК 537.2.212

О соотношении между напряженностями плоскомеридианного и плоскопараллельного полей на оси симметрии

ГРАЧ И. М.

Сводя расчет плоскомеридианных полей к расчету плоскопараллельных полей, для которых наиболее хорошо разработаны методы исследования, можно решить некоторые задачи [Л. 1 и 2]. Целью настоящего сообщения является дальнейшее расширение круга таких задач путем установления новой простой связи между указанными полями на оси симметрии.

На рисунке показана система из двух электродов в виде тел вращения, имеющих на оси симметрии потенциалы U_1 и U_2 . Так как потенциал электродов при аналогичном плоскопараллельном поле принимает на оси симметрии те же значения U_1 и U_2 , то выполняется равенство

$$U_2 - U_1 = \frac{dQ}{dC} = \frac{dQ_{\pi}}{dC_{\pi}}, \quad (1)$$

где dQ и dQ_{π} — заряды, равные элементарным потокам смещения соответственно плоскомеридианного и плоскопараллельного полей вблизи оси симметрии; dC и dC_{π} — элементарные емкости, соответствующие этим потокам.

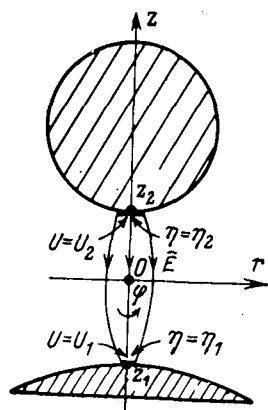
Соотношение (1) можно представить в виде

$$\frac{E dS}{dC} = \frac{E_{\pi} dS_{\pi}}{dC_{\pi}}, \quad (2)$$

где dS и dS_{π} — элементарные площадки, через которые проходят потоки dQ и dQ_{π} .

Выберем криволинейную, ортогональную, вращательно-симметричную систему координат η, ξ, φ и соответствующую ей цилиндрическую систему координат η, ξ, χ таким образом, чтобы участки поверхностей электродов вблизи оси симметрии совпали с координатными поверхностями $\eta = \eta_1$ и $\eta = \eta_2$, а силовые линии — с координатными линиями $\xi = \text{const}$. Из выражения (2) найдем:

$$E = E_{\pi} \frac{dS_{\pi}}{dS} \frac{dC}{dC_{\pi}}. \quad (3)$$



$$\left. \begin{aligned} \text{Значения } dS \text{ и } dS_{\pi}, dC \text{ и } dC_{\pi} \\ \text{определим в виде [Л. 3]:} \\ dS = h_{\xi} h_{\eta} d\xi d\eta; dS_{\pi} = h_{\xi} d\xi d\chi; \\ dC = \frac{\epsilon d\xi d\eta}{\eta_2 - \eta_1}; dC_{\pi} = \frac{\epsilon d\xi d\chi}{\eta_2 - \eta_1}, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где $h_{\xi} = \eta_1$, h_{η} — коэффициенты Ламе.

Подставляя (4) в формулу (3), получим зависимость между напряженностями плоскомеридианного и плоскопараллельного полей на оси симметрии (при $r=0$):

$$E = E_{\pi} \frac{\eta_2 - \eta_1}{h_{\eta}(\eta) \int_{\eta_1}^{\eta_2} \frac{d\eta}{h_{\eta}}} \quad (5)$$

или

$$E(z, 0) = E_{\pi}(z, 0) f(z), \quad (6)$$

где

$$f(z) = \psi[\eta(z)] = \frac{\eta_2 - \eta_1}{h_{\eta}[\eta(z)] \int_{\eta_1}^{\eta_2} \frac{d\eta}{h_{\eta}}} \quad (7)$$

Выражение для потенциала плоскомеридианного поля имеет вид:
на оси симметрии

$$U(z, 0) = \int_{z_1}^z \frac{\partial U_{\pi}}{\partial z} f(\tau) d\tau + U_1; \quad (8)$$

в любой точке наблюдения поля [Л. 4]

$$U(z, r) = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_{z_1}^z \frac{\partial U_{\pi}}{\partial \tau} f(\tau) d\tau d\alpha + U_1. \quad (9)$$

Из формулы (6) следует, что равномерное распределение напряженности плоскомеридианного поля на оси симметрии будет при условии

$$E_{\pi}(z, 0) = \frac{k}{f(z)}, \text{ где } k = \text{const.}$$

Область применения полученных соотношений определяет из условий перехода от выражения (2) к выражению (3). Формулы (5)–(9) будут точными, когда участки поверхно-

стей электродов вблизи оси симметрии точно совпадают с координатными поверхностями η_1 и η_2 , а силовые линии поля — с координатными линиями $\xi = \text{const}$.

Пример. Определим напряженность электростатического поля на оси симметрии вытянутого сфероидального конденсатора. Для этого воспользуемся вытянутой сфероидальной системой координат ξ, η, φ с коэффициентами Ламе:

$$h_{\xi} = h_{\eta} = a \sqrt{\text{ch}^2 \eta - \cos^2 \xi}; h_{\varphi} = a \text{sh} \eta \sin \xi;$$

$$z = a \text{ch} \eta \cos \xi \quad (0 \leq \eta < \infty; 0 \leq \xi \leq \pi; 0 \leq \varphi \leq 2\pi).$$

Функцию $\psi(\eta)$ найдем по формуле (7):

$$\psi(\eta) = \frac{\eta_2 - \eta_1}{\text{th} \frac{\eta_2}{2}}, \quad \text{sh} \eta \ln \frac{\text{th} \frac{\eta_2}{2}}{\text{th} \frac{\eta_1}{2}}$$

где $\text{sh} \eta = \sqrt{\frac{z^2}{a^2} - 1}$; $\eta_2 > \eta_1$ — координатные поверхности, совпадающие с поверхностями обкладок конденсатора.

Учитывая, что напряженность плоскопараллельного поля на оси симметрии равна

$$E_{\pi}(0, \eta) = \frac{U_2 - U_1}{a(\eta_2 - \eta_1) \text{sh} \eta},$$

определим напряженность плоскомеридианного поля по формуле (5):

$$E(0, \eta) = \frac{U_2 - U_1}{a \text{sh}^2 \eta \ln \frac{\text{th} \frac{\eta_2}{2}}{\text{th} \frac{\eta_1}{2}}}.$$

Полученное выражение является точным [Л. 5].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сочнев А. Я. О классе плоскомеридиантных полей, идентичных по геометрической структуре плоскопараллельным полям. — «Электричество», 1966 № 10; с. 48–52.
2. Острейко В. Н. О связи плоскомеридиантных и плоскопараллельных полей эквипотенциальных электродов. — «Изв. вузов. Электромеханика», 1972, № 9, с. 942–948.
3. Грач И. М. Об одном методе расчета электрической емкости. — «Труды Фрунзенского политехнич. ин-та. 1969, вып. 39, с. 48–54.
4. Грач И. М. О расчете поля по оптимальному распределению потенциала вдоль оси симметрии. Математические методы оптимального управления системами с распределенными параметрами. — «Илим», 1973, с. 117–122.
5. Грач И. М., Лелюш С. А. О расчете одного класса плоскомеридиантных полей. — «Электричество», 1971, № 12, с. 78–79.

