

# ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



**1974**

**ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»**

**12**

*Редакция журнала «Электричество»  
поздравляет Вас, дорогие читатели,  
с Днем энергетика!*

УДК 621.311.4(—21):536.483

## Использование линий с глубоким охлаждением для передачи электрической энергии в районы крупных городов

АСТАХОВ Ю. Н., ДАВЫДОВ А. Е., ЗУЕВ Э. Н., СОЛДАТКИНА Л. А.

Москва

Современный крупный город представляет конгломерацию жилых и административных, промышленных и транспортных территорий. В настоящий период электроэнергия является и в перспективе на ближайшие 25—30 лет остается основным видом непосредственного энергетического обеспечения потребностей производства и быта в городах. Электрическая мощность, потребляемая крупным городом, может быть очень большой и достигать в будущем нескольких десятков гигаватт [Л. 1 и др.].

В связи с этим система внешнего электроснабжения города должна обладать значительной пропускной способностью. При этом приходится использовать электрические сети весьма высоких напряжений. На рис. 1 изображена принципиальная схема системы внешнего электроснабжения, а на рис. 2 — полная принципиальная структурная схема системы электроснабжения потребителей крупных городов. Рассмотрим эти схемы подробнее.

По санитарно-техническим условиям, связанным в первую очередь с загрязнением воздушного бассейна, нагретом водных бассейнов и т. п., источники электроэнергии — мощные ТЭС и АЭС, желательнее сооружать на определенном расстоянии от городских территорий. От этих электростан-

ций передача электроэнергии в город обычно осуществляется с помощью воздушных линий 2 (рис. 1) весьма высокого напряжения (например, 500—750 кВ). Для их сооружения должны отводиться значительные полосы отчуждаемой земли. При прохождении этих линий через сравнительно густозаселенные территории может оказаться необходимым выполнять их кабельными на всем протяжении или на отдельных участках. Очень высокая стоимость земли и ограничения в возможностях получения свободных территорий в городе приводят к необходимости сооружать воздушные линии и мощные понижающие подстанции А системы внешнего электроснабжения вне территорий города. При этом для более экономичной передачи электроэнергии ближе к центрам нагрузок в городе приходится сооружать сети глубокого ввода высокого напряжения, выполняемые мощными кабельными линиями. Для сокращения размеров территории, занимаемой подстанциями Б глубокого ввода высокого напряжения, их приходится выполнять закрытыми, многоэтажными, а иногда и подземными. От этих подстанций питаются сети, снабжающие электроэнергией коммунально-бытовых, промышленных и прочих потребителей.

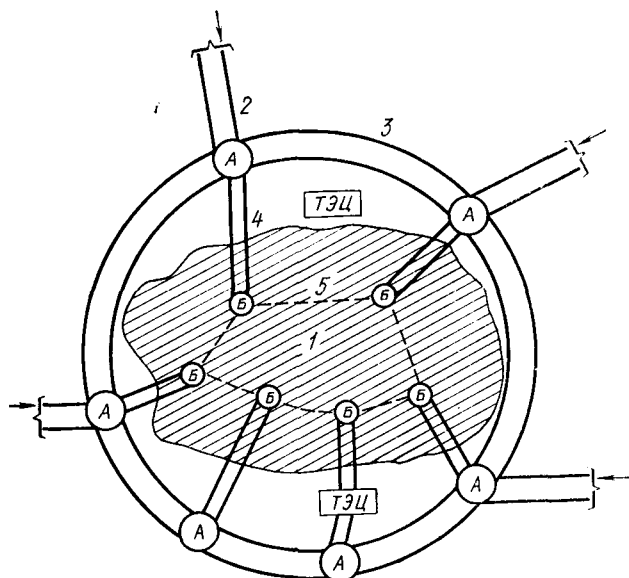


Рис. 1. Принципиальная схема системы внешнего электроснабжения крупного города.

1 — территория города; 2 — основные сети энергетической системы напряжением до 500—750 кВ (и выше), по которым электроэнергия передается от удаленных электростанций к понижающим подстанциям А, питающим город (сети внешнего электроснабжения города); 3 — опорная сеть системы внешнего электроснабжения города (условно показана в виде кольцевой сети); 4 — линия сети глубокого ввода высокого напряжения, питающей подстанции В глубокого ввода, расположенные на территории города; 5 — линии, связывающие подстанции глубокого ввода (показаны условно).

Широкое внедрение электроэнергии в быт и в производственную сферу, использование современных типов электроприемников и т. п. приводят к тому, что ухудшение качества электроснабжения — перерыв питания, подача электроэнергии с ухудшенными техническими показателями — весьма отрицательно сказываются на работе промышленных установок, на условиях труда и жизни населения. В связи с этим предъявляются весьма высокие требования к качеству электроснабжения городских потребителей. Иначе говоря, практически для большей части потребителей в крупных городах должна быть обеспечена весьма высокая степень надежности электроснабжения, а также высокое качество подаваемой электроэнергии.

Характер электропотребления в жилых и общественных зданиях предопределяет использование большого количества различных электроприемников относительно небольшой мощности. В настоящее время значительная часть электроприемников потребляет мощность порядка нескольких киловатт, а во многих случаях и менее одного киловатта. Примерно такое же положение должно сохраниться и в будущем, хотя мощности отдельных электроприемников, естественно, возрастут.

В соответствии с требованиями техники безопасности, а также вследствие относительно малых значений потребляемых мощностей и длин участков, оказывается технически необходимым и экономически целесообразным для непосредственного распределения электроэнергии между электроприемниками во многих случаях применять распределительные сети с напряжением до 1000 В. В первую очередь это относится к сетям внутри зданий.

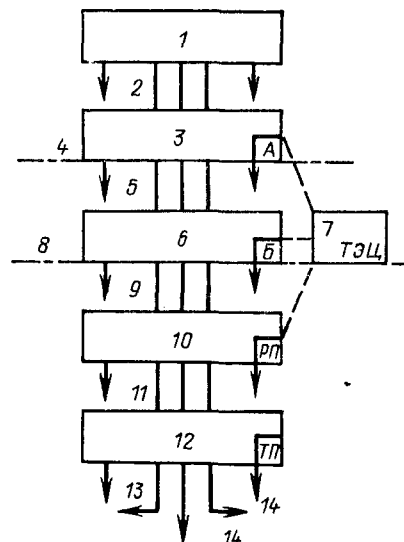


Рис. 2. Принципиальная структурная схема системы электроснабжения крупного города (стрелками указано присоединение потребителей).

1 — удаленные электростанции; 2 — основные сети энергетической системы (до 500—750 кВ); 3 — основные районные подстанции А системы; 4 — опорная (кольцевая) сеть системы внешнего электроснабжения города; 5 — сети глубокого ввода напряжением 110—220 кВ; 6 — городские подстанции В глубокого ввода высокого напряжения; 7 — городские и пригородные электростанции (ТЭЦ); 8 — шины центров питания (ЦП) городских сетей среднего напряжения (10—20 кВ); 9 — питающие сети среднего напряжения; 10 — распределительные пункты (РП); 11 — распределительные сети среднего напряжения; 12 — распределительные трансформаторные подстанции (ТП); 13 — распределительные сети напряжением до 1000 В; 14 — потребители.

Для распределения электроэнергии между отдельными группами потребителей, отдельными зданиями и т. п. внутри территории города экономически целесообразным является использование сетей среднего напряжения (10—20 кВ). Сети напряжением до 1000 В и сети среднего напряжения широко применяются также в системах электроснабжения промышленных предприятий<sup>1</sup>.

Большое количество и разнообразие потребителей электроэнергии в крупных городах, существенное различие в нагрузках отдельных элементов систем электроснабжения городов (от нескольких киловатт до десятков гигаватт) обуславливают необходимость и экономическую целесообразность использования уже в настоящее время достаточно сложной многозвенной структуры системы электроснабжения потребителей города (см. рис. 2). Практически при этом приходится создавать мощную энергетическую систему города.

Анализ развития существующих систем электроснабжения городов и данных по прогнозу роста нагрузок показывает, что существующие принципы построения этих систем с использованием традиционных способов передачи и распределения электроэнергии должны претерпеть существенные изменения. Все более широкое внедрение электроэнергии в различные бытовые и производственные процессы приводит к значительному росту электрических нагрузок городских потребителей. А это ведет к существенному увеличению мощностей, передаваемых по всем элементам си-

<sup>1</sup> Электроснабжение промышленных предприятий и развитие промышленных сетей в статье не рассматриваются.

стемы электроснабжения города, в частности по сетям внешнего электроснабжения.

При ожидаемом в течение 20—25-летнего периода времени росте нагрузок сети напряжением до 1000 в должны практически остаться лишь внутри зданий. С точки зрения получения удовлетворительных технико-экономических показателей работы сетей среднего напряжения их радиус действия должен быть резко сокращен. Это означает, что вглубь города должно вводиться значительное количество электроэнергии по сетям глубокого ввода высокого напряжения, которые должны при этом получить весьма большое развитие. Нагрузки этих сетей также должны существенно увеличиться.

В районах с большой плотностью нагрузки мощности подстанций глубокого ввода (ПГВ) могут достигать нескольких сотен мегаватт. Например, при планировании развития схемы электроснабжения центра Токио [Л. 2] рассматривались варианты сооружения ПГВ 275/22 кВ с нагрузкой 1000 Мвт. Размещение ПГВ большой мощности в городе требует значительной территории, что существенно повышает их стоимость [Л. 3], и не всегда осуществимо по условиям градостроительства. Определенные практические затруднения возникают и при сооружении кабельных линий высокой пропускной способности, если при этом используются традиционные способы передачи электроэнергии [Л. 4].

В связи с указанным в ряде стран ведутся исследования по увеличению пропускной способности кабельных линий [Л. 5 и др.]. Предлагается применение их форсированного охлаждения, а также использование новых способов передачи электроэнергии — при глубоком охлаждении кабельных линий и т. п. Однако в этих работах обычно рассматриваются случаи передачи весьма больших мощностей, достигающих, в частности, нескольких гигаватт. Это положение нельзя признать полностью оправданным. Представляется, что при разработке новых способов передачи электроэнергии в условиях города необходимо стремиться к упрощению и удешевлению существующей весьма сложной структуры систем его электроснабжения, в частности, к ликвидации отдельных ее звеньев.

Анализ существующей структуры системы электроснабжения крупных городов (рис. 2) показывает, что с учетом характерных особенностей электропотребления из нее не могут быть исключены такие звенья, как распределительные сети напряжением до 1000 в и сети среднего напряжения. Они должны, как указывалось выше, остаться и в будущем, но с резким сокращением радиусов их действия<sup>2</sup>. В этих условиях целесообразно ставить вопрос об исключении звена сети глубокого ввода высокого напряжения и объединении его с питающей сетью среднего напряжения.

В частности, например, возможна следующая принципиальная структура системы электроснабжения города. Передача электроэнергии вглубь го-

рода производится непосредственно от шин низшего напряжения (10—20 кВ) мощных районных подстанций А, присоединенных к опорной кольцевой сети вокруг города (рис. 1), а в ряде случаев и от шин генераторного напряжения мощных электростанций, находящихся в непосредственной близости от города. Для этой цели должны быть использованы мощные кабельные линии на напряжение 10—20 кВ. Нагрузка таких линий определяется на основании технико-экономического анализа. Например, она может составлять 200—400 Мвт. От этих линий питаются мощные центральные распределительные пункты ЦРП. С целью обеспечения достаточной степени надежности электроснабжения потребителей внутри городской территории должен быть ряд опорных кольцевых сетей на напряжении 10—20 кВ, объединяющих группы ЦРП. От ЦРП непосредственно питаются линии 10—20 кВ, распределяющие электроэнергию между ТП, на которых электроэнергия должна трансформироваться на более низкое напряжение (в пределах до 1000 в).

Осуществление рассматриваемого звена системы электроснабжения города на напряжении 10—20 кВ может быть практически возможным лишь в случае использования новых способов передачи электроэнергии, например передачи при глубоком охлаждении кабельных линий. При этом глубокое охлаждение может быть использовано не только для жил кабельных линий, но и для обмоток низшего напряжения мощных трансформаторов опорных районных подстанций А (рис. 1), генераторов электростанций и т. д. При этом также должны быть разработаны специальная коммутационная аппаратура с большой отключающей способностью на напряжении 10—20 кВ, аппараты для ограничения токов короткого замыкания в сетях 10—20 кВ и т. д. По-видимому, могут быть использованы объединенные системы хладоснабжения для всех указанных элементов системы передачи энергии при напряжении 10—20 кВ. Поскольку протяженность рассматриваемых мощных кабельных линий внутри города относительно мала (в пределах 10—20 км), то хладогенерирующие установки могут располагаться по концам этих линий — на ЦРП и на мощных районных подстанциях.

На кафедре «Электрические системы» Московского энергетического института ведется работа по исследованию технико-экономической целесообразности использования линий с глубоким охлаждением в системах электроснабжения города. В частности, исследуется вопрос о целесообразности использования линий с глубоким охлаждением на напряжения 10—20 кВ. Был проведен технико-экономический анализ различных вариантов схем глубокого ввода электроэнергии в центральный район крупного города от мощной районной подстанции 500/(110—220)/(10—20) кВ, удаленной на 10 км от этого района.

Размеры и нагрузка района города варьировались в достаточно широких пределах. Были рассмотрены три принципиально различных расчетных модели:

1. Район площадью  $3 \times 7$  км<sup>2</sup> с нагрузкой 400 Мвт и средней плотностью нагрузки 20 Мвт/км<sup>2</sup>.

<sup>2</sup> При этом практически может оказаться целесообразным сооружать ТП в каждом здании. Для осуществления этого необходимо разработать соответствующее малогабаритное электрооборудование и принять меры по снижению уровня шумов.



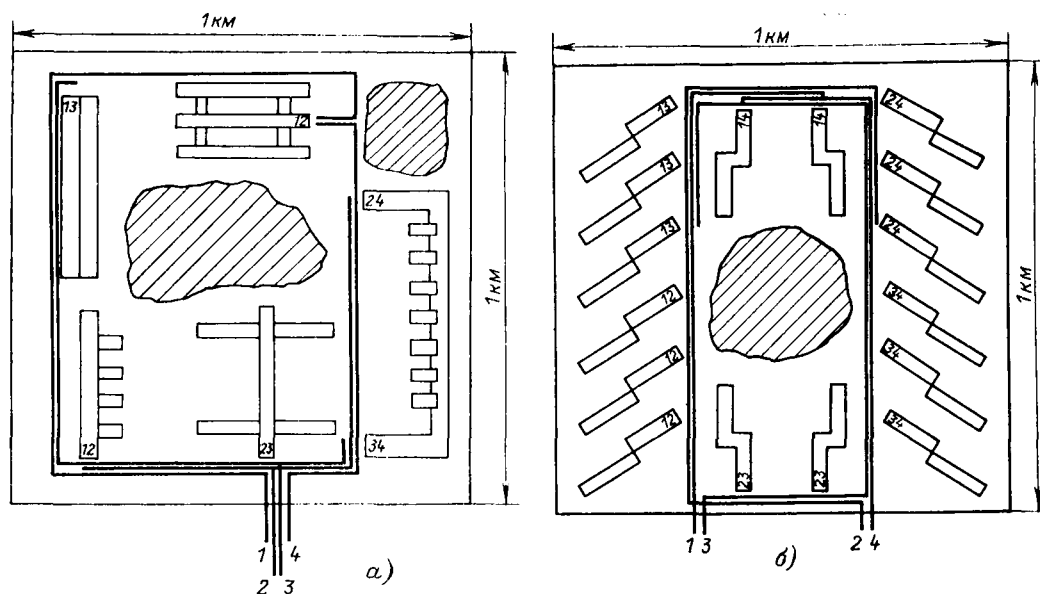


Рис. 3. План типового микрорайона; цифры на зданиях указывают месторасположение ТП и номера кабелей, заходящих в них; микрорайон питается четырьмя кабелями 20 кв, длина которых с учетом заходов на ТП равна 7 км.

а — с застройкой крупными общественными зданиями; нагрузка на вводе зданий 4 и 8 Мвт; б — с застройкой жилыми зданиями; нагрузка на вводе здания 1,5 Мвт.

Застройка района и нагрузки отдельных зданий были приняты на основании анализа эскизных проектов современной и возможной перспективной застройки центральных городских районов (рис. 3).

2. Район площадью  $4 \times 5 \text{ км}^2$  с нагрузкой 600 Мвт и средней плотностью нагрузки около 30 Мвт/км<sup>2</sup>.

3. Район площадью  $3 \times 4 \text{ км}^2$  с нагрузкой 800 Мвт и средней плотностью нагрузки около 70 Мвт/км<sup>2</sup>.

В вариантах 2 и 3 возможная застройка рассматривалась упрощенно на основании приближенных оценочных данных.

Предполагалось, что рассматриваемый район города застроен многоэтажными жилыми и крупными общественными зданиями — научно-исследовательскими, учебными, культурно-просветительными и пр. заведениями (последние условно названы административно-производственными комплексами — АПК).

На вводе в каждое жилое здание или АПК задавалась его расчетная нагрузка. При определении нагрузки зданий предполагалось, что электроэнергия достаточно широко используется во всех бытовых и производственных процессах, в частности для обеспечения надлежащих комфортных бытовых условий (кондиционирование воздуха, удаление и уничтожение отходов, использование воздухоочистителей и т. п.) и для технологических процессов (пищеприготовление и др.). В моделях 2 и 3 средняя плотность нагрузки существенно превышала имеющиеся данные для современной многоэтажной застройки. Однако анализ имеющихся материалов показывает, что в будущем такие плотности нагрузок могут быть, например, в городах с полной электрификацией быта, расположенных вблизи мощных ГЭС, и т. п.

Для каждой расчетной модели рассматривались различные варианты выполнения системы электроснабжения заданного района города:

I. Электроснабжение района осуществлялось от шин 110—220 кв районной подстанции кабельными линиями 110 или 220 кв, на территории района сооружались ПГВ (110—220)/(10—20) кв и сеть среднего напряжения (10—20) для питания распределительных ТП (10—20)/(0,38—0,66) кв. Рассматривались кабельные линии 110—220 кв обычной конструкции и при применении форсированного охлаждения.

II. Электроснабжение района осуществлялось от шин 20 кв районной подстанции криогенными линиями 20 кв, на тер-

ритории района сооружались ЦРП и сеть 20 кв для питания ТП 20/(0,38—0,66) кв.

При сравнении различных вариантов учитывались технико-экономические показатели для всех элементов рассматриваемой системы электроснабжения потребителей: районной подстанции, линий глубокого ввода и ПГВ (в вариантах I) или криогенных линий и ЦРП (в вариантах II), сети 10—20 кв для электроснабжения ТП от ПГВ или ЦРП, ТП 10—20 кв.

При проработке вариантов схем электроснабжения заданного района для всех элементов рассматриваемой схемы, в том числе для линий глубокого ввода высокого напряжения и криогенных линий, соединяющих подстанцию А и рассматриваемый район, предусматривались наиболее экономичные и целесообразные для данных условий решения. При выборе параметров отдельных элементов предполагалось, что в первую очередь должно быть использовано имеющееся электрооборудование, выпускаемое отечественной электропромышленностью. В тех случаях, когда требуемое оборудование отсутствовало, принималось оборудование, которое практически может быть выпущено. Стоимость такого оборудования определялась на основании анализа имеющихся материалов и приближенных расчетов.

В приложении приведены более подробные сведения о схемах и параметрах различных элементов системы электроснабжения района для расчетной модели 1, количественные показатели которой являются более близкими к показателям для существующей многоэтажной жилой застройки городов.

Результаты исследований для всех рассмотренных расчетных моделей показали, что варианты II с использованием криогенных линий передачи энергии от подстанции А до заданного района требуют

примерно одинаковых, а в ряде случаев и меньших, приведенных затрат на их осуществление по сравнению с аналогичными затратами для вариантов I. Естественно, что полученные результаты базируются на определенных технико-экономических показателях, которые в настоящее время для криогенных систем являются достаточно приближенными. Однако эти результаты показывают также, что в рассматриваемых условиях варианты с криогенными линиями 20 кВ являются вполне конкурентно-способными с вариантами, использующими кабельные линии 110—220 кВ для глубокого ввода значительного количества электроэнергии в центральные районы крупных городов. Это означает, что при дальнейших исследованиях и конкретных проработках систем электроснабжения крупных городов необходимо рассматривать и варианты с использованием криогенных линий. Для возможности практического внедрения этих линий исходные требования и возможные параметры, характерные для систем глубокого ввода электроэнергии в крупные города, должны учитываться при проводимых в настоящее время исследованиях и конструктивных проработках криогенных линий и соответствующего оборудования.

При технико-экономическом анализе для рассмотренных условий напряжение 20 кВ для распределительных сетей оказалось более экономичным по сравнению с 10 кВ при сооружении на территории района ПГВ 110 или 220 кВ. Это объясняется большей пропускной способностью кабельных линий 20 кВ, что в районах с большой плотностью нагрузок имеет существенное значение. В ряде случаев при напряжении 20 кВ оказалось возможным отказаться от сооружения распределительных пунктов РП, что также упрощало и удешевляло сеть 20 кВ. Такое решение вполне может быть оправдано при проектировании систем электроснабжения новых городов или новых районов<sup>3</sup>.

Однако при развитии существующих систем электроснабжения крупных районов, которое должно предусматриваться при соответствующем росте нагрузок, положение может осложниться. В настоящее время в крупных городах СССР широкое распространение имеют сети с напряжением 10 кВ, которые постепенно заменяют существующие сети 6 кВ. Опыт показывает, что изменение напряжения сетей 6 на 10 кВ происходит достаточно медленно. При росте нагрузок для передачи электроэнергии в соответствующие районы города сооружают сети глубокого ввода 110—220 кВ. Сооружение ПГВ (110—220)/(6—10) кВ в рассматриваемых условиях сокращает радиус действия существующих сетей 6—10 кВ, снижает потери мощности и энергии в них, что в результате приводит к улучшению технико-экономических показателей для всей системы электроснабжения.