[26.2.1974]

УДК 621.3.018.782.3

О фазовых соотношениях при переходном процессе в высокодобротном колебательном контуре

Канд. техн. наук ЛЯМЕЦ Ю. Я., канд. техн. наук ШЕВЦОВ В. М.

Чувашский государственный университет им. И. Н. Ульянова

В курсах теоретической электротехники [Л. 1–3] при анализе переходного процесса в контуре rLC (рис. 1), включаемом на источник э. д. с. $e = E_m \sin(\omega t + \psi)$, уделяется внимание практически важному случаю, когда корни характеристического уравнения $-\delta \pm j\omega_0$ таковы, что $\omega_0 = \omega$ и $\delta \ll \omega$. Для этого случая

$$i \approx I_m (1 - e^{-\delta t}) \sin(\theta + \psi_i), \quad (1)$$

где I_m и ψ_i — амплитуда и начальная фаза принужденной составляющей тока; $\theta = \omega t$.

Пусть θ'_k и θ_k — соответственно фазы, при которых ток и его принужденная составляющая переходят через нулевые значения, а k — номер такого перехода. Если определить фазную погрешность контура как

$$\alpha_k = \theta'_k - \theta_k, \quad (2)$$

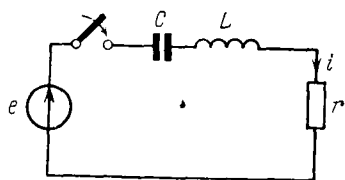


Рис. 1.

принимается, что фазная погрешность не превосходит 5–8° через время $0,5T$ после включения реле. Здесь T — период частоты ω .

Цель настоящей статьи — показать, что на самом деле свойства колебательного контура отнюдь не так хороши, как это можно было бы заключить на основании формулы (1), и что данной формулой не следует пользоваться при анализе быстродействующих устройств.

Формулу (1) получают из общего выражения [Л. 3]:

$$i = I_m \left\{ \sin(\omega t + \psi_i) - e^{-\delta t} \left[\left(\frac{\cos \psi_i}{\omega \omega_0 LC} - \frac{\delta}{\omega_0} \sin \psi_i \right) \sin \omega_0 t + \sin \psi_i \cos \omega_0 t \right] \right\} \quad (3)$$

при $\omega = \omega_0$, пренебрегая в нем слагаемым $\frac{\delta}{\omega} \sin \psi_i \sin \omega t$. Однако в начале процесса это слагаемое соизмеримо с суммой остальных членов. Рассмотрим для большей ясности идеальный контур, т. е. примем, что $\delta \approx 0$. Тогда $I_m \approx E_m / 2\delta L$, $\psi_i \approx \psi$, $\frac{1}{LC} \approx \omega^2$. Вводя обозначение

$$i_* = 2 \sqrt{\frac{L}{C}} \frac{i}{E_m}$$

и выполняя предельный переход, получаем из (1):

$$i_* = \theta \sin(\theta + \psi), \quad (4)$$

а из (3)

$$i_* = \theta \sin(\theta + \psi) + \sin \psi \sin \theta. \quad (5)$$

Составим уравнения для определения фаз θ_k и θ'_k , полагая в (4) и (5) $i_* = 0$. Исключая затем начальную фазу ψ , придем к соотношению

$$\operatorname{ctg} \theta'_k + \frac{1}{\theta'_k} = \operatorname{ctg} \theta_k. \quad (6)$$

Если $\frac{\alpha_k}{\theta_k} < 0,1$, то из (6) и (2) с погрешностью не менее $\pm 1^\circ$ следует выражение:

$$\alpha_k = \frac{1}{\theta_k (1 + \operatorname{ctg}^2 \theta_k) - \operatorname{ctg} \theta_k}. \quad (7)$$

Из (6), кроме того, следует, что α_k достигает максимума α_{km} , когда выполняется условие

$$\operatorname{cosec}^2 \theta'_k + \left(\frac{1}{\theta'_k} \right)^2 = \operatorname{cosec}^2 \theta_k. \quad (8)$$

то из формулы (1) будет следовать, что эта погрешность пренебрежимо мала. Частотные фильтры, обладающие таким свойством, интересны для техники релейной защиты [Л. 4]. Например, в [Л. 5], где рассматривается реле сопротивления с колебательным контуром в качестве фильтра,

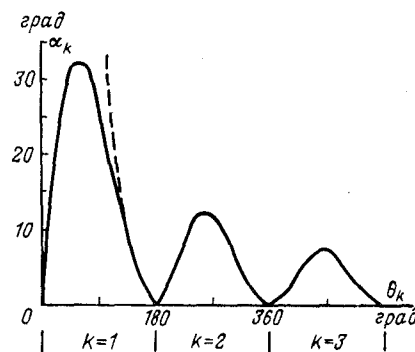


Рис. 2.

Решая совместно (8) и (6) и обозначая через θ_{km} и θ'_{km} значения θ_k и θ'_k , при которых $\alpha_k = \alpha_{km}$, находим:

$$\operatorname{ctg} \theta'_{km} = 0; \quad \theta'_{km} = \operatorname{tg} \theta_{km},$$

откуда

$$\theta'_{km} = (2k-1) \frac{\pi}{2}, \quad k = 1, 2, \dots;$$

$$\alpha_{km} = \operatorname{arccotg} \theta'_{km}; \quad \theta_{km} = \theta'_{km} - \alpha_{km}. \quad (9)$$

Зависимость $\alpha_k(\theta_k)$ показана на рис. 2. До $\theta_k = 150^\circ$ она определялась из уравнения (6), а при $\theta_k > 150^\circ$ — по формуле (7). Результат, даваемый этой формулой при меньших значениях θ_k , показан пунктиром. Значения α_{km} для первых пяти переходов тока через нуль, определенные из выражения (9), будут следующими:

k	α_{km}
1	$32^\circ 30'$
2	$12^\circ 0'$
3	$7^\circ 15'$
4	$5^\circ 12'$
5	$4^\circ 3'$

Таким образом, оказывается, что вопреки формуле (1) идеальный колебательный контур обладает заметной фазной погрешностью.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Нейман Л. Р., Демирчян К. С. Теоретические основы электротехники. Т. 1. М.—Л., «Энергия», 1966, с. 331.
2. Белецкий А. Ф. Основы теории линейных электрических цепей. М., «Связь», 1967, с. 167.
3. Гинзбург С. Г. Методы решения задач по переходным процессам в электрических цепях. М., «Высшая школа», 1967, 88 с.
4. Сушко В. А. Автоматическое регулирование абсолютного значения сравниваемой величины в быстродействующем реле сопротивления. — В сб.: Доклады научно-технической конференции, секция электроэнергетическая, подсекция автоматизации и релейной защиты энергосистем. МЭИ, 1970, с. 58–60.
5. Будкин В. В. Метод повышения быстродействия реле сопротивления. — «Труды МЭИ», 1972, вып. 145, с. 48–54. [3.7.1974]



О вероятностной оценке электрических характеристик ВЫСОКОВОЛЬТНОЙ ИЗОЛЯЦИИ

(Статья Н. В. Пушкова и С. С. Соломоника, «Электричество», 1972, № 5)

ГОРБУНЦОВ А. Ф., ГУРИН В. В.

ПО Запорожтрансформатор

Вероятностные методы широко используются в исследованиях и расчетах внешней изоляции электрооборудования, восстанавливающей свою электрическую прочность после пробоя [Л. 1]. В последние годы все шире предпринимаются попытки применения этих методов для оценки характеристик внутренней изоляции, которая в большинстве случаев не восстанавливает свою электрическую прочность. Трудности при этом возникают несоизмеримо большие, однако значение вероятностных методов для внутренней изоляции не менее важно, чем для внешней.

В статье Пушкова Н. В. и Соломоника С. С. была установлена возможность использования статистики экстремальных значений [Л. 2] для оценки характеристик пластмассовой кабельной изоляции. Можно полагать, что законы распределения (статистические модели) экстремальных значений могут быть применены и к другим видам внутренней изоляции.

Учитывая, что на электрические характеристики изоляции трансформаторов случайным образом влияют разного рода

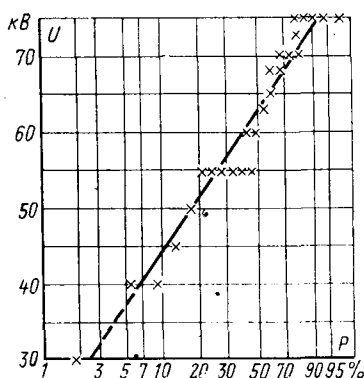


Рис. 1. Результаты измерений напряжения начала ЧР на уровне 10^{-10} К в силовых трансформаторах 110 кВ.

чаемые выводы в большинстве случаев подтверждаются расчетными методами.

На рис. 1 приведены на вероятностной сетке экстремального распределения экспериментальные данные о напряжении начала частичных разрядов (ЧР) в 26 фазах силовых трансформаторов 110 кВ мощностью 6,3—31,5 Мв·а. Все трансформаторы конструктивно подобны (имеют линейный ввод с конца обмотки ВН). Частичные разряды в этих трансформаторах вызываются воздушными включениями, оставшимися при безвакуумной заливке маслом [Л. 4]. Из рис. 1 видно, что экспериментальные точки хорошо ложатся на прямую линию. Прямая линия в нижней части проведена пунктиром, так как значение напряжения начала ЧР, равное 30 кВ, получено на трансформаторе с недопустимыми отклонениями технологического режима обработки изоляции от существующих норм. Точка 30 кВ также хорошо ложится на прямую. Таким образом, для трансформаторной изоляции также подтверждается высказанное Пушковым Н. В. и Соломоником С. С. предположение, что контроль и отбраковка на стадии производства обеспечивают исключение наибольших дефектов в изоляции и ограничивают эмпирическое распределение слева. Однако это не может служить основанием для использования другого вида распределения, такое использование носило бы формальный характер и не соответствовало бы физике явления.

На рис. 2, а и б показано экспериментальное распределе-

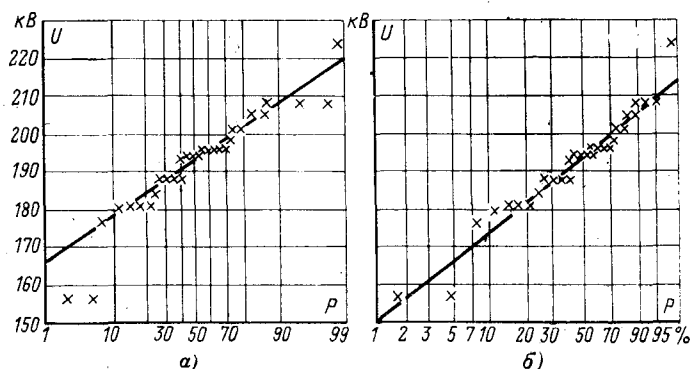


Рис. 2. Результаты испытаний до пробоя коммутационным импульсом 175/1500 мксек изоляции промежутков между ступенями переключателя типа ПТЛ-6-400/10.

а — на вероятностной сетке нормального распределения; б — на вероятностной сетке распределения минимальных значений типа I.

ние пробивных напряжений при коммутационных импульсах одной из применяемых в трансформаторах изоляционных конструкций, построенное на вероятностной сетке нормального и экстремального распределений. Как видно из рис. 2, два наименьших значения пробивного напряжения, равные 157 кВ, явно отклоняются от прямой линии, проведенной по точкам, заключенным между 10 и 90%-ными значениями вероятности [Л. 3]. Согласно обычно применяемой практике эти точки необходимо отбросить (этот вывод подтверждается также расчетом по критерию для непринятия резко выделяющихся значений). Однако такое формальное действие вызывает возражение как не соответствующее физической природе явления, так как для обеих точек 157 кВ предыдущие и последующие пробой имели место при более высоком напряжении (от 182 до 206 кВ). Действительно, на вероятностной сетке экстремального распределения значения 157 кВ хорошо ложатся на прямую (рис. 2, б).

Распределение предразрядных времен в рассматриваемом случае может быть отнесено к распределению максимальных значений типа I (рис. 3). Эти же данные на вероятностной сетке нормального распределения располагаются явно не на прямой линии.

Пушков Н. В. и Соломоник С. С. справедливо подчеркивают, что распределение экстремальных значений дает более консервативную оценку электрических характеристик изоляции по сравнению с другими распределениями, например, нормальным. Действительно, в рассмотренном случае оценка величины пробивного напряжения для вероятности 1% по нормальному закону дает значение 166 кВ (рис. 2, а), а эта же оценка по закону экстремальных значений дает значение 150 кВ, что на 10% меньше (рис. 2, б).

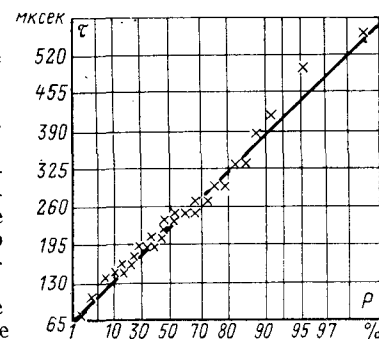


Рис. 3. То же, что рис. 2. Предразрядное время на вероятностной сетке распределения максимальных значений типа I (31 точка).

Анализируя данные Пушкова Н. В. и Соломоника С. С. [Л. 2 и 3] и приведенные нами, можно предположить, что для вероятностной оценки электрических характеристик изоляции при кратковременных воздействиях напряжения (заводские кратковременные, например, одномоментные испытания напряжением переменного тока, испытания грозовыми и коммутационными импульсами, перенапряжения в эксплуатации) могут быть применены распределения экстремальных значений типа I, а для оценки электрических характеристик при длительных воздействиях (заводские длительные испытания, эксплуатационное воздействие рабочего напряжения) могут быть применены распределения экстремальных значений типа III. Это предположение нуждается в экспериментальной проверке.

Выводы. 1. Распределения экстремальных значений лучше соответствуют физической природе процессов ЧР и пробоя в изоляции силовых трансформаторов, чем нормальное распределение.