При наличии развитых кабельных сетей 6 и 10 кВ рассчитывать на возможность внедрения сетей 20 кВ практически не приходится. В этих условиях перспективным для передачи значитель-

ного количества электроэнергии в центры нагрузок может оказаться использование не линий глубокого ввода 110—220 кВ, а кабельных линий 10 кВ с глубоким охлаждением, питающих ЦРП 10 кВ. От этих ЦРП должны питаться обычные кабельные линии распределительной сети 10 кВ. При таком решении в случае необходимости возможно объединение существующих и вновь сооружаемых сетей 10 кВ. Вопрос о технико-экономической целесообразности использования криогенных линий 10 кВ требует дополнительной проработки. Если линии 10 кВ с глубоким охлаждением смогут заменить линии глубокого ввода 110—220 кВ, то вместо закрытых ПГВ, занимающих большую площадь, могут быть сооружены более компактные ЦРП, которые значительно легче разместить на территории города.

**Выводы.** 1. При развитии электропотребления в крупных городах значительно возрастают электрические нагрузки, резко усложняется структура систем электроснабжения.

2. Для упрощения и удешевления систем электроснабжения города в этих условиях необходимо применять новые нетрадиционные способы передачи и распределения электроэнергии, в частности криогенные линии.

3. Криогенные линии 10—20 кВ могут быть использованы для передачи электроэнергии от мощных районных подстанций к ЦРП в центрах нагрузок районов города. Технико-экономические показатели таких линий не превышают соответствующие показатели при сооружении сетей глубокого ввода и ПГВ 110—220 кВ. Питание распределительных сетей 10—20 кВ должно производиться от ЦРП, которые могут быть выполнены значительно более компактными, чем ПГВ, что имеет существенное значение в условиях городских территорий.

4. В числе работ, проводимых в области создания криогенных линий, должны быть предусмотрены разработки конструкции для передачи относительно небольших мощностей (100—400 Мвт) при напряжениях 10—20 кВ, которые могут найти применение в системах электроснабжения городов.

5. Должна быть предусмотрена разработка специальной коммутационной аппаратуры с большой отключающей способностью и аппаратов для ограничения токов короткого замыкания в сетях 10—20 кВ.

**Приложение.** Характеристика схем электроснабжения района города<sup>4</sup> с нагрузкой 400 Мвт (нагрузка приведена к шинам ПГВ или ЦРП).

Суммарная мощность нагрузки районной подстанции А 500/110/20 кВ принималась равной 800 Мвт, собственная нагрузка подстанции на шинах 110 кВ — 300 Мвт, на шинах 20 кВ — 100 Мвт. Электрооборудование подстанции А выбиралось в соответствии с заданными нагрузками и значением мощности короткого замыкания на шинах 500 кВ, равным 25 000 Мв·а. На рис. 3 даны планы типовых микрорайонов с жилыми и общественными зданиями и указаны нагрузки, приведенные к вводам в здания. Предполагалось, что в рассматриваемом районе города имеется 13 микрорайонов с жилыми и 8 микрорайонов с общественными зданиями.

<sup>3</sup> При рассмотрении вариантов сетей 20 кВ предполагалось использование современного оборудования и кабелей на это напряжение.

<sup>4</sup> Расчеты выполняли Жесткова Е. В., Каптур В. Ф. Выбор электроаппаратов и схем подстанций производился под руководством Евланова В. И.

Исследовались варианты схем передачи мощности от подстанции А:

а) линия глубокого ввода 110 кВ с сооружением одной или двух ПГВ 110/10—20 кВ на территории района; б) криогенная линия передачи напряжением 20 кВ, на территории района сооружались один или два ЦРП. Для каждого из указанных вариантов выбирался наиболее экономичный подвариант для рассматриваемых условий. При этом анализировались все возможные схемы, различные типы конструктивного выполнения элементов сети, выбиралось технически необходимое и экономически целесообразное количество линий, трансформаторов и т. п. При выборе наиболее экономичных подвариантов особое внимание обращалось на необходимость уменьшения габаритов ПГВ и ЦРП, поскольку размещение громоздких распределительных устройств на территории города в общем случае затруднительно. В связи с этим предпочтение отдавалось более простым и достаточно надежным схемам подстанций и линий и т. п.

Вариант распределительной сети 10 кВ с сооружением РП и применением двухлучевой автоматизированной схемы (в соответствии с существующей практикой Моспроекта) оказался примерно в 2 раза дороже распределительной сети 20 кВ. Сеть 20 кВ сооружалась без РП по четырехлучевой автоматизированной схеме, кабели типа АОАБК с сечением жил 185 мм<sup>2</sup>. В каждом жилом здании экономически целесообразным оказалось сооружение ТП с двумя трансформаторами по 1000 кВ·а, в зданиях АПК—ТП с двумя трансформаторами по 1600 кВ·а (см. рис. 3). Всего для питания рассматриваемого района требовалось 84 линии распределительной сети.

Схема ПГВ на стороне 110 кВ была принята простейшей — без выключателей, с отделителями и короткозамыкателями и с двумя трансформаторами по 320 МВ·а в варианте с одной ПГВ и по 160 МВ·а в варианте с двумя ПГВ. Рассматривались подстанции только полностью закрытого типа. Для линий 110 кВ рассматривались различные варианты применения маслонаполненного кабеля марки МССК и МВДТ при естественном охлаждении (три цепи) и при форсированном охлаждении (две цепи). Более экономичным оказалось сооружение одной ПГВ. При этом варианты кабельных линий типа МССК при форсированном и типа МВДТ при форсированном и естественном охлаждении оказались практически равноценными. Предпочтение было отдано варианту с кабелями типа МВДТ с форсированным охлаждением, при этом линия сооружалась двухцепной, что существенно упрощало и повышало надежность работы ПГВ по сравнению с вариантом трех цепей 110 кВ при естественном охлаждении. Кроме того, кабель типа МВДТ прокладывался в стальной трубе, что значительно повышало надежность его работы, так как уменьшалась вероятность механических повреждений.

В варианте передачи мощности от подстанции А криогенными линиями 20 кВ на ней устанавливались две группы из однофазных автотрансформаторов мощностью по 267 МВ·а каждый. (Основная нагрузка подстанции присоединялась к обмотке низшего напряжения, пропускная способность которой равна 45% номинальной мощности.) На стороне 20 кВ автотрансформаторов устанавливались выключатели типа ВВ-20.

Характерной особенностью ЦРП в этом варианте являлось большое количество ячеек распределительного устройства 20 кВ, что обусловлено большим количеством отходящих линий. В связи с этим размещение ЦРП в подвале жилых или производственных зданий района города представлялось нецелесообразным, так как это потребовало бы специальной значительной реконструкции подвальной части здания, устранения опорных перегородок и т. п.

Наиболее целесообразным представлялось выполнение ЦРП либо подземным, либо наземным цокольным сооружением, примыкающим к одному из зданий вблизи АПК. При анализе данного варианта условно предполагалось, что для ЦРП применяются комплекты распределительных устройств, подобные КРУ 10 кВ, а габариты ячеек были увеличены на 50%, т. е. пропорционально необходимости увеличения

изоляционных расстояний с напряжения 10 на 20 кВ. За основу были приняты КРУ серии К-ХП и К-ХХП.

Для размещения необходимого оборудования ЦРП потребовалось при принятых исходных условиях сооружение помещения площадью 80×10 м<sup>2</sup>. Учитывая значительные размеры ЦРП, было решено предусмотреть для него помещение наземного типа. При этом можно было легче выполнить разводку кабелей к ячейкам, построив под ЦРП кабельный капал. Выводы криогенных кабельных линий предполагалось разместить в пристройках к основному зданию, отделив их от основного помещения ЦРП. Присоединение ЦРП к криогенным кабелям предполагалось осуществить шинными мостами, выполненными алюминиевыми шинами квадратного сечения, около 4000 мм<sup>2</sup>.

В качестве вариантов передачи мощности от подстанции А криогенными кабельными линиями 20 кВ рассматривались следующие:

I. Сверхпроводящий кабель с коаксиальными фазами, работающий в режиме противоток.

II. Криорезисторный кабель с фазами, состоящими из транспонированного пучка тонких проволок с расщеплением фазы на две или более ветви.

III. Криорезисторный кабель с коаксиальными фазами и с противоположным направлением токов в фазе.

Как показали предварительные расчеты, при выборе целесообразного уровня охлаждения криорезисторного варианта кабели, охлаждаемые жидким водородом (около 20 °К), оказались экономичнее кабелей, охлаждаемых жидким азотом (около 77 °К). При выборе размеров токоведущей части кабеля исходными данными являлись значения передаваемой мощности, номинального напряжения и протяженности передачи. Расчет геометрических размеров производился с учетом ряда технических ограничений для каждого варианта исполнения.

Для криорезисторного кабеля расчетная плотность тока варьировалась от 1 до 5 а/мм<sup>2</sup> с целью отыскания оптимального значения, которое при заданных исходных данных для II и III вариантов оказалось равным 4 а/мм<sup>2</sup>. Сверхпроводящий вариант рассчитывался с учетом ограничений по условию сохранения сверхпроводящего состояния в нормальных эксплуатационных режимах и при аварийных перегрузках, а также по условию сохранения электрической прочности диэлектрика в пространстве между коаксиальными фазами. В таблице приведены основные экономические показатели рассмотренных вариантов.

Варианты	Капиталовложения, тыс. руб.		Суммарные издержки, тыс. руб./год	Приведенные затраты, тыс. руб./год
	в кабель	в рефрижераторы		
I	5838,7	1408	548,3	1416
II	3672,5	1556	437,1	1054,1
III	3907,5	1210	614	1019,4

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шрейбер В. П., Фингер Л. М. Новый план развития электрических сетей Парижа.— «Энергохозяйство за рубежом», 1973, № 5, с. 1—5.
2. Ichiro Hori. Tokyo's outer loop system.— «Energy international», 1968, Aug., p. 12—15.
3. Волпян Г. А. Вопросы разработки генеральной схемы электроснабжения Москвы.— В сб.: Основные направления проектирования и развития городских электрических сетей. М., «Энергия», 1966, с. 146—152.
4. О нетрадиционных способах передачи энергии с использованием глубокого охлаждения.— «Электричество», 1971, № 5, с. 1—9. Авт.: Астахов Ю. Н., Веников В. А., Зуев Э. Н., Околотин В. С.
5. Файбисович Д. Л. Исследования в области кабельных линий высокого напряжения в США.— «Энергохозяйство за рубежом», 1973, № 3.

[7.6.1974]

# Определение очередности вывода в капитальный ремонт оборудования тепловых электростанций с учетом режима энергосистемы

ГОФМАН М. И., ДУДИЧЕВ Е. А., СОВАЛОВ С. А., ЦВЕТКОВ Е. В.

Москва

Оптимизация долгосрочных (с заблаговременностью обычно до года) режимов энергосистем сводится к раздельному решению следующих трех задач: оптимизации долгосрочных режимов водохранилищ ГЭС, оптимизации графика очередности вывода в капитальный ремонт основного оборудования электростанций и расчета оптимальных показателей плана эксплуатации энергосистем.

К настоящему времени наиболее полно разработана первая из указанных задач, по ней предложены достаточно эффективные методы и алгоритмы, которые практически внедрены во многих энергосистемах.

Оптимальное планирование капитальных ремонтов по существу только начинает разрабатываться. Первое упрощенное исследование по этой задаче было выполнено в 1964 г. польским инженером Тороном [Л. 1]. В последние годы интерес к этой задаче возрос. Ряд важных результатов получен в [Л. 2—4 и др.]. Однако преобладающее большинство этих исследований посвящено решению задач на уровне энергосистемы. С объединением энергосистем более актуальной становится необходимость решения для энергообъединения в целом (единой энергосистемы СССР, объединенной энергосистемы). На уровне ЦДУ ЕЭС СССР должно производиться оптимальное распределение «ремонтной площадки» между параллельно работающими ОЭС, а на уровне ОДУ — то же между входящими в состав ОЭС энергосистемами. Как показывает анализ, такая оптимизация на уровне ЦДУ и ОДУ может дать значительный эффект. Именно для этих уровней главным образом предназначается рассматриваемый ниже метод.

Более правильно было бы совместно решать задачи оптимизации режимов водохранилищ ГЭС и планов капитальных ремонтов основного оборудования электростанций, особенно для энергообъединений со значительным удельным весом ГЭС. Однако возможности имеющихся ЭВМ второго поколения пока не позволяют этого сделать. После внедрения более мощных ЭВМ третьего поколения предполагается комплексная работа программ для решения обеих задач совместно.

Рассмотрим постановку и метод решения задачи определения оптимального плана капитальных ремонтов основного оборудования ТЭС для использования на уровнях ЦДУ и ОДУ.

Объединенная энергосистема представляется эквивалентной схемой в виде совокупности  $m$  узлов, соединенных линиями электропередач с заданными пропускными способностями. Например, для ЕЭС СССР за отдельные узлы принимаются энергообъединения Центра, Средней Волги и т. п.

Планирование капитальных ремонтов обычно выполняется на год вперед. Однако помимо годового планирования осуществляются периодические

корректировки плана на менее продолжительные периоды времени.

Таким образом, в качестве расчетного периода времени берется либо год, либо часть его. Расчетный период рассматривается состоящим из  $n$  расчетных интервалов в общем случае разной длительности. Обычно расчетные интервалы принимаются продолжительностью от одной до четырех недель.

Планирование капитальных ремонтов на следующий год начинается со сбора ремонтных заявок и их анализа. В результате определяется оборудование, подлежащее капитальному ремонту, а также планируемые длительности ремонтов. В нашей задаче все намеченное к выводу в ремонт оборудование электростанций в каждом узле  $k$  эквивалентной схемы энергообъединения разбивается на  $r$  групп. В одну группу включаются однотипные агрегаты, т. е. агрегаты с одинаковой установленной мощностью и одинаковыми параметрами пара. В отдельные группы объединяется также оборудование с заранее фиксированными по тем или иным соображениям сроками ремонтов, например тепловые агрегаты с противодавлением.

В результате решения задачи должны быть определены для каждого интервала времени отвечающие принятому критерию оптимальности мощности отдельных групп оборудования, выводимого в капитальный ремонт.

Оптимальный план очередности проведения капитальных ремонтов основного оборудования электростанций в общем случае должен определяться минимумом целевой функции, в состав которой входят топливные издержки по энергосистеме, ущербы от возможных аварийных дефицитов электроснабжения, а также собственно затраты на проведение ремонтов. Однако такую целевую функцию в практических расчетах использовать не представляется возможным из-за отсутствия удовлетворительных оценок: во-первых, ущербов от аварийных дефицитов электроснабжения и, во-вторых, затрат на проведение капитальных ремонтов в зависимости от плана очередности ремонтов. По-видимому, затраты на капитальные ремонты несущественно зависят от плана очередности ремонтов. Поэтому в качестве целевой функции для оптимизации плана очередности проведения ремонтов целесообразно брать минимум расхода условного топлива или стоимости топлива на тепловых электростанциях при соблюдении комплекса ограничений, в том числе и ограничения по условиям надежности электроснабжения.

Математически указанный критерий оптимальности записывается следующим образом:

$$B = \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \sum_{j=1}^r B_{ikj} (N_{ikj}) \rightarrow \min, \quad i=1, \dots, n; \\ k=1, \dots, m; \quad j=1, \dots, r, \quad (1)$$

где  $B$  — суммарный расход топлива;  $B_{ikj}$ ,  $N_{ikj}$  — соответственно расход топлива и намеченная к ремонту мощность для  $i$ -го интервала,  $k$ -го узла и  $j$ -й группы оборудования;  $m$ ,  $n$ ,  $r$  — число узлов, интервалов и групп оборудования.

Перечислим основные ограничения, которые учитываются при решении задачи (1):

1. Ограничение по балансу мощностей узла:

$$\sum_{j=1}^r N_{ikj} \leq P_{ik}, \quad i=1, \dots, n; \quad k=1, \dots, m, \quad (2)$$

где  $P_{ik}$  — предельно допустимое по балансу мощностей значение ремонтируемых мощностей в узле  $k$  и интервале  $i$ .

Значения  $P_{ik}$  определяются вычитанием из располагаемых мощностей электростанций максимумов нагрузок энергосистем, необходимого по условиям надежности аварийного резерва и резерва на проведение текущих ремонтов, а также обменной мощности с соседними узлами.

Если электрические связи между несколькими или даже всеми узлами энергообъединения достаточно сильные, то вместо ограничения (2) учитывается аналогичное ограничение, относящееся не к одному, а к нескольким узлам или даже ко всему энергообъединению.

2. Ограничения по пропускной способности линий электропередач

$$P_{li \min} \leq P_{li} \leq P_{li \max}, \quad l=1, \dots, L, \quad (3)$$

где  $P_{li}$  — нагрузка линии  $l$  в  $i$ -м интервале;  $P_{li \min}$ ,  $P_{li \max}$  — минимальная и максимальная нагрузка линий;  $L$  — число контролируемых линий.

В некоторых энергосистемах могут быть также ограничения по суммарной нагрузке нескольких линий.

3. Ограничения по одновременному ремонту агрегатов одной группы каждого узла

$$N_{ikj \min} \leq N_{ikj} \leq N_{ikj \max}, \quad i=1, \dots, n; \quad k=1, \dots, m; \quad j=1, \dots, r. \quad (4)$$

4. Ограничения по одновременному ремонту агрегатов всех групп в одном узле

$$\left( \sum_{j=1}^r N_{ikj} \right)_{\min} \leq \sum_{j=1}^r N_{ikj} \leq \left( \sum_{j=1}^r N_{ikj} \right)_{\max}, \quad i=1, \dots, n; \quad k=1, \dots, m. \quad (5)$$

Последними двумя ограничениями учитываются ограничения по предельным возможностям ремонтных организаций выполнить ремонты.

5. Ограничения по выполнению намеченного объема ремонтов каждой  $j$ -й группы оборудования в любом узле  $k$

$$\sum_{i=1}^n N_{ikj} = R_{kj}, \quad j=1, \dots, r; \quad k=1, \dots, m, \quad (6)$$

где  $R_{kj}$  — заданный объем ремонтов  $j$ -й группы оборудования узла  $k$ .

Для облегчения решения задачи введен ряд упрощений, основные из которых следующие.

Предполагается не дискретное, а непрерывное изменение выводимой в ремонт мощности тепловых

электростанций. Для уровней ЦДУ и ОДУ это допущение не существенное, так как в масштабе ЕЭС СССР и ОЭС мощность отдельного агрегата мала по сравнению с суммарной мощностью соответствующей группы агрегатов.

Не учитывается дискретность в сроках ремонтов оборудования — предусматривается лишь выполнение в течение планируемого периода заданного суммарного объема ремонтов. Предполагается, что полученные в результате решения задачи планы ремонтов должны быть скорректированы таким образом, чтобы соблюдалась дискретность в сроках ремонтов оборудования (для этих целей составляется дополнительная машинная программа).

Планы ремонтов агрегатов ГЭС полагаются заданными (они определяются отдельным расчетом).

Для тепловых станций с поперечными связями планируется ремонт лишь турбоагрегатов. Предполагается, что часть котлов может ремонтироваться одновременно с турбоагрегатами, а другая часть котлов (резерв по котлам) — в любое удобное время.

Значение аварийного резерва мощности в каждом интервале и его распределение между узлами предполагаются заданными; заданными являются и значения резерва для проведения текущих ремонтов.

В дальнейшем предполагается, что в состав задачи планирования ремонтов будет включен блок, осуществляющий наиболее целесообразное (по критерию равной надежности) перераспределение резерва мощности между узлами и интервалами времени.

При сделанных упрощениях рассматриваемая задача сводится в математическом отношении к задаче выпуклого программирования. Решение ее градиентным методом сводится к следующему. Задается начальный план ремонтов, т. е. начальные значения переменных  $N_{ikj}$ . Затем этот план ремонтов итерациями последовательно улучшается. Значения переменных  $N_{ikj}^{(v)}$  на любой  $v$ -й итерации вычисляется по формуле градиентного метода:

$$N_{ikj}^{(v)} = N_{ikj}^{(v-1)} - \alpha^v \left( \frac{\partial B}{\partial N_{ikj}} \right)_v, \quad i=1, \dots, n; \quad k=1, \dots, m; \quad j=1, \dots, r. \quad (7)$$

Здесь  $\alpha^v$  — шаг по лучу-антиградиенту. Он определяется исходя из условия, чтобы максимальное изменение на одной итерации значения  $N_{ikj}$  не превышало заданной по инженерным соображениям величины [Л. 5].

В задаче без ограничений указанный итерационный процесс позволяет просто находить оптимальное решение. Значительно сложнее решение при наличии режимных ограничений, которые в математическом отношении могут быть разделены на ограничения в форме равенств и неравенств. Те и другие ограничения имеют место в рассматриваемой задаче.

Учет режимных ограничений в форме равенств [например, ограничения (6)] производится следующим образом [Л. 5]. Начальный план ремонтов берется таким, чтобы удовлетворялись эти ограни-

чения. При итеративном улучшении плана по формуле (7) на каждой итерации предусматривается соблюдение ограничений в форме равенств путем замены производных ( $\partial B / \partial N_{ikj}$ ) на скорректированные производные ( $\delta B / \delta N_{ikj}$ ). Последние определяются методом множителей Лагранжа следующим образом [иллюстрацию производим на примере ограничений (6)]:

$$\frac{\delta B}{\delta N_{ikj}} = \frac{\partial B}{\partial N_{ikj}} + L_{kj}, \quad i = 1, \dots, n;$$

$$k = 1, \dots, m; \quad j = 1, \dots, r, \quad (8)$$

где  $L_{kj}$  — множители Лагранжа.