2. Предварительно до экспериментального уточнения статистических моделей электрических характеристик изоляции силовых трансформаторов можно рекомендовать для коорди-

нации изоляции и, в частности, для уточнения существующих соотношений между испытательными напряжениями моделей (по которым выбирается изоляция промышленных образцов трансформаторов) и испытательными напряжениями самих трансформаторов применение распределений экстремальных значений типа I—при кратковременных воздействиях напряжения и распределения экстремальных значений типа III—при длительных воздействиях напряжения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Артемьев Д. Е., Тиходеев Н. Н., Шур С. С. Статистические основы выбора изоляции линий электропередачи высших классов напряжения. М., «Энергия», 1965.
2. Гумбель Э. Статистика экстремальных значений. М., «Мир», 1965.
3. Хан Г., Шапиро С. Статистические модели в инженерных задачах. М., «Мир», 1969.
4. Гурин В. В. и др. Частичные разряды в изоляции высоковольтных трансформаторов.— «Электричество», 1971, № 3.

[8.7.1974]



Библиография

АНДРЕЕВ В. С. КОНДУКТОМЕТРИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ И ПРИБОРЫ В БИОЛОГИИ И МЕДИЦИНЕ. М., «МЕДИЦИНА», 1973, 335 с.

В биологии и медицине широко используются электрические методы измерений. Применение электрических методов обогащает наши представления об электропроводности сложных веществ и их структур, а следовательно, может быть полезно при решении некоторых технических задач. Вот почему книга Андреева В. С. может заинтересовать специалистов электротехнического профиля.

В гл. 1 подробно рассматривается механизм электропроводности веществ, находящихся в твердой и жидкой фазах, и сопоставляется электропроводность металлов и диэлектриков. Несмотря на огромное количество литературы в этой области, автору удалось в этих, казалось бы установившихся представлениях, найти новое. Сравнительное сопоставление электрофизических и электрохимических явлений на примере биосуперини несомненно интересно и полезно электротехникам.

В гл. 2 рассматривается актуальная проблема, связанная с изучением взаимодействия растворов электролитов с металлами и диэлектриками. Можно назвать ряд областей возможного применения приводимого здесь материала в электротехнике. Это изучение погрешностей в системах контактных соединений релейных устройств, коррозионной устойчивости электролизеров и т. п. Особый интерес в данной главе представляют сведения о двойном электрическом слое на границе «диэлектрик — раствор» и математические методы анализа электрических цепей, моделирующих электрохимические ячейки.

Главы 3 и 4 посвящены контактным и бесконтактным кондуктометрическим преобразователям. Интересен анализ их работы, описание конструкции и механизма работы емкостных и индуктивных преобразователей.

Особое внимание заслуживает последний параграф гл. 6, посвященный конструкции и механизму работы трансформаторных преобразователей с жидкостными витками связи. Эти преобразователи начинают широко применять при анализе состояния трансформаторного масла, измерении солености воды, используемой на электростанции, определении загрязненности морских и речных вод.

Глава 5 посвящена схемотехнике кондуктометрической аппаратуры. Интересно описание аналоговых и дискретных схем кондуктометрических приборов с бесконтактными преобразователями. В последующих четырех главах приводятся результаты оригинальных исследований по применению кондуктометрических схем и приборов к биообъектам. Это далеко от интересов электротехников широкого профиля, однако непосредственное использование кондуктометрической аппаратуры позволило автору подчинить единой логике изложения различный материал, полезный для электроприборостроителей.

Отметим недостатки. Прежде всего в книге отсутствует четкое определение «кондуктометрического метода» и «кондуктометрической аппаратуры». Автор ограничивается в этой части общими фразами, не раскрывая суть самого метода. Это досадное и серьезное упущение осложняет восприятие материала. Преимущество описываемого метода подчеркивается ссылкой на хорошие метрологические характеристики. Однако, что такое «хорошие метрологические характеристики», остается неясным. Не всюду выдержан единый стиль изложения. Иногда текст перегружен частностями (это особенно относится к последним главам); в то же время некоторые существенные положения даются крайне сжато, без соответствующих пояснений. Правильно оценивая необходимость метрологического обеспечения анализа погрешностей, автор эту часть материала дает без достаточной глубины. В формах не всегда раскрывается содержание их параметров.

Общий вывод заключается в том, что Андрееву В. С. удалось написать интересную, полезную широкому кругу электроприборостроителей книгу, имеющую большую познавательную и практическую значимость.

Доктор техн. наук, проф. МАНОЙЛОВ В. Е.

(Ленинградский институт авиационного приборостроения)



НИКОЛАЙ ИВАНОВИЧ БОРИСЕНКО

(К 75-летию со дня рождения)

Имя Н. И. Борисенко широко известно электротехнической общественности. Более 50 лет он работает в электротехнической промышленности, где прошел путь от рядового инженера до заместителя министра.

Окончив в 1924 г. электромеханический факультет Харьковского технологического института, Н. И. Борисенко поступил на Харьковский электромеханический завод, который по праву мог называться одним из основных центров электротехнического производства. Здесь он проработал 30 лет.

В 1932 г. Н. И. Борисенко был назначен техническим директором, а затем начальником производства ХЭМЗ. При его непосредственном участии разработано и организовано производство серии взрывобезопасных машин, серии морских машин и т. д. За работу по созданию электрооборудования для экскаваторов Н. И. Борисенко присвоено звание лауреата Государственной премии СССР.

В 1954 г. Н. И. Борисенко был назначен заместителем министра электротехнической промышленности. На этом посту, а также работая в последующем на ответственных должностях в Госплане СССР, Государственном Комитете Совета Министров СССР по автоматизации и машиностроению, Госэкономсовете, в Госплане СССР и Министерстве электротехнической промышленности, Н. И. Борисенко внес большой вклад в развитие новых отраслей электротехнического производства, наращивание производственных мощностей, создание научно-исследовательской, проект-



но-конструкторской и экспериментальной базы электротехнической промышленности. Им внесен также большой вклад в развитие научно-технического сотрудничества стран-членов СЭВ. Отмечая долголетнюю и успешную деятельность Н. И. Борисенко в развитии и укреплении сотрудничества в области электротехники между СССР и ЧССР,

Чехословацкое общество международных сношений наградило его золотой медалью «За заслуги в развитии дружбы и сотрудничества с ЧССР».

Ответственную работу на производстве и в государственном аппарате Н. И. Борисенко сочетал с активной научной, педагогической и общественно-политической деятельностью. В период 1928—1947 гг. он читал курс лекций в Харьковском электротехническом институте, был председателем ГЭК.

Член КПСС с 1945 г., Н. И. Борисенко ведет активную общественную работу, он неоднократно избирался членом Пленума Московского РК КПСС и депутатом Московского районного Совета депутатов трудящихся г. Харькова. В настоящее время он является заместителем председателя Научно-технического совета Минэлектротехпрома, а также членом ряда научных советов при Президиуме АН СССР и ГКНТ СМ СССР. Долгое время Н. И. Борисенко был в редколлегии «Электричества».

Выдающиеся заслуги Н. И. Борисенко в области развития электротехнической промышленности отмечены тремя орденами «Трудового Красного Знамени», двумя орденами «Знак Почета» и медалями.

Широкие круги научных работников и инженеров знают Н. И. Борисенко как высокоэрудированного специалиста, чуткого, внимательного, отзывчивого человека, пользующегося большим, заслуженным авторитетом.

Группа товарищей



ДОКТОР ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК, ПРОФЕССОР А. И. БЕРТИНОВ

(К 70-летию со дня рождения)

Заслуженному деятелю науки и техники РСФСР, доктору технических наук, профессору А. И. Бертинову 15 февраля 1975 г. исполнилось 70 лет.