Изменения переменных  $N_{ikj}$  на каждой итерации градиентного метода пропорциональны производным  $\delta B / \delta N_{ikj}$ . Однако сумма этих изменений за расчетный период для каждой группы оборудования в каждом узле должна быть равна нулю, чтобы соблюдалось условие (5). Отсюда определяются значения  $L_{kj}$ :

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^n \frac{\delta B}{\delta N_{ikj}} = 0 \text{ или } \sum_{i=1}^n \frac{\partial B}{\partial N_{ikj}} + n L_{kj} = 0 \\ \text{и} \\ L_{kj} = -\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\partial B}{\partial N_{ikj}}. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Учет ограничений в форме неравенств (а таких ограничений большинство) производится методом проекции градиента [Л. 6]. Опыт применения этого метода к задаче оптимизации режимов ГЭС освещен в [Л. 7]. Существо этого метода излагается ниже.

На рис. 1 изображена система линейных ограничений, которая определяет область допустимых и недопустимых значений переменных. В области недопустимых значений не выполняются заданные ограничения в форме неравенств.

Пусть как-то задан начальный план ремонтов — совокупность выводимых в ремонт мощностей для всех групп оборудования во всех узлах и интервалах времени. Обозначим эту совокупность через  $N^{(0)}$ . Пусть для общности точка  $N^{(0)}$  лежит вне допустимой области. Первый шаг решения состоит в проектировании точки  $N^{(0)}$  на границу допустимой области — в результате определяется точка  $\hat{N}^{(0)}$ . Затем осуществляется ход по лучу-антиградиенту без учета ограничений в форме неравенств — этим определяется точка  $N^{(1)}$ . В общем случае эта точка лежит вне допустимой области.

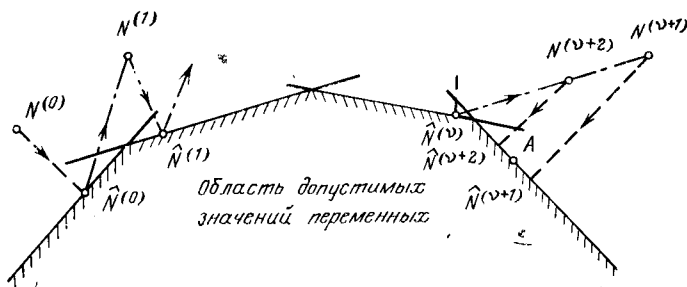


Рис. 1.

Если же на какой-то итерации получаем точку  $N^{(1)}$  внутри допустимой области, то повторяем градиентные шаги до тех пор, пока не получим точку вне допустимой области. Далее точка  $N^{(1)}$  проектируется на границу допустимой области

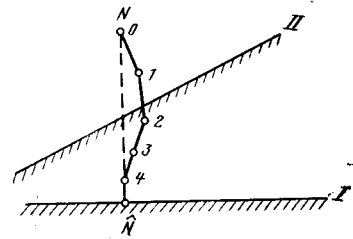


Рис. 2.

(определяется точка  $\hat{N}^{(1)}$ ), вновь производится ход по лучу-антиградиенту (определяется точка  $N^{(2)}$ ) и т. д. При переходе от точки  $\hat{N}^{(0)}$  к точке  $\hat{N}^{(1)}$ , или от точки  $\hat{N}^{(1)}$  к точке  $\hat{N}^{(2)}$  и т. д. подсчитывается приращение расхода топлива на тепловых станциях  $\Delta B$ . При  $\Delta B < 0$ , т. е. при экономии топлива, движение к оптимуму продолжается с прежним шагом по лучу-антиградиенту. Если же при очередном шаге получим  $\Delta B \geq 0$ , то необходимо уменьшить шаг по лучу-антиградиенту. Пусть для определенности точка  $A$  на рис. 1 является искомым решением.

При переходе от точки  $\hat{N}^{(v)}$  к точке  $\hat{N}^{(v+1)}$  получаем  $\Delta B > 0$ . Это указывает на то, что искомым оптимумом лежит между точками  $\hat{N}^{(v)}$  и  $\hat{N}^{(v+1)}$ . В таком случае идем из точки  $\hat{N}^{(v)}$  с меньшим шагом по лучу-антиградиенту и получаем точку  $\hat{N}^{(v+1)}$ . Критерием окончания счета является достижение заранее заданной малой величины шага по лучу-антиградиенту.

Рассмотрим алгоритм проектирования точки  $N^{(0)}$  на границу допустимой области, определяемую системой линейных неравенств.

Алгоритм рассматриваем на простейшем примере рис. 2, где изображены два линейных ограничения. Выше линии  $II$  не выполняются оба ограничения, в области между линиями  $I$  и  $II$  — не выполняется только второе ограничение. Ниже линии  $I$  выполняются оба ограничения (допустимая область). Требуется спроектировать точку  $N$  на границу допустимой области, что означает нахождение на границе допустимой области такой точки  $\hat{N}$ , расстояние от которой до точки  $N$  минимально возможное.

Алгоритм проектирования использует метод штрафных функций. Штраф от нарушения любого  $\mu$ -го ограничения

$$III_{\mu} = \frac{1}{2} \Delta_{\mu}^2, \quad (10)$$

где  $\Delta_{\mu}$  — величина нарушения  $\mu$ -го ограничения (при  $\Delta_{\mu} \leq 0$  ограничение не нарушается). Например, для нижнего ограничения (3) имеем  $\Delta = (P_{li \min} - P_{li})$ .

Если точка  $N$  лежит в недопустимой области, то штрафы положительны. Перевод точки в допустимую область осуществляется итерациями градиентного метода, на основе минимизации суммарных штрафов. Независимые переменные на каждой  $v$ -й итерации изменяются в соответствии с форму-

лой градиентного метода:

$$N_{ikh}^{(v)} = N_{ikh}^{(v-1)} - \alpha_m^v \frac{\partial \sum III}{\partial N_{ikh}}, \quad (11)$$

где  $v$  и  $(v-1)$  — номера итерации;  $\alpha_m^v$  — шаг градиентного метода.

После определенного числа итераций градиентного метода будет получена точка на границе допустимой области, где штрафы будут равны нулю. Но эта точка в общем случае не дает искомую проекцию. Для получения этой проекции метод штрафных функций должен быть дополнен указанной ниже процедурой.

Все ограничения в форме неравенств разделим на два вида — на существенные и несущественные. Существенными названы ограничения, на которых будет находиться искомая проекция — таким является, например, ограничение  $I$  на рис. 2. Прочие ограничения — несущественные. Можно доказать, что если в методе штрафных функций учитывать штрафы только от существенных ограничений, то этот метод даст искомую проекцию на границу допустимой области. Например, если в случае рис. 2 учитывать только ограничение  $I$ , то метод штрафных функций обеспечит движение из точки  $N$  к точке  $\hat{N}$  по перпендикуляру к ограничению  $I$ , т. е. по кратчайшему расстоянию между точками  $N$  и  $\hat{N}$ .

Однако заранее нельзя указать, какие из заданного множества ограничений существенные. Последнее выясняется только в процессе решения задачи: любое ограничение, которое ликвидируется до достижения границы допустимой области, является несущественным.

С учетом сказанного рекомендуется следующий алгоритм проектирования. Из исходной точки  $N$  (рис. 2) осуществляется спуск градиентным методом с учетом всех ограничений. Траектория спуска изображена на рис. 2 сплошными линиями, проходящими через точки  $0, 1, 2, \dots$ . Точки  $1$  и  $2$  траектории отклоняются от перпендикуляра  $N-\hat{N}$ , так как на градиентный спуск влияет ограничение  $II$ . В точке  $2$  ликвидировано ограничение  $II$ , но не ликвидировано ограничение  $I$ . Отсюда следует, что ограничение  $II$  — несущественное. Алгоритм проектирования предусматривает на последующих шагах движения градиентным методом компенсацию влияния ограничений, которые оказались существенными. Для этого в формуле градиентного метода (11) продолжается учет ограничения  $II$  даже после того, как нарушение этого ограничения было ликвидировано. Выше линии  $II$  имеем  $\Delta_{II} > 0$ , а ниже линии  $II$   $\Delta_{II} < 0$ , поэтому учет члена  $\frac{\partial \sum III}{\partial N_{ikh}}$  в формуле (11) позволяет на участке траектории  $2-3-4$  рис. 2 компенсировать влияние ограничения  $II$ , которое проявлялось на участке траектории  $0-1-2$ . Возникает вопрос, когда произойдет указанная компенсация влияния несущественного ограничения. Для этого вводятся в рассмотрение

вспомогательные переменные  $u_\mu$  для каждого  $\mu$ -го ограничения:

$$u_\mu = \sum_v \alpha_m^{(v)} \Delta_\mu^{(v)}. \quad (12)$$

Суммирование в (12) ведется по итерациям градиентного спуска. При линейных ограничениях значение переменной  $u_\mu$  пропорционально перемещению точки при градиентном случае, обусловленном  $\mu$ -м ограничением.

Для иллюстративного примера рис. 2 в точке  $0$  имеет  $u_\mu = 0$ , в точках  $2$  и  $3$  —  $u_\mu > 0$ . Далее значение  $u_\mu$  начинает уменьшаться, так как ниже линии  $II$   $\Delta_{II} < 0$ . Компенсация влияния ограничения  $II$  произойдет тогда, когда получим  $u_{II} = 0$  — это будет в точке  $4$  рис. 2. При дальнейшем спуске градиентным методом учет ограничения  $II$  в формуле (11), очевидно, производить не следует.

Критерием окончания процесса проектирования будет равенство нулю значений  $u_\mu$  для несущественных ограничений и значений  $\Delta_\mu$  для существенных ограничений. После рассмотрения принятого метода оптимизации укажем некоторые другие важные элементы вычислительного алгоритма.

При оптимизации плана капитальных ремонтов рассмотренным выше методом приходится определять приращение целевой функции (расхода топлива) при переходе от одного плана ремонтов к другому, близкому к первому плану (например, при переходе от  $\hat{N}^{(0)}$  и  $\hat{N}^{(1)}$  на рис. 1).

Приращение расхода топлива:

$$\Delta B = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m \sum_{j=1}^r \left[ \left( \frac{\partial B_i}{\partial N_{ikh}} \right)^{(1)} + \left( \frac{\partial B_i}{\partial N_{ikh}} \right)^{(2)} \right] \Delta N_{ikh}, \quad (13)$$

где  $\Delta N_{ikh}$  — приращение ремонтируемой мощности;  $\left( \frac{\partial B_i}{\partial N_{ikh}} \right)^{(1)}$ ,  $\left( \frac{\partial B_i}{\partial N_{ikh}} \right)^{(2)}$  — производные для первого и второго планов ремонтов.

Подсчет производных  $\frac{\partial B}{\partial N_{ikh}}$  в формуле (13) должен производиться в каждом расчетном интервале длительного цикла на основе оптимального распределения нагрузок между электростанциями для серии характерных суточных графиков энергопотребления. При суточной оптимизации режима предусматривается учет потерь и ограничений по пропускной способности линий электропередач. Для суточной оптимизации режима также используется метод проекции градиента.

При каждом итерационном улучшении плана капитальных ремонтов требуется оптимизация суточных режимов для серии характерных суток в каждом интервале длительного цикла, что является трудоемким делом. В целях снижения трудоемкости решения данной задачи, как и в задаче оптимизации долгосрочных режимов [Л. 5], используется средн интервальное энергетическое эквивалентирование. Суть этого приема в том, что в каж-



дом интервале длительного цикла целевая функция  $B$  приближенно аппроксимируется некоторой зависимостью — в данном случае рядом Тейлора не выше второй степени без смешанных членов.

$$B_i = B_{i0} + \sum_{k=1}^m \sum_{j=1}^{r_k} \left( \frac{\partial B_i}{\partial N_{ikj}} \right)_0 (N_{ikj} - N_{ikj(0)}) + \\ + \frac{1}{2} \sum_{k=1}^m \sum_{j=1}^{r_k} \left[ \frac{\partial^2 B}{(\partial N_{ikj})^2} \right]_0 (N_{ikj} - N_{ikj(0)})^2, \quad (14)$$

где  $N_{ikj(0)}$  — ремонтные мощности групп оборудования, в окрестности которых производится аппроксимация.

Как показали численные эксперименты, формула (14) дает хорошую точность аппроксимации в достаточно широкой зоне — до 60% от всего диапазона изменения переменных. Использование зависимости (14) позволяет вести итерационное улучшение плана капремонтов без частых расчетов суточной оптимизации; последнюю требуется производить не более 2—5 раз в течение всего расчета для получения зависимости (14) и нескольких уточнений этой зависимости при значительном отклонении плана капремонтов от исходного.

Частные производные  $\left( \frac{\partial B_i}{\partial N_{ikj}} \right)_0$  и  $\left[ \frac{\partial^2 B}{(\partial N_{ikj})^2} \right]_0$  вычисляются не методом вариации переменных, что связано с большой трудоемкостью расчетов, а по специально выведенным формулам. Не приводя вывода этих формул, укажем лишь принятый подход. Если дать отклонения независимым переменным  $\Delta N_{ikj}$ , то в каждом часу суток и для суток в целом можно получить формулу для подсчета изменения целевой функции  $\Delta B_i$ , соответствующего этому отклонению, с учетом уравнения оптимальности режима энергосистемы. При стремлении  $\Delta N_{ikj} \rightarrow 0$ , получаем искомый предел  $\frac{\partial B_i}{\partial N_{ikj}}$ .

Аналогично выводится формула для  $\frac{\partial^2 B}{\partial N_{ikj}^2}$ .

По описанному алгоритму была составлена программа для ЦВМ М-220 (БЭСМ-4).

По программе проведены многочисленные расчеты для уровня ЦДУ ЕЭС СССР. Целью расчетов было определение эффективности метода оптимизации плана капитальных ремонтов, а также оценка влияния точности задания некоторой исходной информации на результаты расчетов. Расчетная схема принималась следующей: 7 узлов, 6 линий электропередач, 13 групп теплового оборудования в каждом узле, 16 интервалов годового длительного цикла, в каждом интервале по три характерных графика потребления (рабочий, субботний и воскресный). Время счета программы составило 3,5—4 ч. Время счета блока расчета эквивалент-

ных характеристик (с блоком суточной оптимизации) 20 мин, время проектирования в основной задаче 2 мин. Число пересчетов эквивалентных характеристик — (4—5).

С целью определения эффекта оптимизации по программе производилось уточнение составленных вручную планов капремонтов оборудования тепловых станций по ЦДУ ЕЭС за 1970, 1971, 1972 и 1973 гг. при учете всех реально имевших место ограничений. Определенный расчетом эффект был в пределах от 120 (1970 г.) до 170 тыс. т условного топлива (1973 г.).

Для оценки влияния точности задания исходной информации были проведены расчеты с варьированием характеристик относительных приростов, так как достоверность этой информации наименьшая по сравнению с другими данными, например нагрузкой крупного объединения. Многие работы в области оптимизации режимов энергосистем предполагают, что погрешность получения характеристик относительных приростов может достигать 4—5%. По составленной программе планирования ремонтов производился ряд расчетов, в которых характеристики относительных приростов изменялись на  $\pm 5\%$ . При этом экономия топлива изменялась на 15—20%.

План ремонтов крупного оборудования (единичной мощностью 100 Мвт и более) практически оставался неизменным. Таким образом эти расчеты показали, что даже существенные погрешности в задании характеристик относительных приростов не обесценивают эффект оптимизации планов капитальных ремонтов электростанций.

В 1973 г. программа планирования ремонтов принята в опытную эксплуатацию в ЦДУ ЕЭС СССР. Эта программа использовалась при уточнении плана капитальных ремонтов на 1973 г. и разработке проекта плана капитальных ремонтов на 1974 г.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Topon M. Zagadnienie ekonomiznego planowania kapitalnych remontow podstawowych wizadzen produkcyjnych v sestemach. «Energetyka», 1964, № 12.
2. Naumann R., Natzek K.-H. Ein Beitrag zur optimalen Planung der Generalreparaturen und Revisionen in Kraftwerken mit Hilfe der linearen Programmierung. — «Energietechnik», H. 10, 1965.
3. Нестеренко В. П., Обоскалов В. П. К вопросам оптимального планирования капитальных ремонтов основных агрегатов станций энергосистем. — «Труды Уральского политехнич. ин-та. Свердловск, 1966, т. 154.
4. Zielinski Y. K., Franzak R., Frydrychowski R. Metoda planowania remontow kapitalnych w elektoniach cieplnych. — «Energetyka», Rok X, 1968.
5. Цветков Е. В. Расчет оптимального регулирования стока водохранилищами ГЭС на ЦВМ. М., «Энергия», 1967.
6. Кюнц Г., Крелле В. Нелинейное программирование. М., «Советское радио», 1965.
7. Парфенов Л. Г. Метод проекции градиента в задаче сезонной оптимизации режимов ГЭС. — «Труды ВНИИЭ», 1972, № 40.

[20.4.1974]



# О применении вероятностной информации в АСДУ

Кандидаты техн. наук ЛЫСКОВ Ю. И., РОСМАН Л. В.

Москва

Система сбора телеинформации о схеме электрической сети и о нагрузках в ее узлах является составной, весьма сложной и дорогой частью автоматизированной системы диспетчерского управления (АСДУ). Поэтому естественно стремление уменьшить количество телеинформации за счет замены телеизмерений текущих значений некоторых параметров их вероятными значениями, которые могут быть определены на основе заранее установленных статистических связей между параметрами [Л. 1 и 2]. Оценивая эффективность такого пути, не следует забывать о системном подходе к управлению, при котором область целесообразной замены телеизмерений оказывается не столь большой, как на это можно было бы рассчитывать.

Замена измеряемых параметров их вероятными значениями допускает существенное расхождение между ними, что возможно только для ограниченного класса задач, эффективность которых определяется также статистически, например, для экономической оптимизации режима. Действительно, если в некоторых реализациях принятые вероятные значения части параметров будут существенно отличаться от истинных, это не должно заметно сказаться на интегральных экономических результатах работы энергосистемы, ибо значительно чаще будут иметь место реализации, в которых совпадение вероятных и истинных значений параметров будет достаточным.

В АСДУ будут решаться не только оптимизационно-экономические задачи, но и задачи других классов, причем значительная часть информации будет общей для многих задач. Следовательно, требования к точности информации должны определяться с учетом всех ее назначений. Во многих задачах, в том числе и в оптимизационных, обязательно должны достаточно точно учитываться ограничения по допустимым уровням напряжения, пределам передаваемых мощностей, токовым нагрузкам и т. п. Это повышает требования к точности исходной информации. Так, при расчете оптимального распределения активных нагрузок между станциями имеет существенное значение правильность принятой величины суммарной нагрузки системы, а не величин нагрузок в отдельных узлах, которые влияют на результаты значительно меньше. Поэтому для целей оптимизации можно было бы ограничиться точным учетом суммарной нагрузки, а ее составляющие в узлах расчетной схемы определять по статистическим долевым коэффициентам. Однако нагрузки в узлах существенно влияют на потокораспределение в сети. Ошибки в определении этих нагрузок могут привести к неправильному учету ограничений: их неоправданному введению или, еще хуже, к неучету ограничений там, где это фактически нужно. Может получиться так, что распределение мощностей электростанций, найденное в оптимизационном расчете, придется немедленно после осуществления изменить, так как оно в действительности приведет к перегрузке

линий, ниток по которым был рассчитан неправильно. Таким образом, даже при оптимизационных расчетах к точности исходной информации предъявляют требования, превышающие те, которые могут быть удовлетворены статистическими методами ее определения.

Еще более жесткие требования к точности информации предъявляют оперативные задачи ведения режима, прежде всего задачи контроля величин режимных параметров и недопустимых отклонений, которые должны обрабатываться и отображаться вне очереди. В АСДУ предусматривается автоматический контроль уровней напряжений в контрольных точках сети. При этом считается, что напряжения в неконтролируемых точках сети с достаточной вероятностью находятся в требуемых пределах. Выбор количества и расположения контрольных точек диктуется степенью жесткости статистической зависимости напряжений в неконтролируемых точках сети от напряжений в контрольных точках.

В настоящее время при ограниченных возможностях визуального диспетчерского контроля назначается возможно меньшее количество контрольных точек. Опыт, однако, показывает, что существующая жесткость статистических зависимостей часто недостаточна [Л. 3]. Поэтому при АСДУ предусматривается существенное увеличение количества контрольных точек, при котором область использования статистических зависимостей, естественно, сократится. Наконец, эта область еще более сужается в связи с необходимостью обеспечивать избыточность точно измеряемой информации для компенсации возможных нарушений в системе ее сбора и передачи. Таким образом, количество параметров, измерение которых допустимо было бы заменить определением вероятных значений, весьма ограничено.

Возникает вопрос, насколько целесообразно осуществлять такую замену в тех случаях, когда она допустима? Основную стоимость системы сбора информации составляют каналы связи и устройства телемеханики. А они все равно должны быть предусмотрены почти для каждой электростанции и подстанции основных сетей с целью передачи основной массы измерений и сигналов, которые, например, необходимы для оперативного управления энергосистемой. Следует учесть также, что современные устройства передачи телемеханической информации выполняются многоканальными, т. е. позволяют по одному каналу связи передавать в циклическом режиме ряд измерений и сигналов.

Отказ от части телеизмерений может, следовательно, дать удешевление лишь за счет исключения некоторых измерительных датчиков, что не влечет за собой существенного снижения стоимости системы сбора информации<sup>1</sup>. В то же время замена

<sup>1</sup> Стоимость одного датчика составляет в среднем 0,5% суммарной стоимости канала высокочастотной связи по линии электропередачи и комплекта устройства ТН—ТС.

параметров их вероятными значениями выдвигает задачу определения соответствующих статистических зависимостей, для решения которой все же требуется производить хотя бы периодические измерения; необходимы, следовательно, соответствующие датчики и измерительные приборы. При определении статистических зависимостей между параметрами возникает проблема синхронности отсчета показаний приборов, расположенных в различных точках сети, и ряд других проблем, что требует дополнительных устройств.

Статистические зависимости между параметрами получают путем обработки результатов большого числа измерений. Если отказаться от телепередачи параметров, то такая обработка (или хотя бы подготовка данных для машинной обработки) должна производиться на местах с помощью специальной аппаратуры.

Следовательно, предполагаемая экономия капитальных вложений от уменьшения телеизмерений обернется, скорее всего, удорожанием. Вместе с тем, неизбежно и увеличение трудозатрат и эксплуатационных расходов на съем показаний, перемещение и подключение переносной аппаратуры и т. п.

Таким образом, для объектов, имеющих каналы связи с АСДУ, нецелесообразно отказываться от телеизмерений даже той части параметров, для которых допустима замена истинных значений вероятными.

Рассмотрим обстоятельства, определяющие необходимость организации связи объектов с АСДУ, и попытаемся оценить относительное количество таких объектов. Как известно, основная задача АСДУ — обеспечить оптимальное (с учетом экономики, надежности и прочих факторов) планирование работы энергосистемы и оптимальное оперативное управление ею.

На диспетчерских пунктах всех уровней иерархии АСДУ (районное энергоуправление, ОЭС, ЕЭС СССР) предусматривается организация вычислительных центров, состоящих из оперативно-информационного (ОИК) и вычислительного (ВК) комплексов. Вычислительный комплекс предназначен для долгосрочного планирования, перспективных экономических и электротехнических расчетов и множества подобных задач, не решаемых непосредственно в процессе оперативного управления системой и не требующих соответствия текущей телемеханической информации. Основными задачами ОИК являются прием, первичная обработка и отображение телемеханической информации в исходном и переработанном виде дежурному диспетчерскому персоналу, регистрация информации, организация межуровневого обмена и формирование измеряемыми значениями общего банка данных АСДУ. В состав основных задач ОИК входят также контроль отклонений параметров за заданные или допустимые пределы, расчет текущей коррекции режима с учетом надежности и экономичности работы системы, формирование и выдача диспетчеру советов по оперативным действиям в различных ситуациях, хранение и поиск инструктивно-справочной документации и т. д.

Таким образом, ОИК предназначен для обеспечения оптимальности, надежности и оперативности диспетчерского управления. Для этого он должен располагать обширной и своевременной информацией о положении коммутиационных аппаратов сети, генерирующих мощностях и потоках в линиях и трансформаторах, уровнях напряжений, нагрузках в узлах расчетной схемы сети, т. е. всем тем, что вместе с топологией схемы сети, паспортными данными аппаратуры, предельно допустимыми значениями параметров и другой нормативно-справочной документацией является необходимой основой для формирования в АСДУ достаточно представительной информационной модели энергосистемы.

Положение выключателей основной сети — один из наиболее важных видов информации для большинства задач ОИК. Отображение схемы сети и оповещение диспетчера об изменениях в ней, расчет текущей коррекции режима с учетом реально возможного и допустимого потокораспределения, помощь диспетчеру в оценке ситуации и формирование оперативных рекомендаций и тому подобные функции ОИК невозможны без знания положения выключателей. При этом, конечно, не имеет значения мощность, размеры или оперативная подчиненность той или иной станции или подстанции: сигнализироваться должны все выключатели рассматриваемой сети (во всяком случае все выключатели нетупиковых линий), так как в противном случае в ОИК не будет возможности определить замкнутое или разомкнутое состояние соответствующих колец и транзитов. Таким образом, одна лишь необходимость иметь телесигнализацию положения выключателей уже предопределяет требование оснащать практически все объекты основных сетей каналами связи и устройствами телемеханики.

Потоки мощности и токовые нагрузки элементов сети, которые могут перегружаться, также являются важными видами информации. Во многих случаях нельзя с уверенностью отказываться от такой информации о том или ином элементе, ибо если даже вероятность перегрузки его, скажем, по току может появляться только в ремонтных, аварийных или других ненормальных условиях, то, несмотря на редкость таких условий, именно в них особенно необходим автоматический контроль перегрузок и соответствующий расчет коррекции режима. Информация о фактической мощности станций и синхронных компенсаторов необходима для правильного учета резервов и, следовательно, надежности режима, своевременного высвобождения регулировочного резерва и т. п. На важность информации о фактической нагрузке в узлах и на необходимость определенной избыточности информации указывалось выше.

Все рассмотренные соображения, подтверждаемые проектными проработками, показывают, что для правильного оперативного управления энергосистемой ОИК должен быть соединен устройствами связи и телемеханики почти со всеми объектами основных сетей<sup>2</sup>.

<sup>2</sup> Оснащение каналами связи и устройствами телемеханики будет производиться поэтапно с учетом производственных мощностей предприятий, выпускающих эти устройства.

Таким образом, в основных сетях почти всюду не составит труда использовать телеизмерение параметров режима и нецелесообразно стремиться уменьшать количество текущей информации, вводимой в АСДУ, путем систематического использования вероятных значений некоторых параметров.

Сказанное отнюдь не означает, что в АСДУ вообще нет места для использования вероятностных характеристик параметров. Использовать вероятные значения взамен непосредственно измеряемых текущих значений параметров можно в случаях, когда телеизмерение отсутствует. Прежде всего это касается распределительных сетей низших напряжений, где в обозримый период не предполагается широкого развития телеизмерения. В этих сетях вероятностные методы анализа режимов уже получили определенное развитие.

Использовать вероятные значения параметров целесообразно также для информации о тех объектах основных сетей, которые на первых этапах развития системы сбора информации пока не будут иметь связи с ОИК. Вероятные значения параметров намечено применять при повреждениях каналов телеизмерений или измерительных устройств. Существенно, что в отличие от запланированного отказа от какого-либо телеизмерения здесь не требуется организации упомянутых выше периодических измерений и статистической обработки на местах, поскольку в нормальном режиме соответствующие телеизмерения исправно поступают, и это дает возможность в ОИК постоянно выполнять их статистическую обработку, сохранять в памяти и обновлять статистические зависимости параметров. Такое использование вероятных значений возможно только для тех параметров, которые не определяют допустимости текущего режима.

Наконец, может быть предусмотрено использование вероятных значений некоторых параметров

взамен приема соответствующих телеизмерений во время аварийного выхода части вычислительного комплекса ОИК, а также при циклическом отключении части телеизмерений для уменьшения входного потока в ЭВМ ОИК.

Следует заметить, что наиболее широкое применение статистических методов при работе АСДУ предполагается в программах прогнозирования нагрузки. Как для долгосрочного, так и для краткосрочного прогноза необходимы статистические зависимости нагрузок за недели и месяцы, предшествующие текущему дню. Выше показана необходимость организации телеканалов независимо от этой задачи. Поэтому для определения таких зависимостей предпочтительнее использовать мощные вычислительные средства ОИК, чем организовывать соответствующие вычисления на местах измерений, тем более, что для точности прогнозов, как показал опыт, существенное значение имеют значения параметров, измеренные в ближайший предшествующий период времени<sup>3</sup>.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Баркан Я. Д. Режимные принципы автоматического управления электрическими системами. — «Электричество», 1973, № 2, с. 1—6.
2. Абдулов Д. А., Табинский Ю. В., Мамедяров О. С. Исследование факторов, существенно влияющих на режим электрической сети при вероятностном характере исходной информации. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1973, № 4, с. 164—167.
3. Лысков Ю. И., Мельзак И. Я. Статистический анализ режимов напряжения сетей 500 кв. — «Электричество», 1973, № 3, с. 51—54.

[26.3.1974]

<sup>3</sup> Разумеется, до полного оснащения энергосистем каналами связи и телемеханики прогнозирование и, следовательно, расчет плановых графиков режимов будет выполняться на основе отчетных данных, собираемых обычным путем.

УДК 621.313.33/.32.001.5

## Синтез токов в электроэнергетической системе по токам в отдельных элементах

Доктор техн. наук ТРЕЩЕВ И. И., инж. КОТОМКИН В. И.

Ленинград

Электроэнергетические системы переменного тока, содержащие электрические машины, исследуются и рассчитываются по параметрам. В связи с повышением точности расчета возрастают требования к точности определения параметров. В частности, много внимания уделяется определению параметров в электрических машинах с учетом насыщения магнитной цепи, вытеснения тока под влиянием поверхностного эффекта и других факторов. С этой целью в основном разработан и успешно используется метод частотных характеристик.

Однако исследование систем по параметрам связано с рядом трудностей и не всегда выполнимо. Это обусловлено тем, что параметры некоторых элементов систем, особенно электрических машин

( $x_q$ ,  $x''_q$ ,  $x_c$  и др.), определить экспериментально довольно сложно. Например, экспериментальное определение  $x_q$  методом скольжения для машин большой мощности практически неосуществимо. Следует отметить, что расчетные и экспериментальные значения параметров электрических машин, как правило, значительно различаются (иногда до 50% и более). Часто требуется исследовать систему, у которой известны параметры только у некоторых элементов. В этом случае возможность и точность расчета режимов в системе будет зависеть от возможности определения неизвестных параметров.

Имеются и другие обстоятельства, которые затрудняют, а иногда делают невозможным исследование системы по параметрам.

В статье обосновывается метод расчета токов и других величин в системе, если известны только токи в отдельных элементах, а параметры всех или некоторых ее элементов не известны. Физически такая возможность обусловлена тем, что токи в элементах системы в скрытой форме зависят от параметров этих элементов. Предполагается, что токи в элементах получены путем осциллографирования или же у одних элементов опытным путем, а у других — расчетным. В статье принято операторное преобразование по Карсону.

Принятые допущения: дифференциальные уравнения, описывающие процессы в системах, линейные или линеаризованные, т. е., в частности, предполагается, что параметры электрических машин  $x_d, x_q, x_f, x_{1d}, x_{1q}$  и другие постоянные, но правильно выбраны. Существующие нелинейности устраняются известными методами линеаризации (нелинейные системы в статье не рассматриваются).

Система из статических элементов рассчитывается синтезом токов в ее отдельных элементах. При известных параметрах элементов, как обычно, система исследуется путем составления и решения дифференциальных уравнений с учетом способа соединения элементов в ней. Если параметры не известны, а даны только аналитические выражения для токов в элементах, то при указанных выше допущениях задача может быть решена операторным методом. Например, если система получена путем последовательного соединения систем 1 и 2 из  $n$  элементов, то

$$\|i(p)\| = \|z_1(p) + z_2(p)\|^{-1} \|u(p) + F(p)\|, \quad (1)$$

где

$$\|z_1(p)\| = \|u_1(p) + F_1(p)\| \|i_1(p)\|^{-1};$$

$$\|z_2(p)\| = \|u_2(p) + F_2(p)\| \|i_2(p)\|^{-1},$$

или

$$\| [u_1(p) + F_1(p)\| \|i_1(p)\|^{-1} + \|u_2(p) + F_2(p)\| \|i_2(p)\|^{-1} ] \|i(p)\| = \|u(p) + F(p)\|, \quad (1a)$$

где  $\|i_1(p)\|$ ,  $\|i_2(p)\|$ ,  $\|i(p)\|$  — матрицы изображений токов, соответственно систем 1 и 2 и системы, составленной в результате их последовательного соединения;  $\|u_1(p) + F_1(p)\|$ ,  $\|u_2(p) + F_2(p)\|$ ,  $\|u(p) + F(p)\|$  — то же для напряжений и операторных функций, учитывающих начальные значения токов систем.

Матрицы изображений токов — диагональные порядка  $n \times n$ , например:

$$\|i_1(p)\| = \begin{vmatrix} i_{11}(p) & 0 & \dots & 0 \\ 0 & i_{22}(p) & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & i_{nn}(p) \end{vmatrix}.$$

Отметим, что произведение диагональных матриц обладает свойством коммутативности, т. е. возможна перестановка их как множителей. Если напряжения систем равны ( $u_1 = u_2 = u$ ), а начальные значения токов нулевые [ $F_1(p) = F_2(p) = F(p) = 0$ ], то из (1a) с учетом коммутативности матриц токов получаем:

$$\|i(p)\| \|i_1(p) + i_2(p)\| = \|i_1(p)\| \|i_2(p)\|. \quad (16)$$

Далее по изображению тока  $i(p)$  находится его оригинал  $i(t)$ .

При параллельном соединении элементов двух систем общий ток системы

$$\|i\| = \|i'_1\| + \|i'_2\|, \quad (2)$$

где  $\|i'_1\|$ ,  $\|i'_2\|$  — токи систем 1 и 2, приведенные к напряжению узла.

На практике чаще всего токи  $\|i_1\|$ ,  $\|i_2\|$  систем известны не в аналитической форме, а в виде кривых или в табличной форме (осциллограммы, таблицы и т. д.). Перевести такие данные в аналитическую форму сложно и, как правило, не удается, и задача может быть решена с помощью линейных интегральных уравнений Вольтерра. Для получения последних требуется раскрыть произведения операторных выражений по теореме о свертке двух функций (теорема Бореля) [Л. 1] или по одной из формул Дюамеля. Однако этот способ можно использовать, если заведомо известно, что изображения величин, входящих в произведение, имеют оригиналы.

Для линеаризованных электроэнергетических систем из статических элементов, в которых процессы описываются дифференциальными уравнениями с постоянными коэффициентами или уравнениями в операторной форме, изображения токов и напряжений всегда преобразуются в оригиналы, т. е.

$$\|i_1(p)\| \doteq \|i_1(t)\|; \|u_1(p)\| \doteq \|u_1(t)\|; \\ \|i_2(p)\| \doteq \|i_2(t)\|; \|u_2(p)\| \doteq \|u_2(t)\|.$$

Поэтому для систем из статических элементов при применении теоремы Бореля следует использовать эти величины, так как, например операторные сопротивления не всегда преобразуются в оригиналы.

Применяя для раскрытия (16) изложенный способ, получаем при нулевых начальных значениях токов интегральное уравнение Вольтерра первого рода с ядром  $K(t-\tau)$  [Л. 2]:

$$\int_0^t \|i(\tau)\| \|K(t-\tau)\| d\tau = \|F(t)\|, \quad (3)$$

где

$$\|K(t-\tau)\| = \left\| \frac{di_1(t-\tau) + i_2(t-\tau)}{dt} \right\|, \\ \|F(t)\| = B \|i_1(t)\| \|i_2(t)\|.$$

В последнем выражении знаком « $B$ » для сокращения записи обозначено преобразование функций по теореме Бореля [Л. 1]. Решая уравнение (3), находим токи  $\|i(t)\|$  по токам в системах 1 и 2.

При использовании для расчета аналоговых вычислительных машин, а также экспериментальных данных в форме кривых или таблиц выгодно от уравнения Вольтерра первого рода перейти по известным правилам к уравнению второго рода. В этом случае особое внимание должно быть обращено на обеспечение требуемой точности дифференцирования функций. Для решения подобных задач при ненулевых начальных условиях примем, как это обычно делается при исследованиях электрических машин [Л. 3], что

$$\|i\| = \|I_{00}\| + \|\Delta i\|; \\ \|i_1\| = \|I_{10}\| + \|\Delta i_1\|; \\ \|i_2\| = \|I_{20}\| + \|\Delta i_2\|,$$

где  $\|I_{00}\|$ ,  $\|I_{10}\|$ ,  $\|I_{20}\|$  — матрицы начальных значений токов, а  $\|\Delta i\|$ ,  $\|\Delta i_1\|$ ,  $\|\Delta i_2\|$  — матрицы переходных токов.

При этом для определения  $\|\Delta i(t)\|$  можно перейти к выражению типа уравнения (3). Для начальных значений получают уравнения в установившемся режиме, откуда находят искомые величины. В данном случае при равенстве напряжений систем

$$\|i(t)\| = \|I_{00}\| + \|I_{10}\| \|I_{20}\| \|I_{10} + I_{20}\|^{-1} + \|\Delta i(t)\|.$$

Выше было рассмотрено определение токов в системе, составленной из двух систем. Тем же способом можно определить токи и другие величины в любой сложной системе, если известны токи в отдельно взятых цепях, соединенных затем любым заданным способом.

**Система, содержащая электрические машины,** рассчитывается также путем синтеза токов в отдельно взятых ее элементах, однако с учетом динамических параметров  $x_d(t)$ ,  $x_q(t)$ ,  $G_d(t)$  и т. п.

Рассмотрим сначала определение этих параметров для синхронной машины (СМ). При этом, с целью удобства использования операторных уравнений для поставленной выше задачи представим токи, напряжения, потокосцепления в виде [Л. 3 и 4]:

$$\left. \begin{aligned} i_d &= I_{d0} + \Delta i_d; & u_d &= U_{d0} + \Delta u_d; & \psi_d &= \Psi_{d0} + \Delta \psi_d; \\ i_q &= I_{q0} + \Delta i_q; & u_q &= U_{q0} + \Delta u_q; & \psi_q &= \Psi_{q0} + \Delta \psi_q; \\ i_f &= I_{f0} + \Delta i_f; & u_f &= U_{f0} + \Delta u_f; & \psi_f &= \Psi_{f0} + \Delta \psi_f \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

и т. д., где  $I_{d0}$ ,  $I_{q0}$ ,  $I_{f0}$ ,  $U_{d0}$ ,  $U_{q0}$  и т. д. — начальные значения величин при  $t=0$ ;  $\Delta i_d$ ,  $\Delta i_q$ ,  $\Delta i_f$ ,  $\Delta u_d$ ,  $\Delta u_q$  — величины в переходном режиме.

В результате можно получить следующие уравнения в операторной форме в координатных осях  $d$ ,  $q$  для приращений величин [Л. 3]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta u_d(p) &= \Delta i_d(p) r + p \Delta \psi_d(p) - \omega_r \Delta \psi_q(p); \\ \Delta u_q(p) &= \Delta i_q(p) r + p \Delta \psi_q(p) + \omega_r \Delta \psi_d(p); \\ \Delta \psi_d(p) &= \Delta u_f(p) G_d(p) + \Delta i_d(p) x_d(p); \\ \Delta \psi_q(p) &= \Delta i_q(p) x_q(p), \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где  $x_d(p)$ ,  $x_q(p)$  — операторные сопротивления;  $G_d(p)$  — операторный параметр, которые зависят от числа обмоток на роторе и системы регулирования напряжения. Оригиналы этих величин назовем динамическими параметрами, которые будут использованы в дальнейшем при синтезе токов элементов системы. Динамические параметры определяются по токам  $\Delta i_d$ ,  $\Delta i_q$  в соответствующем режиме. Для начальных значений функций получаем уравнения типа уравнений (5), но в установившемся режиме, откуда находим искомые величины.

Покажем, что операторные параметры  $x_d(p)$ ,  $x_q(p)$ ,  $G_d(p)$  при указанных выше допущениях всегда преобразуются в оригиналы и поэтому могут быть использованы для свертки функций по теореме Бореля. Предположим в общем случае, что у СМ на роторе кроме обмотки возбуждения имеется  $n$

короткозамкнутых (демпферных) обмоток. Тогда в операторной форме имеем [Л. 3]:

$$\Delta \psi_d(p) = x_{ad} \Delta i_d(p) + x_{af} \Delta i_f(p) + x_{a1d} \Delta i_{1d}(p) + \dots + x_{and} \Delta i_{nd}(p). \quad (6)$$

$$\Delta i_f(p) r_f + p [x_{f1d} \Delta i_d(p) + x_{fad} \Delta i_d(p) + x_{f1d} \Delta i_{1d}(p) + \dots + x_{fn} \Delta i_{nd}(p)] = \Delta u_f(p);$$

$$\Delta i_{1d}(p) r_{1d} + p [x_{11d} \Delta i_d(p) + x_{1ad} \Delta i_d(p) + x_{1f} \Delta i_f(p) + \dots + x_{1nd} \Delta i_{nd}(p)] = 0; \quad (7)$$

$$\Delta i_{nd}(p) r_{nd} + p [x_{nnd} \Delta i_{nd}(p) + x_{nad} \Delta i_d(p) + x_{nf} \Delta i_f(p) + \dots + x_{n,n-1} \Delta i_{n-1d}(p)] = 0.$$

Определим по формуле Крамера из системы уравнений (7) токи  $\Delta i_f(p)$ ,  $\Delta i_d(p)$ , ...,  $\Delta i_{nd}(p)$  и и подставим их в (6):

$$\Delta \psi_d(p) = \Delta u_f(p) G_d(p) + \Delta i_d(p) x_d(p).$$

Нетрудно проверить, что  $x_d(p)$ ,  $G_d(p)$  представляют собой дробно-рациональную функцию оператора  $p$ , у которой высшие показатели степени  $p$  числителя равны или меньше показателей степени знаменателя. Выполняются и другие условия, подтверждающие наличие преобразования:

$$x_d(p) \doteq x_d(t); \quad G_d(p) \doteq G_d(t).$$

Аналогично можно показать, что выполнимо преобразование:

$$x_q(p) \doteq x_q(t).$$

Предположим, что токи СМ сняты экспериментально или получены каким-либо другим способом при отсутствии регулирования напряжения, т. е. при  $\Delta u_f = 0$ . Уровень возбуждения (величина  $u_f$ ) выбирается соответственно требуемому уровню насыщения машины. Из уравнений (5), применяя теорему Бореля, находим при  $\Delta i_d(0) = 0$ :

$$\int_0^t x_d(\tau) K_d(t - \tau) d\tau = f_d(t), \quad (8)$$

где

$$K_d(t - \tau) = \frac{\partial \Delta i_d(t - \tau)}{\partial t};$$

$$f_d(t) = B \sin t [\Delta u_d(t) - \Delta i_d(t) r] - B \cos t [\Delta u_q(t) - \Delta i_q(t) r] + \Delta u_q(t) - \Delta i_q(t) r.$$

Выражение (8) можно получить и в другой форме.

Аналогично из уравнений (5) определяется динамический параметр  $x_q(t)$ .