Трудовую деятельность А. И. Бертинов начал 11-летним мальчиком как подручный в частных мастерских Днепропетровска. С 1922 по 1924 г. он учился на рабфаке Харьковского технологического института, успешно его окончил и стал студентом Харьковского электротехнического института.

В стране не хватало специалистов, и студент А. И. Бертинов участвовал

в разработках завода ХЭМЗ, преподавал математику на младших курсах института.

В течение ряда лет А. И. Бертинов работал на ХЭМЗ, крупнейшем электротехническом предприятии страны, начальником центральной заводской лаборатории, инженером-исследователем, главным конструктором турбогенераторного завода (ХТГ-ХЭМЗ), затем его главным инженером и техническим директором.

Под руководством А. И. Бертинова в этот период был разработан и создан

первый в стране турбогенератор с водородным охлаждением, превосходящий по своим технико-экономическим показателям лучшие зарубежные машины. За эту работу, внесшую большой вклад в развитие электроэнергетики СССР, партия и правительство наградили А. И. Бертинова орденом Ленина.

В 1940 г. он стал докторантом Академии наук СССР. Война прервала докторантуру, и А. И. Бертинов работал начальником технического управления, председателем Научно-технического совета Народного комиссариата электро-

промышленности и заместителем уполномоченного Государственного комитета обороны СССР по спецтехнике. Награды А. И. Бертинова за эту работу — ордена Красной Звезды и «Знак Почета».

В послевоенные годы А. И. Бертинов переходит в Московский авиационный институт на педагогическую работу. Здесь в 1952 г. он организовал кафедру электрических машин летательных аппаратов. Им поставлены основополагающие курсы по учебным дисциплинам, написан ряд учебных пособий по авиационным электрическим машинам, под его руководством созданы учебные лаборатории. Успехи А. И. Бертинова в научно-педагогической деятельности отмечены в 1962 г. высокой государственной наградой — орденом Трудового Красного Знамени.

В последние годы А. И. Бертиновым созданы и развиты его многочисленными учениками новые научные направления: импульсные источники питания, сверхпроводники в электромеханике, МГД-устройства, бесконтактные электро-



механические преобразователи переменного и постоянного тока, тихоходные безредукторные двигатели, униполярные машины, применение ЭВМ в электромашиностроении. Результаты НИР внедрены в народное хозяйство и широко используются во всех видах учебного процесса.

А. И. Бертинов ведет большую общественную и научно-просветительную работу как член научно-технических советов АН СССР и Государственного Комитета Совета Министров СССР по науке и технике, член редколлегии издательства «Энергия» и журнала «Электричество», руководитель политеминара кафедры.

Профессор А. И. Бертинов находится в расцвете своей творческой и научно-организационной деятельности.

Поздравляя юбиляра со славным 70-летием, желаем ему крепкого здоровья и дальнейших успехов в его большой и полезной работе.

Группа товарищей



ПРОФЕССОР И. К. ФЕДЧЕНКО

(К 70-летию со дня рождения и 50-летию трудовой и научной деятельности)

Исполнилось 70 лет со дня рождения и 50 лет трудовой и научно-педагогической деятельности доктора технических наук, профессора Ивана Кирилловича Федченко, заведующего кафедрой «Техника высоких напряжений» Киевского ордена Ленина политехнического института, члена КПСС с 1926 г.

Окончив в 1930 г. электротехнический факультет, И. К. Федченко был оставлен в аспирантуре на кафедре электрических сетей и ТВН. С этого же времени он начал научно-педагогическую деятельность. Аспирантскую стажировку проходил в отделе высоких напряжений ВЭИ им. В. И. Ленина. Кандидатскую диссертацию защитил в 1936 г. по измерениям перенапряжений в линиях передачи высокого напряжения и был утвержден в ученом звании доцента.

С первых дней Великой Отечественной войны И. К. Федченко добровольно вступил в Советскую Армию и находился на фронте до конца войны. Докторскую диссертацию защитил в 1951 г., с 1954 г. утвержден в ученом звании профессора, руководит кафедрой ТВН.

И. К. Федченко является автором более 100 опубликованных научных работ, в том числе трех монографий и трех учебных пособий по ТВН.

Оригинальность научных идей и творческих замыслов проявилась в ряде научных трудов И. К. Федченко, связанных со сложными вопросами высоковольтной электротехники. Экспериментально исследован кумулятивный эффект и одноударная электрическая про-



чность при импульсном пробое конденсаторной, пропитанной маслом, бумаги.

Разработан метод исследования импульсной короны на моделях линий электропередачи и метод моделирования ЛЭП высокого напряжения. Предложены методы неразрушающих профилак-

тических испытаний высоковольтной изоляции электрооборудования — гамма-дефектоскопия и рентгенодефектоскопия.

Создана теория распространения переменного тока в цепи «провод — земля», имеющая прикладное значение. Предложен новый метод расчета плотности тока в однородной и двухслойной земле с разными удельными проводимостями слоев и выведены правила для расчета эквивалентных геометрических параметров «земляного провода». Это позволило найти наиболее точный метод определения «нулевой плоскости» земли при волновых процессах в ЛЭП. Впервые был предложен точный метод расчета электрических параметров земли.

На кафедре ТВН проведен ряд исследований по теории электрической дуги высокого напряжения. Так, например, предложен метод расчета электрических характеристик дуги, возникающей на ЛЭП при аварийных режимах перекрытия высоковольтной изоляции, позволяющий вычислить изменение основных параметров дуги: тока, сопротивления и теплосодержания длинной открытой дуги в функции времени, а также постоянную времени дуги. Теоретические исследования позволили сделать важный вывод: постоянная времени дуги зависит не только от величины теплосодержания, но и от скорости изменения его во времени.

Кафедра ТВН проводит научные исследования для Запорожского трансформаторного завода, связанные с импульсными испытаниями изоляции транс-

форматоров. На кафедре ТВН подготовлено 15 кандидатов и докторов наук.

И. К. Федченко проводит большую общественную работу. С 1947 г. он — бессменный председатель секции «Электротехника» Научно-технического совета Минвуза Украинской ССР, член сек-

ции ТВН Научно-методического совета по высшему электроэнергетическому образованию при Минвузе СССР, председатель секции высоковольтной электротехники Украинского республиканского Научно-технического общества энергетики и электропромышленности.

И. К. Федченко награжден орденом «Отечественная война» II степени, «Красная Звезда», двумя орденами Трудового Красного Знамени и медалями.

Группа товарищей.



НИКОЛАЙ НИКОЛАЕВИЧ ЩЕДРИН

На 84-м году жизни скоропостижно скончался крупнейший советский ученый-энергетик, член-корреспондент Академии наук Узбекской ССР, профессор, член-корреспондент Академии наук Николай Николаевич Щедрин.

Крупный ученый-теоретик и вместе с тем глубокий и тонкий знаток всех нюансов и деталей практической жизни энергосистем, автор богатейших новыми идеями статей и монографий, умный наставник и всегда неожиданный в общении человек — таким останется Николай Николаевич Щедрин в памяти тех, кому выпала удача с ним работать, у него учиться.

Трудовую жизнь Николай Николаевич Щедрин начал довольно рано. Будучи студентом Политехнического института в Петрограде, он одновременно учился и работал. После Великой Октябрьской Социалистической революции Н. Н. Щедрин служил в Красной Армии, участвовал в боях с белополяками. В 1921 г. был откомандирован для окончания института.