Для определения  $G_d(t)$  полагаем в (5)  $\Delta u_f \neq 0$ , т. е. считаем наличие регулирования системы возбуждения СМ. Из первого уравнения (5) получаем следующее интегральное уравнение:

$$G_d(t) = f_G(t) + \int_0^t G_d(\tau) K_G(t - \tau) d\tau, \quad (9)$$

где

$$K_G(t - \tau) = - \frac{1}{\Delta u'_f(0)} \frac{\partial \Delta u'_f(t - \tau)}{\partial t};$$

$$f_G(t) = \frac{1}{\Delta u'_f(0)} [\Delta u_d(t) + B \Delta i_q(t) x_q(t) - \Delta i_d(t) r - B \Delta i'_d(t) x_d(t)].$$

В выражении (9) предположено, что  $x_d(t)$ ,  $x_q(t)$  были предварительно определены.

Динамический параметр  $x(t)$  асинхронного двигателя (АД) находим аналогично предыдущему из уравнений, записанных в координатных осях, неподвижных относительно его ротора [Л. 3]:

$$x(t) = f_A(t) + \int_0^t x(\tau) K(t-\tau) d\tau, \quad (10)$$

где

$$K_A(t-\tau) = \frac{1}{\omega_r \Delta i_q(0) - \Delta i'_d(0)} \frac{\partial [\Delta i'_d(t-\tau) - \omega_r \Delta i_q(t-\tau)]}{\partial t};$$

$$f_A(t) = \frac{\Delta u_d(t) - \Delta i_d(t) r_A}{\Delta i'_d(0) - \omega_r \Delta i_q(0)}.$$

Таким образом, динамические параметры синхронных и асинхронных машин находятся по осциллограммам или табличным данным фазных токов в обмотках статора, которые по известным выражениям преобразуются к координатной системе  $d, q$ . Активные сопротивления статоров  $r, r_A$  легко измеряются; часто ими можно пренебречь, так как величины их относительно малы.

Указанную задачу можно решить и в трехлинейной неподвижной координатной системе  $a, b, c$ . Осциллографирование токов в обмотках статора машин или же расчет их должны производиться так, чтобы насыщение магнитной цепи отдельных машин, эффект вытеснения тока и другие показатели состояния машин максимально приближались к тем, при которых машины будут работать совместно в системе. При объединении электрических машин в общую систему величины должны быть приведены к одной координатной системе, а для сложных систем целесообразно использовать уравнения связи.

**Система синхронный генератор (СГ) — асинхронный двигатель (АД)** аналитически исследуется на основе уравнений (5) и уравнений для АД с учетом условий их включения для совместной работы. Запишем уравнения для АД в координатной системе  $u, v$ , вращающейся синхронно с осями генератора  $d, q$  [Л. 4]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta u_u(p) &= \Delta i_u(p) r_A + p \Delta \psi_u(p) - \Delta \psi_v(p); \\ \Delta u_v(p) &= \Delta i_v(p) r_A + p \Delta \psi_v(p) + \Delta \psi_u(p), \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

где

$$\begin{aligned} \Delta \psi_u(p) &= \Delta i_u(p) x_u(p) - \Delta i_v(p) x_v(p); \\ \Delta \psi_v(p) &= \Delta i_v(p) x_u(p) + \Delta i_u(p) x_v(p). \end{aligned}$$

Параметры  $x_u(p), x_v(p)$  вместо  $x(p)$  в осях  $d, q$  двигателя получены в результате приведения уравнений к синхронным осям.

При этом

$$\left. \begin{aligned} x_u(t) &= x(t) \cos(st + \gamma_0) + s \int_0^t x(t) \sin(st + \gamma_0) dt; \\ x_v(t) &= -x(t) \sin(st + \gamma_0) + s \int_0^t x(t) \cos(st + \gamma_0) dt, \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где  $s$  — скольжение АД;  $\gamma_0$  — начальный угол между координатными осями СГ и АД.

Из (5) и (11) с учетом условий включения для совместной работы АД и СГ, причем для простоты полагаем работу последнего перед включением на

холостом ходу ( $\Delta u_d = 0, \Delta u_q = -E_0$ ), получаем следующие уравнения для этой системы:

$$\left. \begin{aligned} i_d(p) [r + r_A + p x_u(p) + p x_d(p) - x_v(p)] + \\ + \Delta u_f(p) p G_d(p) - i_q(p) [x_q(p) + p x_v(p)] + \\ + x_u(p) = 0; i_q(p) [r + r_A + p x_q(p) + p x_u(p)] - \\ - x_v(p) + \Delta u_f(p) G_d(p) + i_d(p) [x_d(p) + x_u(p) + \\ + p x_v(p)] = -E_0. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Из этих уравнений изложенным выше способом находим:

$$i_d(t) = f_{di}(t) + \int_0^t i_d(t) K_{di}(t-\tau) d\tau, \quad (14)$$

где

$$K_{di}(t-\tau) = -\frac{1}{\Delta_1(0)} \frac{\partial \Delta_1(t-\tau)}{\partial t};$$

$$f_{di}(t) = \frac{B A_{11}(t) \Delta u_f(t) + E_0 A_{22}(t)}{\Delta_1(0)},$$

где  $\Delta_1(t) \doteq \frac{\Delta(p)}{p^2}$ , а  $\Delta(p)$  — определитель системы уравнений (13), который зависит от динамических параметров СГ и АД:

$$A_{11}(t) \doteq \frac{A_1(p)}{p^2}; A_{22}(t) \doteq \frac{A_2(p)}{p^2};$$

при этом  $A_1(p), A_2(p)$  — операторные выражения соответственно при  $\Delta u_f(p)$  и  $E_0$ .

Таким образом, система СГ — АД может быть рассчитана по динамическим параметрам, которые определяются по токам СГ и АД как отдельных машин. Указанный способ может быть использован и для более сложных систем. Однако в этом случае более выгодным становится использование уравнений связи.

**Электроэнергетическая система, содержащая электрические машины и статическую нагрузку**, рассчитывается по уравнениям для каждой машины и статической нагрузки, которые увязываются с помощью уравнений связи. При этом уравнения всех элементов могут быть приведены к одним координатным осям либо остаются неприведенными, и это учитывается в уравнениях связи.

Рассмотрим для примера автономную электроэнергетическую систему, состоящую из любого числа СМ, АД и элементов статической нагрузки (рис. 1). Составим систему интегральных уравнений Вольтерра для синтеза токов и других величин, если указанным выше способом определены динамические параметры для СГ и АД, а также известны в отдельности токи для каждого элемента статической нагрузки. Предположим, что исходные уравнения для АД и статической нагрузки приведены к координатным осям первого генератора. Запишем интегральные уравне-

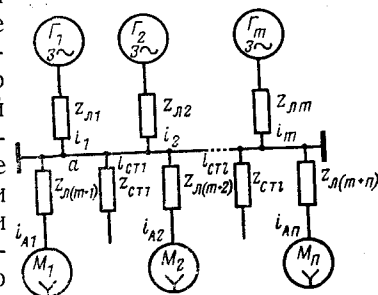


Рис. 1.

ния для синхронных генераторов с учетом исходных уравнений типа (5) и изложенных выше преобразований:

$$\begin{aligned} \|\Delta v_d(t)\| &= \|x_d(0)\| \|\Delta i_d(t)\| + \\ &+ \int_0^t \left\| \frac{\partial x_d(t-\tau)}{\partial t} + r \right\| \|\Delta i_d(\tau)\| d\tau - \\ &- \|\omega_r\| \|X_q(0)\| \|\Delta i_q(t)\| - \\ &- \|\omega_r\| \int_0^t \left\| \frac{\partial X_q(t-\tau)}{\partial t} \right\| \|\Delta i_q(\tau)\| d\tau + \|BG_d(t)\| \|\Delta u_f(t)\|; \\ \|\Delta v_q(t)\| &= \|x_q(0)\| \|\Delta i_q(t)\| + \\ &+ \int_0^t \left\| \frac{\partial x_q(t-\tau)}{\partial t} + r \right\| \|\Delta i_q(\tau)\| d\tau + \\ &+ \|\omega_r\| \|X_d(0)\| \|\Delta i_d(t)\| + \\ &+ \|\omega_r\| \int_0^t \left\| \frac{\partial X_d(t-\tau)}{\partial t} \right\| \|\Delta i_d(\tau)\| d\tau + \|\omega_r\| \|BG_d(t)\| \|\Delta v_f(t)\|, \end{aligned} \quad (15)$$

где

$$\begin{aligned} \Delta v_d(t) &= \int_0^t \Delta u_d(t) dt; \quad \Delta v_f(t) = \int_0^t \Delta u_f(t) dt; \\ X_q(t) &= \int_0^t x_q(t) dt; \quad \Delta v_q(t) = \int_0^t \Delta u_q(t) dt; \\ X_d(t) &= \int_0^t x_d(t) dt. \end{aligned}$$

Матрицы  $\|\Delta u_d(t)\|$ ,  $\|\Delta u_q(t)\|$ ,  $\|\Delta i_d(t)\|$ ,  $\|\Delta i_q(t)\|$ ,  $\|\Delta u_f(t)\|$  — столбцовые порядка  $1 \times m$ , остальные диагональные порядка  $m \times m$ .

Аналогично, используя уравнения типа (11), получаем систему интегральных уравнений для асинхронных двигателей:

$$\begin{aligned} \|\Delta v_u(t)\| &= \|x_u(0) - X_v(0)\| \|\Delta i_u(t)\| + \\ &+ \int_0^t \left\| \frac{\partial x_u(t-\tau)}{\partial t} - \frac{\partial X_v(t-\tau)}{\partial t} + r_A \right\| \|\Delta i_u(\tau)\| d\tau - \\ &- \|x_v(0) + X_u(0)\| \|\Delta i_v(t)\| - \\ &- \int_0^t \left\| \frac{\partial x_v(t-\tau)}{\partial t} + \frac{\partial X_u(t-\tau)}{\partial t} \right\| \|\Delta i_v(\tau)\| d\tau; \\ \|\Delta v_v(t)\| &= \|x_u(0) - X_v(0)\| \|\Delta i_v(t)\| + \\ &+ \int_0^t \left\| \frac{\partial x_u(t-\tau)}{\partial t} - \frac{\partial X_v(t-\tau)}{\partial t} + r_A \right\| \|\Delta i_v(\tau)\| d\tau + \\ &+ \|x_v(0) + X_u(0)\| \|\Delta i_u(t)\| + \\ &+ \int_0^t \left\| \frac{\partial x_v(t-\tau)}{\partial t} + \frac{\partial X_u(t-\tau)}{\partial t} \right\| \|\Delta i_u(\tau)\| d\tau, \end{aligned} \quad (16)$$

где

$$\begin{aligned} \Delta v_u(t) &= \int_0^t \Delta u_u(t) dt; \quad X_u(t) = \int_0^t x_u(t) dt; \\ \Delta v_v(t) &= \int_0^t \Delta u_v(t) dt; \quad X_v(t) = \int_0^t x_v(t) dt. \end{aligned}$$

При этом столбцовые матрицы порядка  $1 \times n$ , диагональные порядка  $n \times n$ . Сопротивления линии, как обычно учтены путем соответствующего увеличения сопротивлений СГ и АД.

Токи статической нагрузки рассчитываются по формулам Дюамеля путем приведения их к напряжению узла:

$$\begin{aligned} \|\Delta i'_{дст}\| &= \int_0^t \left\| \frac{\partial \Delta i_{дст}(t-\tau)}{\partial t} \right\| \|u_d(\tau)\| d\tau; \\ \|\Delta i'_{гст}\| &= \int_0^t \left\| \frac{\partial \Delta i_{гст}(t-\tau)}{\partial t} \right\| \|u_g(\tau)\| d\tau, \end{aligned} \quad (17)$$

так как  $\Delta i_{дст}(0) = \Delta i_{гст}(0) = 0$ .

В выражениях (17) первые матрицы под знаками интегралов — диагональные.

Уравнения связи составим для точки а.

$$\begin{aligned} i_{d1} + \sum_{m=2}^m (i_{dm} \cos \theta_{1m} + i_{qm} \sin \theta_{1m}) &= \\ &= \sum_{n=1}^n i_{un} + \sum_{l=1}^l i'_{дстl}; \\ i_{q1} + \sum_{m=2}^m (i_{qm} \cos \theta_{1m} - i_{dm} \sin \theta_{1m}) &= \\ &= \sum_{n=1}^n i_{vn} + \sum_{l=1}^l i'_{гстl}; \\ u_{dj} \cos \theta_{1j} + u_{qj} \sin \theta_{1j} &= u_{d1} = -u_{dk}; \\ u_{qj} \cos \theta_{1j} - u_{dj} \sin \theta_{1j} &= u_{q1} = -u_{qk}, \end{aligned} \quad (18)$$

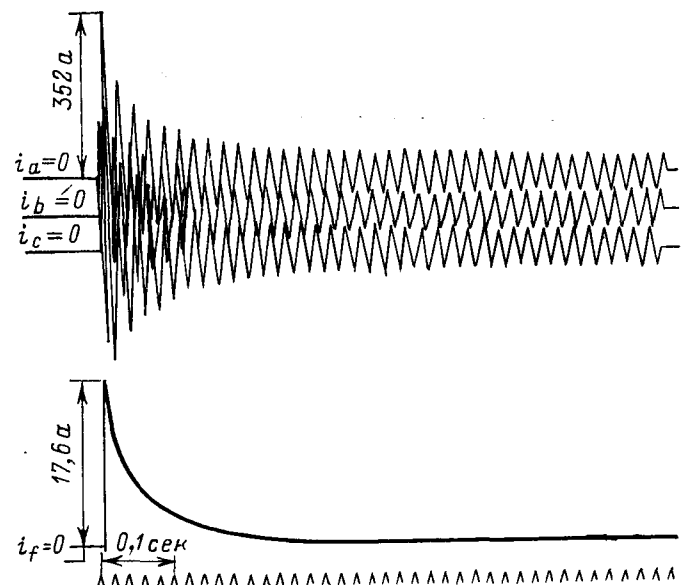


Рис. 2.

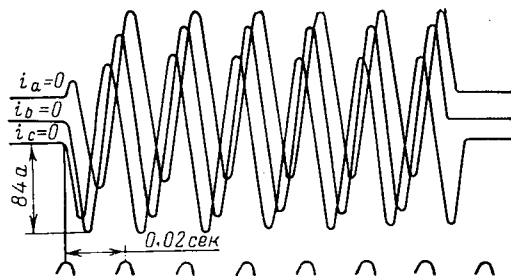


Рис. 3.

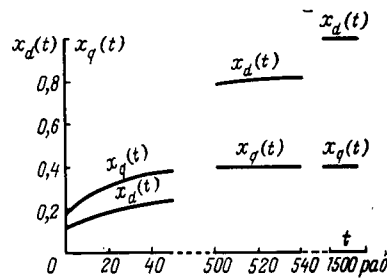


Рис. 4.

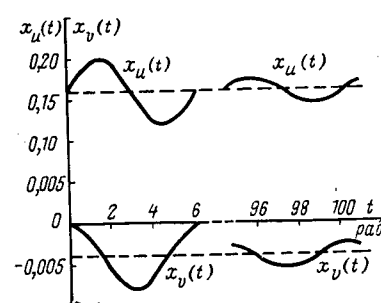


Рис. 5.

при этом в последних двух уравнениях  $j=2, 3, \dots$ ,  $m; k=1, 2, \dots, n$ .

Решая системы уравнений (15)–(18), находим искомые токи, напряжения и другие величины для схемы рис. 1. Очевидно, этот путь решения с использованием уравнений связи может быть применен и для более сложных систем. При этом выбор координатных осей, к которым приводятся уравнения элементов системы, зависит от структуры схемы и условий задачи.

**Пример расчета для системы СГ–АД.** Синхронный генератор типа W999; 220/380 в; 74,3/43,0 а; 28,2 кв·а; 1500 об/мин;  $r=0,02$  о. е. Асинхронный двигатель АО-43-4; 220/380 в; 20/11,6 а; 5,5 квт; 1452 об/мин;  $r_A=0,10$  о. е.

Заданы осциллограмма токов при трехфазном коротком замыкании СГ (рис. 2) и осциллограмма токов заторможенного АД при включении на сеть большой мощности (рис. 3). Требуется рассчитать токи и другие величины в начальной стадии пуска ( $s=1$ ) АД от СГ на холостом ходу. Для простоты принимаем, что регулирование напряжения СГ отсутствует.

Как видим, состояние магнитной системы СГ и АД по исходным данным близко к состоянию при их совместной работе. Сначала определяем  $x_d(t)$ ,  $x_q(t)$  для СГ по осциллограмме токов (рис. 2). При включении на холостом ходу и нулевых начальных условиях  $\Delta i_d = i_d$ ,  $\Delta i_q = i_q$ ,  $\Delta u_d = 0$ ,  $\Delta u_q = -E_0 = -1$ ,  $i_d(0) = i_q(0) = 0$  уравнение (8) запишется как

$$f_d(t) + \int_0^t x_d(\tau) \frac{\partial i_d(t-\tau)}{\partial t} d\tau = 0, \quad (19)$$

где

$$f_d(t) = -0,02 \{ B [i_d(t) \sin t + i_q(t) \cos t] - i_q(t) \} + 1 - \cos t.$$

Переходим от (19) к интегральному уравнению Вольтерра второго рода:

$$x_d(t) = -1,3 \frac{df_d(t)}{dt} + \int_0^t x_d(\tau) K_d(t-\tau) d\tau, \quad (20)$$

где

$$K_d(t-\tau) = 1,3 \frac{\partial^2 i_d(t-\tau)}{\partial t^2}.$$

Аналогично для параметра  $x_q(t)$  находим:

$$x_q(t) = 0,183 \frac{df_q(t)}{dt} + \int_0^t x_q(\tau) K_q(t-\tau) d\tau, \quad (21)$$

где

$$K_q(t-\tau) = -0,183 \frac{\partial^2 i_q(t-\tau)}{\partial t^2};$$

$$f_q(t) = 0,02 i_d - \sin t - 0,02 B (i_d \cos t + i_q \sin t).$$

На рис. 4 показаны кривые  $x_d(t)$ ,  $x_q(t)$  для СГ W999, удовлетворяющие уравнениям (20) и (21). Как видно, эти кривые близки к экспонентам. Аналогичный характер имеет кривая  $x(t)$  для АД.

2\*

Далее из уравнения (14) находим ток  $i_d(t)$ , при этом

$$K_{di}(t-\tau) = -1,50 \frac{\partial \Delta i_d(t-\tau)}{\partial t};$$

$$f_{di} = -1,50 \int_0^t [X_q(t) + X_v(t) + x_u(t)] dt.$$

Кривые  $x_u(t)$ ,  $x_v(t)$  показаны на рис. 5. Ток  $i_q(t)$  определяем из уравнения

$$i_q(t) = f_{qi}(t) + \int_0^t i_q(\tau) K_{qi}(t-\tau) d\tau, \quad (22)$$

где

$$K_{qi}(t-\tau) = K_{di}(t-\tau);$$

$$f_{qi}(t) = -0,15t^2 - 1,5X_u(t) - 1,5X_d(t) + 1,5 \int_0^t X_v(t) dt.$$

На рис. 6 показаны кривые фазных токов системы СГ–АД, удовлетворяющие интегральным уравнениям (14) и (22). Далее рассчитываются момент вращения и другие величины. В частности, момент вращения АД рассчитывается по формуле

$$M = \psi_u i_v - \psi_v i_u, \quad (23)$$

где

$$\psi_u = B[i_u x_u(t) - i_v x_v(t)]; \quad \psi_v = B[i_v x_u(t) + i_u x_v(t)].$$

**Выводы.** 1. Если параметры элементов электроэнергетической системы неизвестны или их определение затруднено, то токи в системе можно рассчитать путем синтеза токов в ее элементах. Последние, как правило, целесообразно определить экспериментально при состоянии элементов (особенно насыщение), близком к тому, при котором они находятся в системе. Для вновь проектируемых электрических машин или других элементов должны быть взяты расчетные значения токов.

2. Синтез токов в системе осуществляется на основе составления и решения интегральных урав-

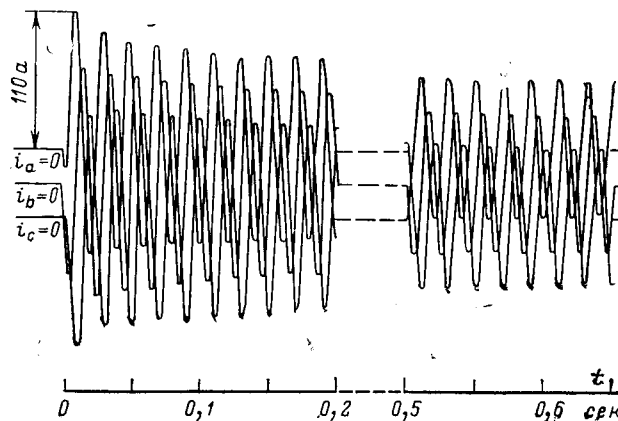


Рис. 6.



нений Вольтерра второго и первого рода. В последнем случае уравнения могут быть преобразованы к уравнениям второго рода путем дифференцирования их по параметру.

3. При синтезе сложных систем целесообразно уравнения для всех элементов записывать как для отдельно взятых элементов, а учитывать их включение в схему и приведение к базисным координатным осям с помощью уравнений связи. Это приводит к необходимости составления и решения системы интегральных уравнений.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Конторович М. И. Операционное исчисление и процессы в электрических цепях. М., «Наука», 1964.
2. Ловитт У. В. Линейные интегральные уравнения. М., Гостехиздат, 1957.
3. Алябьев М. И. Общая теория судовых электрических машин. М., «Судостроение», 1965.
4. Трещев И. И. Методы исследования электромагнитных процессов в машинах переменного тока. Л., «Энергия», 1969.

[25.4.1974]

УДК 621.315.618.9:537.52(048)

## К выбору рабочих и испытательных напряженностей высоковольтного оборудования с изоляцией SF<sub>6</sub>

Канд. техн. наук БОРТНИК И. М.