С 1924 г. Н. Н. Щедрин на преподавательской работе в Ленинградском политехническом институте, вначале ассистент и доцент, а с 1940 г. профессор кафедры «Электрические станции». Одновременно в течение ряда лет он работал в Ленэнерго и лаборатории Смурова, читал лекции в Ленинградском электротехническом институте им. В. И. Ульянова (Ленина) и на Всесоюзных курсах по повышению квалификации инженеров.

Анализируя результаты тепловых испытаний генераторов Волховской ГЭС, Николай Николаевич внес смелое предложение: увеличить предельную мощность генераторов. Это предложение, встретившее сначала большое сопротивление, все же было осуществлено — номинальная мощность генераторов Волховской ГЭС была поднята примерно на 30%.

Деятельное участие принимал Николай Николаевич в пуске первой в Советском Союзе Свирской линии электропередачи напряжением 220 кВ, в испытаниях и анализе ее работы.



Многочисленные работы и исследования Н. Н. Щедрина по вопросам вычисления токов короткого замыкания в сложных энергосистемах были затем обобщены им в монографии, вышедшей в 1935 г. Основные результаты этой работы и содержащиеся в ней практические рекомендации вошли во все вышедшие впоследствии руководства и учебники по расчету токов короткого замыкания. Многие высказанные им положения опередили зарубежную мысль и дали приоритет советской науке.

В последующем он публикует ряд фундаментальных теоретических работ, а в 1966 г. вышла в свет его книга «Упрощение электрических систем при моделировании», на которой Николай Николаевич работал около 20 лет и которая, по-видимому, еще долго будет питать идеями специалистов.

В 1947 г. профессор Щедрин был избран членом-корреспондентом Акаде-

мии наук Узбекской ССР. Он переехал из Ленинграда в Ташкент, где заведовал кафедрой Среднеазиатского политехнического института. Одновременно Николай Николаевич разработал и представил Энергетическому институту Академии наук Узбекской ССР широкую программу научных исследований по вопросам применения преобразовательной техники для регулируемого электропривода. По этой программе под руководством Николая Николаевича был выполнен ряд фундаментальных научных работ.

Многогранная научная и педагогическая работа профессора Щедрина в Ташкенте имела большое значение для развития энергетической науки и техники Узбекистана.

Верховный Совет Узбекской ССР высоко оценил заслуги профессора Щедрина, присвоив ему звание заслуженного деятеля науки и техники и наградив тремя почетными грамотами.

В 1954 г. Николай Николаевич вынужден был по состоянию здоровья уехать из Ташкента.

Вернувшись в Ленинград, профессор Н. Н. Щедрин работал научным консультантом, редактором трудов и членом Научно-технического совета НИИ постоянного тока, где много сделал для постановки, развития и поднятия уровня научных исследований, а также для воспитания научных кадров.

Особенно глубоким было его влияние на работы, проводившиеся НИИПТ в лабораториях электрических систем, по устойчивости и моделированию энергосистем и техники высоких напряжений, по вопросам внутренних перенапряжений.

За большие достижения в развитии науки и техники Н. Н. Щедрин в 1957 г. награжден орденом Трудового Красного Знамени, а в 1961 г. ему присвоено звание заслуженного деятеля науки и техники РСФСР.

*Группа товарищей
и учеников*



СОДЕРЖАНИЕ

Веников В. А., Путятин Е. В., Туфанов В. А., Фокин Ю. А. — Некоторые вопросы надежности электро-энергетических систем	2	Богусевич М. С., Власов С. П., Гурвич Н. Л., Сибаров Ю. Г., Сколотнев Н. Н., Табак В. Я., Шишкин Н. Ф., Ягудаев Б. М. — Первичные критерии электробезопасности при кратковременных воздействиях токов промышленной частоты	65
Копылов И. Б., Хачатуров А. А. — Методика нормирования и расчета надежности режимов межсистемных электропередач	12	Обрусник В. П. — Импульсно-управляемые ферромагнитные устройства для преобразовательной техники	69
Червонный Е. М. — Статистическая оценка показателей надежности электрооборудования в системах электроснабжения	17		
Бронштейн Р. А. — Расчет надежности автоматических устройств энергосистем методом статистических испытаний	21	СООБЩЕНИЯ	
Богданов В. А., Волков Р. П. — Анализ топологии электрической сети по данным телеметрии в автоматизированной системе диспетчерского управления	24	Сомов И. Я. — Исследование свойств релейных защит с нелинейными преобразователями	74
Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. — Электрическая прочность сжатых газов в коаксиальной системе электродов	29	Федоров В. Ф. — Метод расчета колебаний тока возбуждения мощной бесщеточной синхронной машины при асинхронном пуске	76
Верещагин И. П., Жуков В. А., Морозов В. С. — Ориентация вытянутых частиц при движении в электрическом поле	34	Дачев А. П. — Потери от циркулирующих токов в обмотках трансформаторов с транспозицией де Бюда при произвольном числе параллельных ветвей	78
Косарев Б. И., Бычков А. Н. — Расчет напряжений «рельс—земля» при коротких замыканиях в тяговых сетях переменного тока	39	Русин Ю. С. — Определение начальных напряженностей для электродов сложной формы	82
Соколов Н. И., Сумцов И. А., Кременецкий А. М. — Ресинхронизация синхронных двигателей многократной форсировкой возбуждения	43	Сабинин Ю. А., Кулешов В. И., Шмырева М. М. — Аналоговая модель силового дискретного электропривода с шаговым двигателем и автономным источником питания	84
Паластин Л. М. — Определение индуктивного сопротивления добавочного рассеяния явнополюсных синхронных машин	48	Грач И. М. — О соотношении между напряженностями плоскомеридианного и плоскопараллельного полей на оси симметрии	86
Абрамович Б. Н., Гриншпан С. Я., Плакс А. И. — Возбудитель синхронных двигателей с тиристором в нулевом выводе силового трансформатора	55	Лямец Ю. Я., Шевцов В. М. — О фазовых соотношениях при переходном процессе в высокочастотном колебательном контуре	87
Арешян Г. Л. — Теория переходных процессов однофазных индукторных генераторов с пульсирующим током	58	ЗАМЕТКИ И ПИСЬМА	89
Карибов С. И. — Схемы плавного регулирования напряжения с высокими энергетическими показателями	61	БИБЛИОГРАФИЯ	90
		ХРОНИКА	91