Всесоюзный электротехнический институт

Оборудование с изоляцией шестифтористой серой (элегаз) под давлением получает все большее распространение в отечественной и зарубежной электроэнергетике. Техничко-экономические показатели такого оборудования существенно зависят от того, насколько высоко может быть выбрана рабочая напряженность электрического поля на поверхности токоведущих частей. В то же время методика выбора рабочих и испытательных напряженностей до сих пор не разработана. Для ее создания необходимы достаточные знания по следующим характеристикам зажигания разряда<sup>1</sup> (ЗР):

статическим, т. е. зависимостью напряжения ЗР от параметров промежутка — давления газа, расстояния между электродами и их площади — при плавном подъеме напряжения;

вольт-временным, т. е. зависимостью напряжения ЗР времени воздействия напряжения при импульсном и длительно приложенных напряжениях;

статистическим, определяющим тип и параметры функции распределения (ФР) напряжений ЗР и их зависимость от параметров газа и промежутка.

В статье делается попытка сформулировать на базе анализа и обобщения существующих данных по характеристикам ЗР для различных условий эксперимента предварительную методику выбора рабочих и испытательных напряженностей для оборудования с элегазовой изоляцией.

**Статические характеристики ЗР.** К настоящему времени накоплен значительный экспериментальный материал по статическим характеристикам ЗР в SF<sub>6</sub> для различных условий эксперимента, однородных систем и параметров промежутка. Давно известным и наиболее надежным методом сопоставления и обобщения статических характеристик ЗР в газе является их представление в форме, соответствующей закону подобия. Для случая однородного поля закон подобия имеет форму закона Пашена:

$$U_0 = f(pd),$$

<sup>1</sup> Здесь под зажиганием разряда понимается возникновение любой формы самостоятельного разряда в промежутке.

а для неоднородного поля может быть приближенно представлен в виде зависимости

$$E_0 = p\varphi(pr_0),$$

где  $U_0$  и  $E_0$  — соответственно напряжение и напряженность ЗР;  $p$  — давление газа;  $d$  — расстояние между электродами;  $r_0$  — радиус кривизны поверхности электрода в точке с наибольшей напряженностью поля.

Справедливость закона Пашена в SF<sub>6</sub> при небольших напряженностях поля подтверждена рядом авторов [Л. 1—4, 31] при напряжениях вплоть до 300 кВ.

Но газовую изоляцию в аппаратах высокого напряжения обычно используют лишь при напряженностях поля при пробое свыше 100 кВ/см. При этом оказывается, что экспериментальные характеристики ЗР в однородном поле перестают следовать закону Пашена. Однако и при высоких напряженностях поля, если поле строго однородно, при заданном давлении газа напряжение ЗР возрастает почти линейно с увеличением расстояния между электродами [Л. 6—8], т. е. для обследованных расстояний и напряжений пробой в однородном поле в SF<sub>6</sub> развивается при заданном давлении при практически не зависящей от расстояния между электродами напряженности поля.

Поэтому наблюдаемые экспериментально отклонения от закона Пашена определяются зависимостью напряженности поля при пробое от давления газа. Как видно из рис. 1, в этой зависимости можно выделить две области:

В области I — область относительно небольших напряженностей поля ( $\leq 150$  кВ/см) — данные различных авторов [1, 3, 5—8, 13, 22, 29] хорошо согласуются между собой даже при различных условиях эксперимента и лежат близко к прямой с наклоном около 89 кВ·см/кгс. Последний факт определяется тем, что в соответствии с известным ходом зависимости коэффициентов ионизации  $\alpha$  и прилипания  $\eta$  электронов в SF<sub>6</sub> от напряженности поля [Л. 2 и 3] условие самостоятельности разряда в SF<sub>6</sub> уже при небольших давлениях ( $\geq 0,5$  кгс/см<sup>2</sup>) выполняется при значениях отношения напряжен-

ности поля к давлению газа  $E/p$ , очень близких к «предельному» значению  $E_{II}/p=89$  кв·см/кгс, соответствующему равенству коэффициентов  $\alpha$  и  $\eta$ .

В области II наблюдаются отклонения от указанной прямолинейной зависимости и здесь данные разных авторов заметно расходятся в зависимости от условий эксперимента (состояния, материала и площади поверхности электродов).

Сопоставлять экспериментальные данные по характеристикам ЗР в неоднородном поле целесообразно по значению «приведенной» напряженности:

$$E^*_0 = \frac{E_0}{\left(1 + \frac{a}{\sqrt{pr_0}}\right)} \quad (1)$$

Требуемые для анализа данных по пробивным напряжениям в виде зависимости (1) значения коэффициента неоднородности поля  $f$  от параметров промежутка  $d$ ,  $r_0$  известны, а значения коэффициента  $a$  выбирались от 0,1 до 0,15 в зависимости от закона изменения поля в зоне ионизации [Л. 11].

Из рис. 2 видно, что все известные экспериментальные данные для промежутков, где «напряженная» площадь [площадь с напряженностью поля, близкой к максимальной в промежутке ( $\geq 0,9E_{\max}$ )] занимает лишь небольшую часть поверхности электрода вблизи точки с радиусом  $r_0$  (шар — шар, шар — плоскость, стержень — плоскость, провод — провод, коаксиальные цилиндры малого размера), находятся в пределах заштрихованной области А на рис. 2. При этом  $f=1,1-30$ ;  $d=0,2-10$  см;  $r_0=0,025-3$  см;

$U_0=10-500$  кв. Большинство результатов находится даже внутри более узкой области Б (дважды заштрихованной), ширина которой не превышает 25% среднего значения  $E^*_0$  в ней, и при имеющемся разбросе данных разных авторов в этой области не удается установить зависимости  $E^*_0$  от  $d$  или  $r_0$  при постоянном  $p$ .

Выступающие за область Б в область А данные или получены при положительной полярности стержня [Л. 10], или в камерах, где расчетная максимальная напряженность поля для полей типа шар — плоскость может быть несколько выше, чем имеющаяся на самом деле, например, из-за влияния стенок камеры на распределение поля [Л. 15 и 16].

Из рис. 2 видно, что так же как и в однородном поле зависимость  $E^*_0(p)$  в основной области Б близка к линейной с наклоном 89 кв·см/кгс до значений  $E^*_0=100-200$  кв/см (в зависимости от условий эксперимента), после чего наклон уменьшается.

Сопоставление экспериментальных данных для систем электродов со значительной «напряженной» площадью, коаксиальные цилиндры [Л. 14, 18—21, 29] показывает (рис. 3), что хотя и здесь имеется область, где наклон зависимости  $E^*_0(p)$  близок к 89 кв·см/кгс, но отклонения от законов подобия

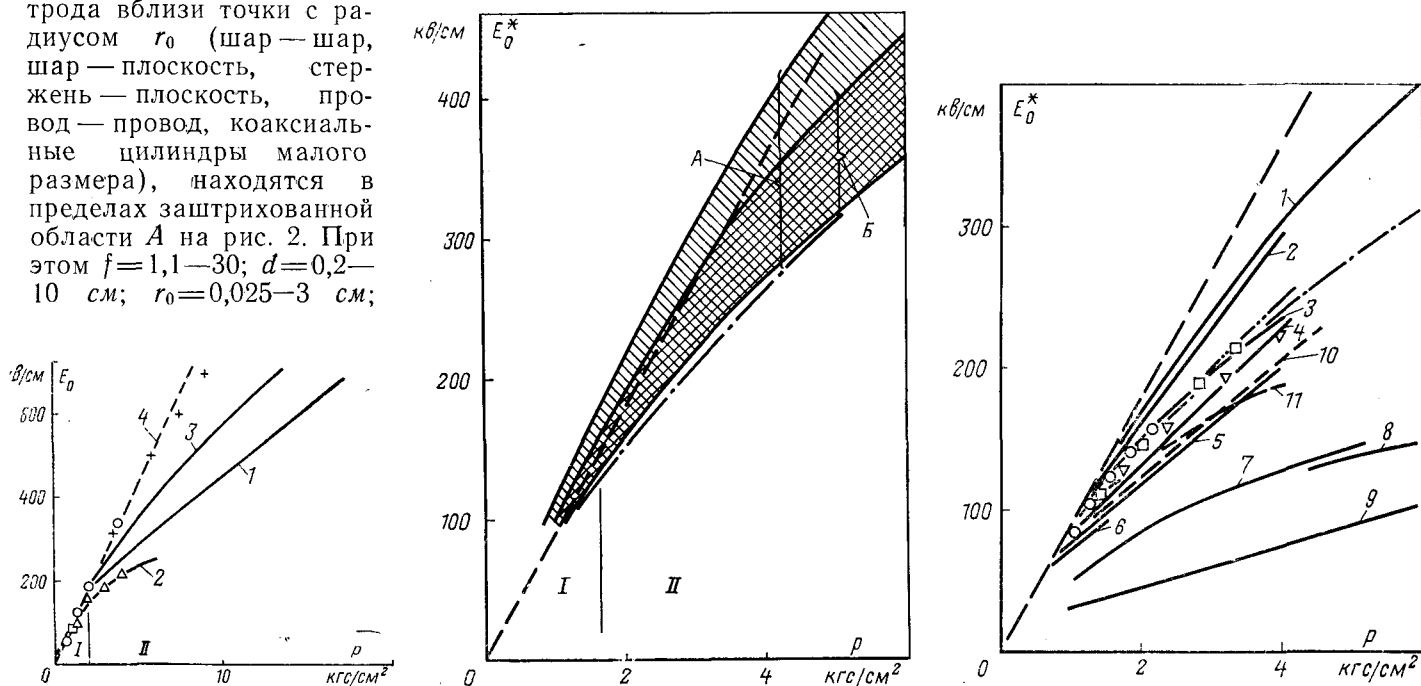


Рис. 1. Характеристики зажигания разряда в  $SF_6$  однородном поле (в скобках указаны площадь электрода в  $см^2$  и длина промежутка в см).

— — — [Л. 3], (100; 0,5—6); — · — · [Л. 11], (20; 0,3—1); ● — [Л. 13], (20; 0,1—1,5); □ — [Л. 7], (100; 1—4, 5); △ — [Л. 6], (1000; 2—6); I — [Л. 8], (15; 0,1—2,5); 2 — [Л. 22], (100; 0,5—2,5); 3 — [Л. 29], (20; 0,2—2); × — [Л. 5], (2; 0,1); 4 —  $E_0=E_{II}=89p$ .

Рис. 2. Обобщенная характеристика зажигания разряда в  $SF_6$  в неоднородном поле (малая «напряженная» площадь).

Шар — плоскость:  $r_0=2,5$  см,  $d=0,5-1,5$  см [Л. 14];  $r_0=0,95$  см,  $d=0,254-2,54$  см [Л. 4];  $r_0=0,5$  см,  $d=10$  см [Л. 15];  $r_0=0,63$  см,  $d=1,27$  см [Л. 9];  $r_0=2$  см,  $d=1-3$  см [Л. 7];  $r_0=3$  см,  $d=1$  см [Л. 27];  $r_0=0,95$  см,  $r_0=3,18$  см,  $d=0,635-5,08$  см [Л. 16].

Коаксиальные цилиндры:  $r_0/R=0,25/1,5$  см [Л. 19];  $r_0/R=0,15/1,5$  см [Л. 14].

Провод — провод:  $r_0=0,25$  см,  $d=0,5$  см [Л. 18].

Стержень — плоскость:  $r_0=0,079$  см,  $d=0,635-5,17$  см [Л. 10];  $r_0=0,099$  см,  $d=0,5-2$  см [Л. 14];  $r_0=0,1-1$  см,  $d=1-5$  см [Л. 18]; — — —  $E^*_0=E_{II}=89p$ ; — · — · — расчет по (9).

Рис. 3. Характеристики зажигания разряда в  $SF_6$  в неоднородном поле (большая «напряженная» площадь).

Коаксиальные цилиндры: 1 —  $r_0=0,6-0,75$  см,  $R=0,75-1,5$  см [Л. 29]; 2 —  $r_0/R=0,5/1,5$  см [Л. 21]; 3 —  $r_0/R=1,9/2,5$  см [Л. 19]; 4 —  $r_0/R=1,9/10$  см [Л. 6]; 5 —  $r_0/R=5/10$  см,  $5/15$  см,  $5/27$  см [Л. 6]; 6 —  $r_0/R=10/27$  см [Л. 6]; 7 —  $r_0/R=3,75/12,5$  см [Л. 25]; 8 — экстраполяция из области высоких давлений,  $r_0/R=36,9/95$  см [Л. 20]; 9 —  $r_0/R=5/12,7$  см [Л. 24]; 10 —  $r_0/R=3,8/12,5$  см [Л. 26].

▽ —  $r_0/R=1,9/5$  см [Л. 21]; ○ —  $r_0/R=0,5/1,5$  см [Л. 14]; □ —  $r_0/R=0,715/1,815$  см [Л. 20]; — · — · —  $r_0/R=0,5/12,5$  см; сфера — плоскость: II —  $r_0=10$  см,  $d=1-6$  см [Л. 27]; — · — · —  $r_0=12,5$  см,  $d=2-4$  см [Л. 6]; — — —  $E^*_0=E_{II}=89p$ .

начинаются при меньших напряженностях поля ( $\sim 100$  кВ/см), оказываются больше по величине и увеличиваются с увеличением размеров электродной системы (радиуса провода).

Особенно большие отклонения от закона подобия обнаружены при экспериментах в  $\text{SF}_6$  при сверхвысоких напряжениях, в частности для коаксиальных цилиндров большого диаметра — системы электродов наиболее интересной для разработчиков герметизированных комплектных распределительных устройств и линий с газовой изоляцией.

Прежде всего характерен большой разброс (почти в 2 раза) значений  $E^*_0$  у разных авторов для систем электродов, близких геометрических размеров, по-видимому, вызванный различием условий постановки эксперимента. Действительно, есть, например, основания предполагать, что в [Л. 24, 25] в промежутке присутствовали свободные металлические частицы, заметно снижающие напряжение ЗР. Это доказывает и довольно хорошее совпадение результатов [Л. 6, 26], когда принимаются меры по тщательной очистке газа и поверхности электродов.

Все указанное приводит к заключению, что именно связанные с большей «напряженной» площадью условия по чистоте постановки эксперимента являются причиной больших отклонений от закона подобия для коаксиальных систем (площадь  $\geq 100$  см<sup>2</sup>), чем для рассмотренных выше систем электродов типа шар — плоскость, стержень — плоскость (площадь около 1 см<sup>2</sup>).

Сопоставляя данные разных авторов по зависимости напряженности ЗР в однородном и неоднородном полях от площади электродов  $S$  (рис. 4), можно несмотря на возможное различие технологии подготовки промежутка и соответствующее

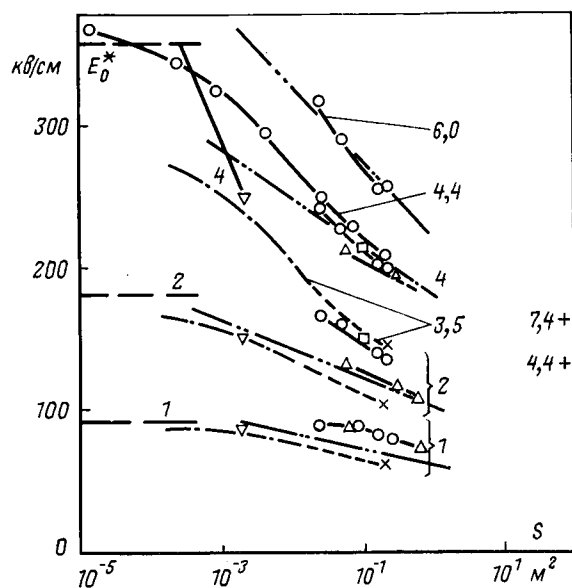


Рис. 4. Зависимость напряженности зажигания разряда в  $\text{SF}_6$  от площади электродов. Цифры у кривых соответствуют давлению газа в кгс/см<sup>2</sup>.

— — — однородное поле [Л. 22]; × — коаксиальные цилиндры [Л. 22]; Δ, □, ▽ — соответственно коаксиальные цилиндры, однородное поле и сферы диаметром 25 см [Л. 30]; ○, + — коаксиальные цилиндры [Л. 11 и 20]; — — —  $E_{\text{д}}$ ; ····· аппроксимация наклона.

различие данных отметить некоторые общие закономерности:

при малых площадях электродов  $E^*_0$  приближается к значению, определяемому расчетом по  $\alpha$  и  $\eta$ -процессам;

в области  $10^{-4} \leq S \leq 1$  м<sup>2</sup> зависимость  $E^*_0/\lg S$  практически линейна и в области  $1 \leq p \leq 6$  кгс/см<sup>2</sup> наклон этой зависимости увеличивается с ростом давления;

при  $S \geq 1$  м<sup>2</sup> намечается тенденция подхода к некоторому нижнему пределу электрической прочности.

Последняя закономерность нуждается в дальнейшем тщательном исследовании с точки зрения выявления ее действительного хода при больших  $S$  и выявления причин, влияющих на положение нижнего предела, и нахождения методов повышения его значения.

На основании вышеприведенного анализа и обобщения дополнительной информации, представленной в рассмотренных экспериментальных работах, могут быть сделаны следующие выводы по статическим характеристикам зажигания разряда в  $\text{SF}_6$ :

определяющим для развития разряда является не напряжение на промежутке, а напряженность поля на электродах, т. е. выбор рабочих и испытательных напряжений должен определяться выбором соответствующих им напряженностей поля на электродах и геометрией промежутка;

в зависимости напряженности ЗР от давления газа могут быть выделены две области: область справедливости закона подобия и область отклонений от закона подобия; положение границы между ними определяется условиями эксперимента и значением «напряженной» площади электрода;

большое влияние на значение напряжения ЗР оказывают степень очистки газа и электродов от проводящих частиц [Л. 24—26], в связи с чем использование средств, удаляющих свободные частицы из промежутка (перфорированные экраны, липкие покрытия [Л. 24, 26]) или препятствующих их действию (покрытие внутреннего электрода тонким слоем диэлектрика), существенно повышает напряжение ЗР;

при обеспечении высокой чистоты условий эксперимента для газовой изоляции достижимы очень высокие пробивные градиенты (около 700 кВ/см);

практически у всех авторов в промежутках любой конфигурации напряжение ЗР при отрицательной полярности электрода с меньшим  $r_0$  меньше, чем при положительной полярности, но разница обычно невелика ( $\sim 10\%$ ) [Л. 6, 10, 14—16, 18, 20, 24, 26, 27]. Напряжения ЗР при отрицательной полярности и при переменном напряжении или очень близки, или совпадают [Л. 10, 14, 15];

материал электродов практически не влияет на  $E^*_0$  в области I и влияет в области II [Л. 8, 9, 21]. В последнем случае влияние материала может маскироваться влиянием степени чистоты обработки поверхности электрода, условиями кондиционирования и т. д. Обычно  $E^*_0$  для электродов из нержавеющей стали несколько выше, чем для медных, а для последних выше, чем для алюминиевых [Л. 8, 21]. Однако по мере увеличения размера

электродов степень влияния материала и чистоты обработки поверхности электродов ослабевает [Л. 21, 22] и для электродов с «напряженной» площадью, равной или больше  $1000 \text{ см}^2$ , полирование или шлифовка поверхности до неровностей около 30 микрон и материал электродов не влияют совсем [Л. 6, 26];

электрическая прочность газа зависит лишь от его плотности, а не зависит от температуры при постоянной плотности до тех пор, пока не начинается частичное сжижение газа [Л. 9, 23]. Это утверждение относится и к воздействию импульсного напряжения [Л. 9];

влажность газа практически не влияет на напряжение ЗР, если точка росы ниже температуры газа [Л. 1, 23];

напряжение ЗР не зависит от величины предварительно приложенного напряжения, если оно не превышает  $\sim 90\% U_0$  [Л. 17].

**Вольт-временные характеристики ЗР.** Для выбора рабочих и испытательных напряженностей поля в газонаполненных аппаратах необходимо знать поведение газовой изоляции как при кратковременных воздействиях напряжения, в частности стандартного и коммутационного импульсов, так и в области больших времен воздействия напряжения — вплоть до тысяч часов.

Данные разных авторов для различных конфигураций электродов (однородное и неоднородное поле) представлены на рис. 5 для импульсов, близких к стандартному:  $1/40 \text{ мксек}$ ;  $1,1/40 \text{ мксек}$ ;  $1,5/40 \text{ мксек}$ ;  $1,2/50 \text{ мксек}$  и одна кривая для почти прямоугольного импульса  $0,1/320 \text{ мксек}$ . Ранее автором была получена вольт-временная характеристика ЗР [Л. 12, 32] для широкого диапазона времен, причем при малых временах воздействия на промежуток подавались волны напряжения различной формы —  $1,2/50 \text{ мксек}$ ,  $250/2000 \text{ мксек}$ ,  $30/3000 \text{ мксек}$  и  $3/3000 \text{ мксек}$  и за предразрядное время принималось время от момента, когда напряжение на промежутке достигало значения  $0,9$  статического пробивного до момента разряда.

При больших временах воздействия данные получены при приложении к промежутку переменного напряжения по следующей методике. Предварительно определялось среднее значение статического напряжения ЗР, после чего напряжение на промежутке плавно поднималось до значения на некоторую величину ( $2,5\%$  и т. д.) ниже статического напряжения ЗР и поддерживалось неизменным до момента пробоя. Время до разряда фиксировалось. При каждом значении напряжения получено не менее 10 значений предразрядных времен.

В вольт-временной характеристике ЗР могут быть выделены две области, в каждой из которых, по-видимому, действует свой механизм, ответственный за зависимость напряжения ЗР от времени воздействия напряжения.

Одна область — это область практически линейной зависимости разрядного напряжения от логарифма предразрядного времени:

$$U_t = U_0(1 - b \lg t), \quad b \approx 0,025, \quad (2)$$

охватывающая диапазон времен от  $100 \text{ мксек}$  до нескольких суток.

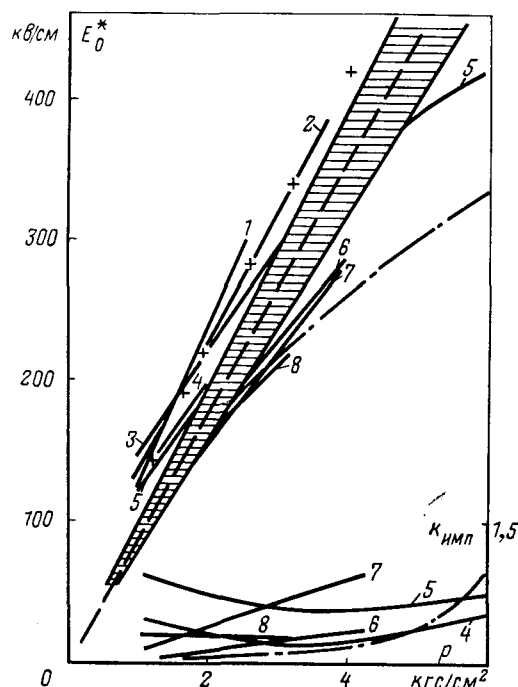


Рис. 5. Импульсные характеристики зажигания разряда в  $\text{SF}_6$ .

1 — [Л. 9], шар-плоскость,  $r_0=0,635 \text{ см}$ ,  $d=1,27 \text{ см}$ , импульс  $1,5/40 \text{ мксек}$ , положительная полярность; 2, 4 — [Л. 27], шар-плоскость,  $r_0=3 \text{ см}$ ,  $d=1 \text{ см}$ , импульс  $1/40 \text{ мксек}$  соответственно положительная и отрицательная полярности; 3, 5 — [Л. 7], шар-плоскость,  $r_0=2 \text{ см}$ ,  $d=1 \text{ см}$ , импульс  $1,2/50 \text{ мксек}$  соответственно положительная и отрицательная полярности; 6 — [Л. 6], шар-плоскость,  $r_0=12,5 \text{ см}$ ,  $d=4-6 \text{ см}$ , импульс  $1,1/40 \text{ мксек}$ , отрицательная полярность; 7 — [Л. 6], плоскость-плоскость, импульс  $1,1/40 \text{ мксек}$ ; 8 — [Л. 20], коаксиальные цилиндры  $2R/2r_0=3,63/1,43 \text{ см}$ , импульс  $1/50 \text{ мксек}$ , отрицательная полярность; + — [Л. 6], коаксиальные цилиндры  $2R/2r_0=20/3,8 \text{ см}$ , положительная полярность; — — — плоскость-плоскость, импульс  $1,5/40 \text{ мксек}$  [Л. 22]. Внутри заштрихованной зоны  $E^*= (0,9-1,1) 89 p$  находятся результаты: [Л. 13], плоскость-плоскость, импульс  $0,1/320 \text{ мксек}$ , [Л. 27], шар-плоскость,  $r_0=10 \text{ см}$ ,  $d=0,5-10 \text{ см}$ , импульс  $1,2/50 \text{ мксек}$ , положительная и отрицательная полярности; [Л. 14], шар-шар,  $r_0=2,5 \text{ см}$ ,  $d=0,5-1,5 \text{ см}$ , импульс  $1/50 \text{ мксек}$ , отрицательная полярность; [Л. 17], стержень-плоскость,  $r_0=0,079 \text{ см}$ ;  $d=2,54 \text{ см}$ , импульс  $1,5/40 \text{ мксек}$ , положительная полярность; [Л. 12], коаксиальные цилиндры  $2R/2r_0=30/11 \text{ см}$  и  $30/3,6 \text{ см}$ , импульс  $1/50 \text{ мксек}$ , отрицательная полярность; [Л. 6], шар-плоскость,  $r_0=12,5 \text{ см}$ ,  $d=4-6 \text{ см}$ , импульс  $1,1/40 \text{ мксек}$ , положительная полярность; [Л. 6], коаксиальные цилиндры,  $2R/2r_0=20/3,8 \text{ см}$ , импульс  $1,1/40 \text{ мксек}$ , отрицательная полярность; [Л. 20], коаксиальные цилиндры,  $2R/2r_0=3,63/1,43 \text{ см}$ , импульс  $1/50 \text{ мксек}$ , положительная полярность.

В нижней части рисунка показаны данные по коэффициенту импульса для отрицательной полярности, обозначения те же.

Вторая область наступает при малых временах — десятки микросекунд и менее, — когда напряжение ЗР быстро возрастает с уменьшением предразрядного времени.

Вольт-временные характеристики ЗР имеют аналогичный вид как для системы коаксиальных электродов с размерами  $\frac{R}{r_0} = \frac{15,0}{5,5} \text{ см/см}$  или  $\frac{15,0}{1,8} \text{ см/см}$ , так и для электродов Брюса диаметром  $160 \text{ мм}$ .

На основании рис. 5 и анализа рассмотренных работ, могут быть сделаны следующие выводы по вольт-временным характеристикам ЗР в  $\text{SF}_6$ :

все данные, включая данные для промежутков с большой «напряженной» площадью электродов, намного ближе к напряженностям ЗР, получаемым из соотношения  $E^*=89p$ , чем данные для статических характеристик ЗР;

наибольшие отклонения от «предельной» напряженности поля  $E_n=89p$  снова наблюдаются для электродов с большой «напряженной» площадью. Для электродов с малой площадью все данные

очень близки или немного выше (до 40% для положительной полярности и давления  $\sim 1 \text{ кг/см}^2$ ) предельной напряженности поля;

напряженность зажигания разряда для положительного импульса выше, чем для отрицательного, но разница обычно в пределах 10%;

коэффициент импульса  $k_{\text{имп}}$  (отношение напряжения ЗР при импульсном воздействии напряжения к статическому напряжению ЗР) для зажигания разряда в  $\text{SF}_6$  довольно мал даже для стандартного импульса ( $\approx 1,5\text{--}1,6$ ) и зависит от давления и условий эксперимента таким образом, что для большинства реальных условий в аппаратах при давлении газа  $3\text{--}4 \text{ кгс/см}^2$  он может быть принят на уровне  $1,0\text{--}1,1$  для электродов малой площади и  $1,3\text{--}1,4$  — для электродов большой площади;

для отрицательной полярности при низких давлениях газа коэффициент импульса близок к единице;

коэффициент импульса для коммутационной волны (длина фронта в сотни микросекунд) при отрицательной полярности во всех случаях близок к единице (не выше 1,1 и часто меньше 1,05). Разница между напряжениями ЗР для отрицательной и положительной полярностей для коммутационной волны примерно равна разнице между статическими напряжениями ЗР для обеих полярностей.

**Статистические характеристики ЗР.** Наиболее важными для решения поставленной задачи статистическими характеристиками газовой изоляции являются тип функции распределения (ФР) напряженностей ЗР и значение стандартного отклонения. Эксперименты в системах электродов различной конфигурации с малой и большой «напряженной» площадью [Л. 11, 12, 32] позволили выяснить особенности статистических характеристик для газовой изоляции и их взаимосвязь.

Во всех случаях оказалось, что тип ФР далек от нормального и близок к одному из экстремальных типов ФР. Кроме того, выяснилось, что по мере увеличения степени отклонения пробивных напряжений от величины, определяемой законом подобия, изменяется и тип ФР. Если выполняется закон подобия, то ФР оказывается близкой к нормальному типу при стандартном отклонении —  $\sigma \approx 0,5\text{--}1\%$ . При небольшом значении отклонений от закона подобия (5—10%) ФР напряженностей ЗР оказывается экспоненциального типа:

$$P(E_0) = \exp\left(-\frac{E_0 - E_0}{\sigma}\right), \quad (3)$$

где  $P(E_0)$  — вероятность ЗР, а  $E_0$  — определяемый законом подобия верхний предел напряженности ЗР. При этом  $\sigma \approx 3\%$ . При дальнейшем увеличении степени отклонений ФР переходит в ФР экстремального типа первого рода — ФР I:

$$P_I(E_0) = 1 - \exp[-e^{\alpha_p(E_0 - E_{01})}], \quad (4)$$

где  $E_{01}$  — мода распределения;  $\alpha_p = \frac{\pi}{\sqrt{6}\sigma}$ ,  $\tau \approx 4\text{--}6\%$ .

Как показывают эксперименты [Л. 12, 32], это выражение для ФР близко отражает многие экс-

периментальные данные, но его математическим следствием согласно статистике экстремальных значений [Л. 33] является возможность пробоя промежутка при нулевом напряжении при конечном значении площади электродов. Следует ожидать, и это подтверждается экспериментально [Л. 12, 32], что ФР будет постепенно переходить в ФР экстремального типа третьего рода ФР III:

$$P_{III}(E_0) = 1 - \exp\left\{-\left[\frac{E_0 - E_{01}}{E_{01} - E_{01}}\right]^k\right\}, \quad (5)$$

где  $E_{01}$  — значение напряженности поля, ниже которой напряженность ЗР не может быть при заданном давлении газа и технологии подготовки промежутка и газа;  $k \approx 7,5\text{--}9$ .

Средние значения экстремальных распределений меньше его моды на  $\sim 0,45\sigma$  для ФР I и на  $\sim 0,6\sigma$  — для ФР III, из чего следует, что ФР I и ФР III обладают удлинненными по сравнению с нормальным распределением «хвостами» в области низких значений напряженности ЗР. Однако для 5%-ной вероятности пробоя отклонения от среднего очень близки для всех трех типов распределений.

Наиболее важным следствием, вытекающим из теории экстремальных ФР, является зависимость среднего значения (моды) напряженности ЗР от напряженной площади электрода согласно выражениям:

для ФР I

$$(E_{01})_S = (E_{01})_1 - \frac{\sqrt{6}\sigma}{\pi} \ln S; \quad (6)$$

для ФР III

$$(E_{01})_S = E_{01} + \frac{(E_{01})_1 - E_{01}}{S^{1/k}}, \quad (7)$$

где  $(E_{01})_1$  и  $(E_{01})_S$  значения  $E_{01}$  для электродов соответственно с площадями единичной и в  $S$  раз большей.

Сопоставление (3)—(5) и вытекающих из них (6) и (7) с данными рис. 4 показывает, что статистические характеристики ЗР в  $\text{SF}_6$  находятся в хорошем качественном и количественном согласии со статистическими характеристиками ЗР.

**Методика выбора рабочих и испытательных напряженностей.** Выбор рабочих и испытательных напряженностей может быть осуществлен или при наличии методики расчета напряжения ЗР для любых наперед заданных условий, или по экспериментально определенным и обобщенным зависимостям. Предпринимался целый ряд попыток разработать методику расчета напряжений ЗР как в области I — рис. 1, так и в области II. Однако вплоть до настоящего времени можно говорить о наличии достаточно точной расчетной методики лишь для области I.

Суть поиска методики в этой области состоит в выборе исходного механизма зажигания разряда и соответствующей теории (Таунсенда или стримерной), но следует отметить, что при повышенном давлении  $\text{SF}_6$  использование условий самостоятельности разряда в форме Таунсенда (при  $\gamma \approx 10^{-8}$ ) или в стримерной форме (при  $N_{\text{кр}} \approx 10^8$ ) практи-

чески не приводит к различию в получаемых по расчету напряжениях ЗР, так как можно показать, что в обоих случаях развитие разряда в однородном поле практически соответствует выполнению условия равенства коэффициентов ионизации и прилипания  $\alpha = \eta$ .

Для неоднородного поля различие в исходных предположениях о механизме разряда и принятом типе аппроксимации зависимостей  $\frac{\alpha}{p} \left( \frac{E}{p} \right)$ ,  $\frac{\alpha - \eta}{p} \times \left( \frac{E}{p} \right)$  приводит к разного вида аналитическим зависимостям  $E_0(p, r_0)$  [Л. 28, 29], но в большинстве случаев такая зависимость имеет вид известной формулы Пика:

$$E_0 = E_{\alpha} p \left( 1 + \frac{a}{\sqrt{pr_0}} \right). \quad (8)$$

Для области II предложено несколько аналитических зависимостей [Л. 6, 18, 19, 21, 22, 29, 30], полученных подбором для наиболее точного описания экспериментальных данных, а не основанных на рассмотрении физических процессов при зажигании разряда. А так как ход экспериментальных кривых сильно зависит от условий эксперимента, то ни одна из этих зависимостей не является достаточно общей. Лишь для случая малой «напряженной» площади ( $\leq 10 \text{ см}^2$ ) электродов, где данные разных авторов мало отличаются (рис. 1), может быть подобрано выражение с достаточной точностью ( $\sim 5\%$ ), описывающее по крайней мере нижнюю границу напряженностей ЗР, например:

$$E^*_{0.78} = 89 p^{0.78} \left( 1 + \frac{0.11}{\sqrt{pr_0}} \right). \quad (9)$$

Весьма удачным можно считать эмпирическим путем подобранное выражение, качественно и количественно довольно хорошо описывающее целый ряд из имеющихся данных по зажиганию разряда в системе коаксиальных электродов [Л. 21]:

$$E_0 = 43 (1 + 0.465 p) \left( 1 + \frac{A - \frac{B}{p}}{4.4 \sqrt{r_0}} \right) \left( 1 + \frac{1.3}{R_z} \right), \quad (10)$$

где  $A = 3.5; 3.7; 4.0$ ; и  $B = -2.7; -2.9; -3.2$  соответственно для алюминиевого, стального и латунного внутреннего электрода;  $R_z$  — шероховатость поверхности электрода.

Однако вплоть до настоящего времени все еще нет достаточно общих аналитических зависимостей, на основании которых можно было бы проводить выбор рабочих и испытательных напряженностей элегазовой изоляции с учетом условий эксперимента, формы электродов, значения «напряженной» площади электродов, характера статистических закономерностей ЗР для газовой изоляции, особенностей вольт-временных характеристик ЗР и т. д. Поэтому представляется наиболее целесообразным осуществлять такой выбор с помощью обобщенных экспериментальных зависимостей рис. 1 и 4 и выражений (2) — (7) в соответствии со следующей процедурой.

Оценивается «напряженная» площадь электрода в аппарате и предварительно выбирается давление газа. По этим данным и рис. 4 определяется ожидаемый тип ФР и среднее значение  $E_0$ . Значение  $\sigma$  принимается исходя из того, что в соответствии с теорией экстремальных значений [Л. 33] наклон зависимости  $E_0(\lg S)$  в любой точке равен приблизительно  $-0.78\sigma$  для ФР I и составляет около  $-0.88\sigma$  для ФР III,  $k = 5-10$ .

По значениям  $E_0$  и  $\sigma$  в соответствии с типом ФР и заданной вероятностью разряда в аппарате при максимально возможном перенапряжении, характеризуемом заданным защитным уровнем и параметрами разрядника, выбирается рабочая напряженность поля. Зная рабочее напряжение аппарата и рабочую напряженность поля, решением электростатической задачи легко определить геометрические размеры аппарата. Если получившаяся при этом «напряженная» площадь электрода в аппарате заметно отличается от первоначально оцененной, то расчет целесообразно провести методом последовательных приближений. Если полученные габариты аппарата неприемлемы по каким-либо соображениям, то расчет следует повторить при другом давлении газа.

Аналогичный расчет проводится и при заданных размерах аппарата с целью определения рабочего давления газа. Выбор испытательного напряжения аппарата при заданных вероятностях разряда при максимальном перенапряжении и испытательном напряжении легко производится по известному типу ФР.

Учет импульсного характера перенапряжений и испытательных напряжений производится в соответствии с видом вольт-временной характеристики ЗР (рис. 5) в области малых времен. Так как проведенных исследований и имеющихся литературных данных явно недостаточно для получения обоснованных заключений о типе ФР напряжений ЗР, значении стандарта  $\sigma$  и его зависимости от давления газа при импульсных воздействиях, то единственно возможным для целей выбора рабочего градиента допущением является принятие тождественности этих характеристик газовой изоляции при импульсных воздействиях аналогичным рассмотренным выше характеристикам при плавном подъеме напряжения.

Газовая изоляция подвержена хотя и небольшому, но своеобразному «старению», природа которого, по-видимому, определяется увеличивающейся с ростом времени непрерывного воздействия напряжения вероятностью появления «дефекта» (микронеоднородности) достаточной эффективности, чтобы вызвать соответствующее снижение напряжения ЗР. Экстраполяция зависимости (2) в область времен эксплуатации оборудования ( $\sim 20$  лет) показывает, что в случае справедливости такой экстраполяции напряжение ЗР при непрерывном воздействии напряжения в течение этого времени оказывается приблизительно на 25% ниже статического напряжения ЗР. Пока нет оснований предполагать такую экстраполяцию неправомерной, ожидая, что именно в этой области времен произойдет аномальное снижение электрической прочности. Очевидно, что при выборе очень низких

защитных уровней аппарата необходимо будет учесть и указанное старение изоляции.

Таким образом, на основании рис. 1, 4 и 5, выражений (2)—(7) и принятых выше допущений можно выбирать рабочие и испытательные напряженности для оборудования с газовой изоляцией при любой форме воздействия. Дополнительно при этом необходимо учитывать сделанные выше выводы о независимости напряжения ЗР от значения и типа предварительно приложенного напряжения, влажности газа и зависимости лишь от плотности газа.

Последнее обстоятельство позволяет все приведенные выше зависимости для температуры 20°C пересчитывать на любую рабочую температуру газа.

При выборе рабочих и испытательных напряженностей по указанной методике следует помнить, что она основана на использовании экспериментальных зависимостей, полученных в «чистых» условиях. Под этими условиями при работе в области высоких и сверхвысоких напряжений понимается следующая технология подготовки газа и промежутка к эксперименту. Electroды полируются (для электродов с напряженной площадью, равной или больше 1000 см<sup>2</sup> достаточна шлифовка поверхности приблизительно равной до шероховатости 30 мкм), после сборки промежутка до закрытия камеры протираются вакуумной бумагой и обдуваются сильным потоком сухого воздуха или азота. С внутренней поверхности экспериментальной камеры пыль и частицы удаляются пылесосом или протиркой перед каждой сборкой. Желательно, чтобы стенки камеры были покрыты тонким слоем диэлектрика или по крайней мере покрашены. При сборке промежутка и камеры предпринимаются все меры предосторожности, чтобы предотвратить попадание проводящих частиц в промежуток. После сборки камера вакуумируется до давления около 10<sup>-2</sup> мм рт. ст.

Газ подается в камеру медленно (время заполнения около 1 ч) через установленный на ее входе фильтр от механических примесей. Только для таких условий эксперимента и справедлива предложенная методика.

При значительном отличии условий эксперимента (и условий в аппарате) от описанных выше напряжение ЗР может существенно отличаться от рассчитываемого в соответствии с (2)—(7) и рис. 1, 4, 5, а также [Л. 25, 26]. Отсюда следует, что дать методику расчета электрической прочности промежутка с газовой изоляцией в общем виде — безотносительно к условиям эксперимента — невозможно и поиски ее нецелесообразны.

**Выводы.** 1. Проанализирован и обобщен обширный экспериментальный материал по статическим, вольт-временным и статистическим характеристикам зажигания разряда в SF<sub>6</sub> в однородном и неоднородном полях.

2. Предложена методика выбора рабочих и испытательных напряженностей для оборудования с газовой изоляцией, базирующаяся на обобщенных экспериментальных зависимостях, полученных для «чистых» условий.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. George D. W., Richards P. H. Electrical field breakdown in SF<sub>6</sub>.—«Brit. J. Appl. Phys.», 2, ser. 2, 1470, 1969.
2. Bhalla M. S., Graggs J. D. Measurement of ionization and attachment coefficients in SF<sub>6</sub> in uniform fields.—«Proc. Phys. Soc.», 80, № 1, 151, 1962.
3. Dutton J., Harris F. M., Jones G. J. Departures from Paschen's law for SF<sub>6</sub>.—«Proc. IEEE», 118, № 5, 732, 1971.
4. Works C. N., Dakin T. W., Rodgers R. W. Electric breakdown of SF<sub>6</sub> at high pressures up to the liquid state.—«Ann. Rep. of the Conf. on El. Insul.», 1962, p. 69.
5. Cohen E. H. The electric strength of highly compressed gases.—«Proc. IEE», 103A, 57, 1956.
6. Kawaguchi Y., Sakata K., Menju S. Dielectric breakdown of SF<sub>6</sub> in nearly uniform fields.—«IEEE Trans., PAS-90», № 3, 1072, 1971.
7. Bruckner P., Floth H. Vollisolierte gekapselte schaltanlagen für Reihe 110 mit sehr kleinem Raumbedarf.—«ETZ-A», 86, 7, 198, 1965.
8. Oppermann G. Die Paschen — kurve und die gültigkeit des Paschen — gesetze für SF<sub>6</sub>.—«Wissensch. Beitr. Int. Symp. Hochspannungstechn.», München, 1972.
9. Camilli G., Gordon G. S., Plump R. E. Gaseous insulation for high-voltage transformers.—«AIEE Trans.», 71, pt III, 348, 1952.
10. Works C. N., Dakin T. W. Dielectric breakdown of SF<sub>6</sub> in non — uniform fields.—«AIEE Trans., PAS-72», pt I, 682, 1953.
11. Бортник И. М., Кук Ч. М. Характеристики зажигания разряда в CF<sub>6</sub> при сверхвысоких напряжениях.—«ЖТФ», 1972, т. 42, № 11.
12. Bortnick I. M., Gorjunov B. A., Panov A. A. Reliability of compressed gas insulation.—«Proc. of Int. conf. on gas discharge», London, 1972.
13. Binns D. F., Hood R. J. Breakdown in SF<sub>6</sub> and N<sub>2</sub> under direct and impulse voltages.—«Proc. IEE», 116, 1969, № 11, 1962.
14. Howard P. R. Insulation properties of compressed electronegative gases.—«Proc. IEE», 104A, № 14, 123, 1957.
15. Steiniger E. Durchschlagverhalten von SF<sub>6</sub> bei gleich-Wechsel — und Stoßspannungspruefung. «ETZ-A», 86, 18, 587, 1965.
16. Philp S. F. Compressed gas insulation in the million volt range: a comparison of SF<sub>6</sub> with N<sub>2</sub> and CO<sub>2</sub>.—«IEEE Trans.», PAS-66, 356, 1963.
17. Berg D., Works C. N. Effect of space charge on dielectric breakdown of SF<sub>6</sub> in nonuniform fields.—«AIEE Trans.», pt III, 820, 1958.
18. Mosch W., Hauschild W. Eine bedingung für den SF<sub>6</sub> — durchschlag in schwach inhomogenen feld.—«Wissensch. Beitr. Int. Symp. Hochspannungstechn.», München, 1972.
19. Залесский А. М., Полтев А. И., Виленчук А. Л. Электрическая прочность элегаза в поле коаксиальных электродов.—«Электричество», 1970, № 5.
20. Mulcahy M. J. Pressurized SF<sub>6</sub> mixture as the insulating medium for high power system components.—«Proc. 8-th Conf. on el. insul.», Los-Ang., USA, 1968, p. 216.
21. Виленчук А. Л. Влияние материала и чистоты поверхности коаксиальных электродов на электрическую прочность элегаза.—«Электричество», 1970, № 11, с. 70—72.
22. Борин В. Н., Сысоев М. И., Яковлев В. В. Расчет изоляционных конструкций в сжатых газах.—«Электропромышленность», серия «Аппараты ВН», 9, 41, 1971.
23. Nitta T., Kawane, Yanada. Mitsubishi Denki Giho Rep., 39, № 87, 1965.
24. Doeppen H. C. Compressed-gas insulation for concentric power lines.—«Proc. 8-th Conf. on El. Insul.», Los-Ang., USA, 1968, p. 202.
25. Cookson A. H., Farish O. Particle-initiated breakdown between coaxial electrodes in compressed SF<sub>6</sub>.—Wissensch. Beitr. Int. Symp. Hochspannungstechnik, München, 1972.
26. Bortnick I. M., Cooke C. M. Electrical Breakdown and the similarity law in SF<sub>6</sub> at extra-high voltages.—«IEEE Trans.», PAS-91, 5, 2196, 1972.
27. Itaka K., Ikeda G. Dielectric characteristics of compressed gas insulated cables.—«IEEE Trans.», PAS-89, № 8, 1986, 1970.