CONTENTS

Some Questions on Power System Reliability — V. A. Venikov, E. V. Putiatin, V. A. Tufanov, U. A. Fokin	2	Primary Criteria for Electrical Safety Under the Short-Time Influence of Commercial Frequency Currents — M. S. Bogushevitch, S. P. Vlasov, N. L. Gurvitch, U. G. Sibarov, N. N. Skolotnev, V. J. Tabak, N. F. Shishkin, B. M. Yagudayev	65
A Method of Standardizing and Calculating the Reliability of Inter-System Tie Operating Conditions — I. B. Kopylov, A. A. Khachaturov	12	Ferromagnetic Pulse Control Devices for Conversion Technology — V. P. Obrusnik	69
A Statistical Assessment of Reliability Characteristics for Electrical Equipment in Power Supply Systems — E. M. Chervonny	17		
Determining the Reliability of Automatic Devices in Power Systems by a Statistical Test Method — R. A. Bronstein	21	REPORTS	
Network Topology Analysis From Telemetry Data in an Automated Dispatch Control System — V. A. Bogdanov, R. P. Volkov	24	A Study of the Properties of Relay Protection With Non-Linear Converters — I. J. Somov	74
The Electrical Withstand Strength of Compressed Gases in a Coaxial Electrode System — A. G. Liapin, U. N. Semenov	29	A Method for Calculating Field Current Oscillations in a Large Brushless Synchronous Machine During Asynchronous Starting — V. F. Fedorov	76
The Orientation of Drawn Particles Moving in an Electric Field — I. P. Vereschagin, V. A. Djukov, V. S. Morozov	34	Circulating Current Losses in Transformer Windings With de Bude Transposition for an Arbitrary Number of Parallel Branches — A. P. Dachev	78
Calculating «Rail-Ground» Voltages for Short Circuits in A. C. Traction Networks — B. I. Kosarev, A. N. Bichkov	39	Determining the Initial Field Intensities for Complex Shaped Electrodes — U. S. Rusin	82
Resynchronization of Synchronous Motors Having High Field Forcing Levels — N. I. Sokolov, I. A. Sumtsov, A. M. Kremenetski	43	An Analog Model for a Discrete Electric Drive With Step Motor and Independent Power Supply — U. A. Sabinin, V. I. Kuleshov, M. M. Shmireva	84
Determining the Reactance of Additional Leakage in Salient-Pole Synchronous Machines — L. M. Palastin	48	On the Relationship Between Field Intensities in Plane-Meridial and Plane-Parallel Fields Along the Axis of Symmetry — M. M. Gratch	86
An Exciter for Synchronous Motors Having a Thyristor in the Ground Lead of the Power Transformer — B. N. Abramovitch, S. J. Greenspan, A. I. Plax	55	On Phase Relationships During Transients in a High-Q Tuned Circuit — U. J. Liameys, V. M. Shevtsov	87
The Theory of Transients in Single-Phase Inductor Generators With Pulsating Flux — G. L. Arashian	58	NOTES AND LETTERS	89
Schemes for Smooth Voltage Control Having High Energy Characteristics — S. I. Karibov	61	BIBLIOGRAPHY	90
		CHRONICLE	91

РЕФЕРАТЫ ПУБЛИКУЕМЫХ СТАТЕЙ

УДК 621.315.1.019.3.001.24

Методика нормирования и расчета надежности режимов межсистемных электропередач. Копылов П. Б. и Хачатуров А. А. — «Электричество», 1975, № 5.
Предлагается методика нормирования и расчета надежности режимов работы межсистемных связей, основанная на использовании вероятностно-статистических характеристик аварийных выбросов и нерегулярных колебаний перетоков мощности с учетом одновременности их совпадения. Библ. 10.

УДК 621.311.4.002.51.019.3

Статистическая оценка показателей надежности электрооборудования в системах электроснабжения. Червонный Е. М. — «Электричество», 1975, № 5.
Рассматриваются пути повышения точности статистических оценок надежности электрооборудования. Предлагается отбор статистики для совместной обработки увязывать с задачами ее дальнейшего использования. Отказы, имеющие разную физическую природу и по-разному изменяющиеся с течением времени, предлагается группировать в разных массивах. Показана необходимость раздельного определения составляющих частоты отказов, вызванной ненадежностью оборудования, и его непригодностью к экстремальным внешним условиям работы. Выделение последней составляющей обосновывается тем, что степень соответствия оборудования условиям внешней среды часто является объектом оптимизации. Приводятся некоторые рекомендации по прогнозированию надежности на основе анализа фактических показателей. Библ. 4.

УДК 621.316.925.019.3.001.24

Расчет надежности автоматических устройств энергосистем методом статистических испытаний. Бронштейн Р. А. — «Электричество», 1975, № 5.
Показана целесообразность применения метода статистических испытаний для расчета надежности функционирования автоматических устройств энергосистем в случаях, когда сложность исследуемой системы затрудняет применение аналитических методов расчета. Кратко описана система программ, реализующих применение метода статистических испытаний для расчета надежности. Библ. 6.

УДК 621.311.007.2:681.3.06

Анализ топологии электрической сети по данным телеметрии в автоматизированной системе диспетчерского управления. Богданов В. А., Волков Р. П. — «Электричество», 1975, № 5.
Рассмотрен метод формирования описания конфигурации схемы электрической сети в памяти ЦВМ АСДУ по данным телеинформации. Задача решается в несколько этапов, на первом из которых осуществляется формализация схемы соединения каждой подстанции с тем, чтобы каждый коммутационный аппарат был включен между двумя ветвями, а каждая ветвь соединялась с другой ветвью через коммутационный аппарат. Для выполнения этого условия в схему подстанции вводятся условные (фиктивные) коммутационные аппараты с фиксированным включенным положением, а также ветви-шины и фиктивные раздельные ветви, каждая из которых соответствует трансформатору связи с нулевым сопротивлением и коэффициентом трансформации, равным единице.
В схеме каждой подстанции выделяются расчетные узлы, количество которых определяется числом и схемой включения раздельных ветвей, соответствующих трансформаторам и автотрансформаторам связи. Формируются списки электрически соединенных ветвей каждого расчетного узла и определяется число электрически независимых узлов, на которые разделяется каждый расчетный узел при заданном положении коммутационных аппаратов.
Полученная информация позволяет сформировать описание конфигурации электрической сети, правильность которого проверяется по данным ТИ. Библ. 2.

УДК 621.315.618.015.51

Электрическая прочность сжатых газов в коаксиальной системе электродов. Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. — «Электричество», 1975, № 5.
Экспериментальными исследованиями электрической прочности воздуха и элегаза в цилиндрических конденсаторах подтверждается справедливость использования метода Купфмюллера-Разевица для определения пробивного напряжения в квазиоднородных и слабонеоднородных полях. Обосновываются соотношения, по которым можно оценить пробивное напряжение сжатых газов в инженерной практике конструирования аппаратов и установок ТВН. Показывается, что пробивное напряжение сжатых газов зависит от состояния поверхности электродов и от метода их тренировки. Библ. 12.

УДК 621.319.7:537.3

Ориентация вытянутых частиц при движении в электрическом поле. Верещагин П. П., Жуков В. А., Морозов В. С. — «Электричество», 1975, № 5.
Дается методика экспериментального определения гидродинамического момента, действующего на вытянутую частицу при ее движении в воздушной среде. Получена аналитическая зависимость этого момента от характерных параметров. Приводится сравнение расчетных и экспериментальных значений времени ориентации частицы в электрическом поле с учетом гидродинамического момента. Библ. 16.

УДК 621.332.064.1

Расчет напряжений «рельс—земля» при коротких замыканиях в тяговых сетях переменного тока. Косарев Б. И., Бычков А. Н. — «Электричество», 1975, № 5.
Показано, что максимальные потенциалы рельсов станций с небольшим развитием путей могут превышать при коротких замыканиях допустимые по условиям электробезопасности значения. Библ. 7.

УДК 621.313.323.013.8:621.316.729

Ресинхронизация синхронных двигателей многократной форсировкой возбуждения. Соколов Н. И., Сумцов И. А., Кременецкий А. М. — «Электричество», 1975, № 5.
Рассмотрена проблема ресинхронизации синхронных двигателей при полной нагрузке. Показана эффективность многократной форсировки возбуждения для обеспечения ресинхронизации. Библ. 3.

УДК 621.313.126:621.382.2

Возбудитель синхронных двигателей с тиристором в нулевом выводе силового трансформатора. Абрамович Б. Н., Гриншпан С. Я., Плакс А. И. — «Электричество», 1975, № 5.
Показано, что возбудитель с тиристором в нулевом выводе экономичен и обеспечивает все необходимые режимы работы синхронного двигателя, включая форсированное гашение поля. Рассмотрены особенности управления и электромагнитные процессы при переключении схемы преобразователя возбудителя. Приведены расчетные соотношения для определения углов регулирования и коммутации, при которых обеспечивается нормальная работа схемы. Определены требования к структуре устройств управления возбудителем с тиристором в нулевом выводе силового трансформатора. Библ. 4.

УДК 621.313.3.018.782.3

Теория переходных процессов однофазных индукторных генераторов с пульсирующим потоком. Арешян Г. Л. — «Электричество», 1975, № 5.
Предлагается аналитическое решение системы дифференциальных уравнений электрических контуров генератора с помощью известного метода осреднений. При этом исходная линейная система уравнений, записанная в матричной форме для случая автономно работающего генератора на активно-индуктивную нагрузку, приводится к стандартной форме. Решение получено для реальных токов всех трех обмоток в виде функций времени для общего случая переходного процесса. Полученное также общее аналитическое решение для генератора без демпферной обмотки. Дано сравнение опытных и расчетных данных. Библ. 4.

УДК 621.316.722

Схемы плавного регулирования напряжения с высокими энергетическими показателями. Карибов С. И. — «Электричество», 1975, № 5.
Рассмотрены способы повышения коэффициента мощности сети при плавном изменении выпрямленного напряжения.
Проведен анализ электромагнитных процессов в установившемся процессе и получены аналитические выражения, позволяющие определить параметры элементов описанных схем. Библ. 10.

Первичные критерии электробезопасности при кратковременных воздействиях токов промышленной частоты. Богушевич М. С., Власов С. П., Гурвич Н. Л., Сибаров Ю. Г., Сколотнев Н. Н., Табак В. Я., Шишкин Н. Ф., Угуаев Б. Я. — «Электричество», 1975, № 5.

Приводятся результаты экспериментальных исследований на животных (собаках) смертельно поражающих токов промышленной частоты при кратковременных (менее 0,1 сек) воздействиях.

Рассмотрены особенности методики, связанные с проведением экспериментов. На основе статистической обработки и пересчета полученных данных на человека рекомендуются первичные критерии электробезопасности для длительностей воздействия тока на организм в пределах 0,01 до 0,1 сек. Библ. 11.

УДК 621.375.3.001.24

Импульсно-управляемые ферромагнитные устройства для преобразовательной техники. Обрусник В. П. — «Электричество», 1975, № 5.

Приведены схемы исполнения, основные характеристики и указаны возможности практического применения новых импульсно-управляемых ферромагнитных устройств — регуляторов переменного напряжения и тока. Библ. 23.

УДК 621.316.925.1:621.314.2

Исследование свойств релейных защит с нелинейными преобразователями. Сомов И. Я. — «Электричество», 1975, № 5.

Один и тот же преобразователь при изменении его параметров может осуществлять различные функции преобразования. С другой стороны, одна и та же функция преобразования может быть реализована с помощью различных преобразователей. Отсутствие однозначной связи между схемой и принципом работы преобразователя и его функцией преобразования дает возможность предварительно выбрать подходящую функцию преобразования, а затем уже решать вопрос о конструктивном исполнении преобразователя. Установлена связь между видом и параметрами функции преобразования и свойствами защиты и исследованы свойства максимальной токовой защиты с нелинейным преобразователем. Библ. 4.

УДК 621.313.322-81.014-573.001.24

Метод расчета колебаний тока возбуждения мощной бесщеточной синхронной машины при асинхронном пуске. Федоров В. Ф. — «Электричество», 1975, № 5.

Предложен новый метод расчета колебаний тока возбуждения мощной синхронной машины при асинхронном пуске. Метод получен на основе решения уравнений синхронной машины с использованием гармонической линеаризации нелинейных функций. Сопоставление опытных и расчетных данных колебаний тока возбуждения машины при ее асинхронном пуске практически во всем диапазоне изменения скольжения показывает их хорошее совпадение. Библ. 3.

УДК 621.314.21 017.22.001.24

Потери от циркулирующих токов в обмотках трансформаторов с транспозицией де Бюда при произвольном числе параллельных ветвей. Дачев А. П. — «Электричество», 1975, № 5.

Рассмотрены оптимальные схемы транспозиции де Бюда при произвольном числе параллельных ветвей.

Для всех случаев выведены формулы для определения добавочных потерь от циркулирующих токов.

Делается вывод о возможности выполнения транспозиции де Бюда при произвольном четном числе параллельных проводов. Библ. 10.

УДК 621.3.015.001.24

Определение начальных напряженностей для электродов сложной формы. Русин Ю. С. — «Электричество», 1975, № 5.

Предлагается метод определения начальных напряженностей поля короны для электродов сложной формы. Устанавливается связь между критической напряженностью поля заданной системы электродов и системы, для которой эта критическая напряженность может быть найдена с помощью известных выражений. Дается оценочный метод определения максимального значения напряженности поля на поверхности электрода с большой кривизной в рассматриваемой точке. Библ. 5.

УДК 62-83.001.57

Аналоговая модель силового дискретного электропривода с шаговым двигателем и автономным источником питания. Сабинин Ю. А., Кулешов В. И., Шмырева М. М. — «Электричество», 1975, № 5.

Рассмотрена методика математического моделирования и приведены полученные на его основе рекомендации по повышению надежности и точности работы дискретного привода. Библ. 3.

УДК 621.3.018.782.3

О фазовых соотношениях при переходном процессе в высокодобротном колебательном контуре. Лямец Ю. Я., Шевцов В. М. — «Электричество», 1975, № 5.

Показано, что широко распространенная формула для переходного тока в высокодобротном колебательном контуре не позволяет правильно учесть фазные искажения в начальной стадии переходного процесса. Для колебательного контура без потерь приводится точное выражение, из которого определены фазные погрешности перехода тока через нулевое значение. Библ. 5.



РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Афанасьев В. В., Бертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ипатов П. М., Костенко М. В., Костенко М. П., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Мамиконянц Л. Г. (главный редактор), Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нетушил А. В., Петров И. И. (зам. главного редактора), Рабинович С. И., Слежановский О. В., Савалов С. А., Тареев Б. М., Толстов Ю. Г., Федосеев А. М., Хачатуров А. А., Чиликин М. Г., Шаталов А. С.

Адрес редакции: 103012, Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

Почтовый адрес: 101000, Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Л. Н. Никитина

Сдано в набор 17/III 1975 г.

Подписано к печати 29/IV 1975 г.

Т-06590

Формат 60×90¹/₈

Печ. л. 12

Уч.-изд. л. 15,05

Тираж 9652 экз.

Зак. 98

Цена 80 коп.

Издательство «Энергия», Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.