28. Keib G., Wind G. Étude des diélectriques gazeux.— *Rev. Gen. El.*, 78, № 1, 67, 1969.

29. Bortnick I. M., Coriunov B. A. Breakdown characteristics in compressed SF<sub>6</sub>.— «*Proc. 9-th Int. Conf. on ion. phen. in gases*», Bucharest, 1969.

30. Kawaguchi Y., Sakata K., Menju S. Effect of a grounded cylinder enclosure on the breakdown gradient of rod gaps in SF<sub>6</sub>.— «*IEEE Trans.*», PAS-90, 1079, 1971.

31. Бортник И. М., Панов А. А. Характеристики зажига-

ния разряда и коэффициенты ионизации и прилипания в CF<sub>4</sub>, C<sub>2</sub>F<sub>6</sub>, SF<sub>6</sub>.— «*ЖТФ*», 41, № 728, 1971.

32. Bortnick I. M. The statistical characteristics of compressed gas insulation for the underground transmission lines.— «*Rec. of the Conf. on Underground Trans., USA, May 1972, IEEE Publ.*», № 72 CHO 608-OPWR.

33. Gumbel E. Statistical theory of extreme value and some practical applications.— «*NBS, Appl. Math. Series*», № 33, Wash., 1964.

[11.9.1973]

УДК 621.313.322-81.001.24

## Расчет параметров и статических характеристик высокоиспользованных турбогенераторов

КИРИЛЕНКО Ю. В., ФИЛЬЦ Р. В., КОЗИЙ Б. И., ПОПИЧКО В. В.

Львов

Методы расчета статических характеристик (с. х.) высокоиспользованных турбогенераторов, имеющие в своей основе векторную диаграмму Потье, приводят к количественным результатам, все более отклоняющимся от данных эксперимента. Это обусловлено все возрастающим несоответствием допущений, принимаемых при построении диаграммы Потье, реальным электромагнитным соотношениям и, в частности, допущением о магнитной изотропности ротора, т. е. неучетом большого зуба ротора турбогенератора (ТГ). В [Л. 1] указывается, что уточненный метод расчета установившихся режимов и с. х. может быть создан только на основе учета распределения вдоль полюсного деления радиальной составляющей магнитной индукции в зазоре ТГ [Л. 2 и 3].

Методы [Л. 2 и 3] при ручном расчете требуют весьма большой затраты времени. Кроме того, они могут быть непосредственно применимы только для так называемой «прямой задачи», т. е. для расчета режима по заданным н. с. обмоток. «Непрямые задачи» (когда исходными являются  $u, i, \Phi; i, i_f, u; i, \Phi, i_f$  и т. д.) требуют дополнительных последовательных приближений, что еще более увеличивает трудоемкость расчета. Методы [Л. 2 и 3] могут быть реализованы на ЦВМ, однако это потребовало бы дополнительной и весьма глубокой проработки, направленной, в первую очередь, на обеспечение быстрой сходимости процесса последовательных приближений.

Метод расчета с. х. ТГ, используемый как для расчетной проверки эксплуатационных свойств вновь проектируемых ТГ, так и для выполнения эксплуатационных расчетов уже существующих ТГ, должен обеспечивать:

достаточно точный учет основных электромагнитных связей и, следовательно, достаточною точностью расчета с. х.; полную автоматизацию процесса расчета с. х.; отсутствие проблемы сходимости расчетного процесса; минимум времени на подготовку вводимой в ЦВМ входной информации;

возможность обобщения на расчет более сложных с. х., в том числе и с. х. ТГ, работающего с автоматическим регулированием режимных величин.

В основе рассматриваемого метода лежит использование дифференциальных индуктивностей (д. и.) обмотки якоря насыщенного ТГ, которые по своему математическому содержанию равны частным производным потокоцеплений  $\Psi_d$  и  $\Psi_q$  продольного и поперечного контуров якоря по токам  $i_d$  и  $i_q$  этих контуров и току  $i_f$  обмотки возбуждения. Дифференциальные индуктивности являются основными параметрами насыщенного ТГ, следовательно, способ их определения — основной в теории теории насыщенного ТГ.

Сформулируем исходные допущения и соответствующие им уравнения, необходимые для расчета магнитного состояния и параметров ТГ при известных токах  $i_d, i_q, i_f$ .

1. Обмотка якоря предполагается распределенной вдоль полюсного деления по гармоническому закону. Это допущение является необходимым для того, чтобы задачу можно было решать в синхронно вращающихся координатах  $d, q$  [Л. 4].

2. Сложное магнитное поле ТГ условно разделяется на рабочее поле, силовые линии которого пересекают зазор и сцепляются одновременно с обмотками якоря и возбуждения,

и поля рассеяния якоря и возбуждения, силовые линии которых не пересекают зазор. Магнитные проводимости поля рассеяния якоря и рабочего поля предполагаются взаимно независимыми. Такое деление позволяет представить полные потокоцепления продольного и поперечного контуров якоря в виде:

$$\Psi_d = L_d i_d + w_e \Phi_d; \quad (1a)$$

$$\Psi_q = L_q i_q + w_e \Phi_q. \quad (1b)$$

где  $L_d$  — постоянная индуктивность рассеяния обмотки якоря  $w_e$  — эффективное число витков обмотки якоря, равное произведению действительного числа витков фазы якоря на обмоточный коэффициент для первой гармонической;  $\Phi_d, \Phi_q$  — продольная и поперечная составляющие первой гармонической рабочего потока  $\Phi$ .

3. Рабочее поле предполагается плоскопараллельным, т. е. пренебрегается «выпучиванием» силовых линий в торцевых частях и радиальных вентиляционных каналах ТГ.

4. Зубчатые статор и ротор заменяются гладкими, а реальный зазор — расчетным, равным произведению действительного зазора  $\delta$  на коэффициент Картера, рассчитываемый в пределах большого зуба и малых зубцов ротора по известным методикам [Л. 3]. Тогда радиальная составляющая  $B_\eta$  индукции посредине зазора в точке полюсного деления, удаленной от продольной оси ротора на угловое расстояние  $\eta$  (рад), равна

$$B_\eta = \frac{\mu_0}{\delta k_{\delta\eta}} F_{\delta\eta}. \quad (2)$$

где  $F_{\delta\eta}$  — падение магнитного напряжения в зазоре в точке  $\eta$  полюсного деления.

5. Зубчатые структуры статора и ротора (последние в пределах малых зубцов) заменяются эквивалентными магнитными слоями, характеристики намагничивания (х. н.) которых в радиальных направлениях тождественны х. н. реальных зубчатых структур, рассчитанным с учетом ответвления рабочего потока в пазы. Эти х. н. представим в виде зависимостей:

$$B_\eta = B_\eta(F_{z1\eta}); \quad (3a)$$

$$B_\eta = B_\eta(F_{z2\eta}). \quad (3b)$$

где  $F_{z1\eta}, F_{z2\eta}$  — падения магнитного напряжения в рассматриваемых слоях; х. н. эквивалентного активного слоя ТГ

$$B_\eta = B_\eta(F_\eta). \quad (4)$$

т. е. зависимость индукции  $B_\eta$  от суммы

$$F_\eta = F_{\delta\eta} + F_{z1\eta} + F_{z2\eta} \quad (5)$$

получим суммированием по абсциссам х. н. (2) и (3). Имеются две характеристики вида (5) — одна для углов  $\eta$ , соответствующих большому зубу, вторая для углов  $\eta$  в пределах малых зубцов. Магнитная проводимость эквивалентного активного слоя для рабочего поля в тангенциальных направлениях принимается равной нулю.



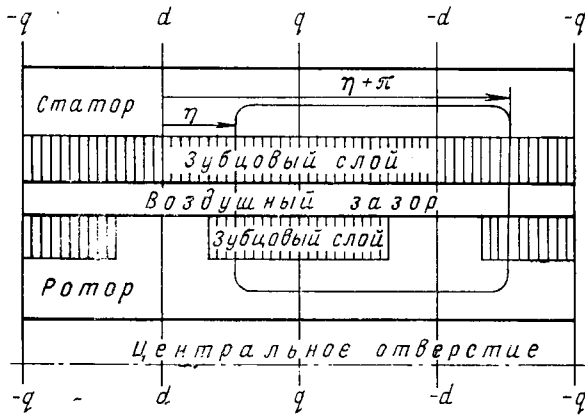


Рис. 1. К расчету дифференциальных индуктивностей турбогенератора.

6. Принимаем н. с. якоря и возбуждения расположенными в тонком слое на средней линии зазора.

Проведем замкнутый контур интегрирования (рис. 1), проходящий последовательно радиально через активный слой в точке  $\eta$ , ярмо статора, радиально через активный слой в точке  $\eta + \pi$ , ярмо ротора и опять через активный слой в точке  $\eta$ , и назовем его контуром  $(\eta, \eta + \pi)$ . Согласно закону полного тока для этого контура интегрирования имеем:

$$F_{\eta} = T_a \cos \eta + T_q \sin \eta + T_f \omega_{f\eta}^* - F_{s\eta} - F_{r\eta}, \quad (6)$$

где максимальные значения н. с. продольного и поперечного контуров якоря и обмотки возбуждения соответственно равны:

$$T_a = \frac{3\omega_e}{\pi p} i_a; T_q = \frac{3\omega_e}{\pi p} i_q; T_f = \frac{\omega_f}{2p} i_f; \quad (7a, б, в)$$

$\omega_f$  — число витков обмотки возбуждения;  $\omega_{f\eta}^*$  — функция удельного распределения витков обмотки возбуждения, равная отношению н. с., охватываемой контуром  $(\eta, \eta + \pi)$ , к максимальной н. с.  $T_f$ ;  $F_{s\eta}$ ,  $F_{r\eta}$  — падения магнитных напряжений в ярме статора и ярме ротора.

Будем полагать, что  $F_{s\eta}$  и  $F_{r\eta}$  являются гармоническими функциями координаты  $\eta$ :

$$F_{s\eta} = F_s \cos(\eta - \eta_s); F_{r\eta} = F_r \cos(\eta - \eta_r), \quad (8a, б)$$

причем максимальные значения  $F_s$  и  $F_r$  в якорях  $F_{s\eta}$  и  $F_{r\eta}$  являются функциями потоков первых гармонических  $\Phi$  и  $\Phi_r$  статора и ротора в соответствии с х. н. ярм:

$$F_s = F_s(\Phi); F_r = F_r(\Phi_r). \quad (9a, б)$$

Угол  $\eta_s$ , максимизирующий функцию (8a), примем равным углу, при котором достигает максимума первая гармоническая индукция  $B_{\eta}$ , тогда

$$\cos \eta_s = \frac{\Phi_a}{\Phi}; \sin \eta_s = \frac{\Phi_q}{\Phi}. \quad (10a, б)$$

Здесь

$$\Phi_a = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} B_{\eta} \cos \eta d\eta; \Phi_q = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} B_{\eta} \sin \eta d\eta; \quad (11a, б)$$

$$\Phi = \sqrt{\Phi_a^2 + \Phi_q^2}; \quad (12)$$

$l, \tau$  — расчетная длина и полюсное деление якоря ТГ. Угол  $\eta_r$ , максимизирующий функцию (8б), определим из выражений:

$$\cos \eta_r = \frac{\Phi_{rd}}{\Phi_r}; \sin \eta_r = \frac{\Phi_{rq}}{\Phi_r}, \quad (13a, б)$$

где

$$\Phi_{rd} = \frac{L_{af} i_f}{\omega_f} + \Phi_a = \frac{2pL_{af}}{\omega_f^2} T_f + \Phi_a; \Phi_{rq} = \Phi_q;$$

$$\Phi_r = \sqrt{\Phi_{rd}^2 + \Phi_{rq}^2}. \quad (14a, б)$$

Из (14) следует, что поток  $\Phi_r$  ярма ротора учитывает, кроме рабочего поля, еще и поле рассеяния ротора, действующее по продольной оси. С учетом (6) и (8) имеем:

$$F_{\eta} = T \cos \eta + T_q \sin \eta + T_f \omega_{f\eta}^* - F_{sd} \cos \eta - F_{sq} \sin \eta - F_{rd} \cos \eta - F_{rq} \sin \eta, \quad (15)$$

где

$$F_{sd} = F_s \cos \eta_s; F_{sq} = F_{sq} = F_s \sin \eta_s;$$

$$F_{rd} = F_r \cos \eta_r; F_{rq} = F_r \sin \eta_r \quad (16a, б)$$

— соответственно продольная и поперечная составляющие падений магнитных напряжений в ярмах статора и ротора. Перейдем к определению дифференциальных индуктивностей.

Согласно определению и с учетом (1a, б) собственная д. и. продольного контура якоря и взаимная д. и. продольного и поперечного контуров якоря соответственно равны:

$$L_{aa} = \frac{\partial \Psi_a}{\partial i_a} = L_a + \omega_e \frac{\partial \Psi_a}{\partial i_a} = L_a + L_{add};$$

$$L_{qa} = \frac{\partial \Psi_q}{\partial i_a} = \omega_e \frac{\partial \Psi_q}{\partial i_a} = L_{qad}. \quad (17a, б)$$

Здесь и в дальнейшем д. и., обусловленные рабочим полем, будем называть рабочими индуктивностями и отмечать нижним индексом  $\delta$ .

Учитывая, что потоки  $\Phi_a$  и  $\Phi_q$  зависят от н. с.  $T_a$ , которая, в свою очередь, согласно (7a) зависит только от тока  $i_a$ , имеем:

$$L_{\delta ad} = \omega_e \frac{\partial \Phi_a}{\partial T_a} \frac{dT_a}{di_a} = \frac{3\omega_e^2}{\pi p} \Lambda_{aa}; L_{\delta qi} = \omega_e \frac{\partial \Phi_q}{\partial T_a} \frac{dT_a}{di_a} = \frac{3\omega_e^2}{\pi p} \Lambda_{qa}. \quad (18a, б)$$

Входящие в (18) частные производные

$$\Lambda_{aa} = \frac{\partial \Phi_a}{\partial T_a}; \Lambda_{qa} = \frac{\partial \Phi_q}{\partial T_a} \quad (19a, б)$$

по своему физическому содержанию представляют соответственно собственную продольную дифференциальную магнитную проводимость и взаимную поперечно-продольную дифференциальную магнитную проводимость ТГ. Для определения этих проводимостей продифференцируем (11a) по  $T_a$ . Учитывая, что индукция  $B_{\eta}$  согласно (4) зависит только от одной переменной  $F_{\eta}$ , которая, в свою очередь, является сложной функцией  $T_a$ , имеем:

$$\Lambda_{aa} = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{\partial B_{\eta}}{\partial T_a} \cos \eta d\eta = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{dB_{\eta}}{dF_{\eta}} \frac{\partial F_{\eta}}{\partial T_a} \cos \eta d\eta =$$

$$= \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \lambda_{\eta} \left( \cos \eta - \frac{\partial F_{sd}}{\partial T_a} \cos \eta - \frac{\partial F_{sq}}{\partial T_a} \sin \eta - \frac{\partial F_{rd}}{\partial T_a} \cos \eta - \frac{\partial F_{rq}}{\partial T_a} \sin \eta \right) \cos \eta d\eta, \quad (20)$$

где производная

$$\lambda_{\eta} = \frac{dB_{\eta}}{dF_{\eta}} = \lambda_{\eta}(F_{\eta}) \quad (21)$$

представляет собой локальную удельную дифференциальную магнитную проводимость активного слоя в точке  $\eta$  полюсного деления, зависящую от падения магнитного напряжения  $F_{\eta}$ .

Введем следующие обозначения:

$$\Lambda_{dd}^e = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \lambda_\eta \cos^2 \eta d\eta; \quad \Lambda_{qq}^e = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \lambda_\eta \sin^2 \eta d\eta; \quad (22a, б)$$

$$\Lambda_{dq}^e = \Lambda_{qd}^e = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \lambda_\eta \sin \eta \cos \eta d\eta; \quad (22в)$$

$$\Lambda_{df}^e = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \lambda_\eta \omega_{f\eta}^* \cos \eta d\eta; \quad \Lambda_{qf}^e = \frac{4l\tau}{\pi^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \lambda_\eta \omega_{f\eta}^* \sin \eta d\eta. \quad (22г, д)$$

Кроме того, учитывая, что каждая из величин  $F_{sd}$  и  $F_{sq}$  зависит от двух переменных  $\Phi_d$  и  $\Phi_q$ , каждая из величин  $F_{rd}$  и  $F_{rq}$  зависит от двух переменных  $\Phi_{rd}$  и  $\Phi_{rq}$ , а потоки  $\Phi_d$ ,  $\Phi_q$ ,  $\Phi_{rd}$ ,  $\Phi_{rq}$  — от н. с.  $T_d$ , с учетом (14) и (19) имеем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial F_{sd}}{\partial T_d} &= \frac{\partial F_{sd}}{\partial \Phi_d} \frac{\partial \Phi_d}{\partial T_d} + \frac{\partial F_{sd}}{\partial \Phi_q} \frac{\partial \Phi_q}{\partial T_d} = R_{sdd} \Lambda_{dd} + R_{sdq} \Lambda_{qd}; \\ \frac{\partial F_{sq}}{\partial T_d} &= \frac{\partial F_{sq}}{\partial \Phi_d} \frac{\partial \Phi_d}{\partial T_d} + \frac{\partial F_{sq}}{\partial \Phi_q} \frac{\partial \Phi_q}{\partial T_d} = R_{sqd} \Lambda_{dd} + R_{sqq} \Lambda_{qd}; \\ \frac{\partial F_{rd}}{\partial T_d} &= \frac{\partial F_{rd}}{\partial \Phi_{rd}} \frac{\partial \Phi_{rd}}{\partial T_d} + \frac{\partial F_{rd}}{\partial \Phi_{rq}} \frac{\partial \Phi_{rq}}{\partial T_d} = R_{rdd} \Lambda_{dd} + R_{rdq} \Lambda_{qd}; \\ \frac{\partial F_{rq}}{\partial T_d} &= \frac{\partial F_{rq}}{\partial \Phi_{rd}} \frac{\partial \Phi_{rd}}{\partial T_d} + \frac{\partial F_{rq}}{\partial \Phi_{rq}} \frac{\partial \Phi_{rq}}{\partial T_d} = R_{rqd} \Lambda_{dd} + R_{rqq} \Lambda_{qd}. \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

где частные производные

$$R_{sdd} = \frac{\partial F_{sd}}{\partial \Phi_d}; \quad R_{sdq} = \frac{\partial F_{sd}}{\partial \Phi_q}; \quad R_{sqd} = \frac{\partial F_{sq}}{\partial \Phi_d}; \quad R_{sqq} = \frac{\partial F_{sq}}{\partial \Phi_q}; \quad (24a)$$

$$R_{rdd} = \frac{\partial F_{rd}}{\partial \Phi_{rd}}; \quad R_{rdq} = \frac{\partial F_{rd}}{\partial \Phi_{rq}}; \quad R_{rqd} = \frac{\partial F_{rq}}{\partial \Phi_{rd}}; \quad R_{rqq} = \frac{\partial F_{rq}}{\partial \Phi_{rq}} \quad (24б)$$

по своему физическому содержанию являются собственными и взаимными дифференциальными сопротивлениями ярм статора и ротора. Для определения  $R_{sdd}$  продифференцируем (16a) по  $\Phi_d$ , тогда с учетом (10a)

$$R_{sdd} = \frac{\partial F_{sd}}{\partial \Phi_d} = \frac{\partial F_s}{\partial \Phi_d} \frac{\Phi_d}{\Phi} + F_s \frac{\partial}{\partial \Phi_d} \left( \frac{\Phi_d}{\Phi} \right). \quad (25)$$

Согласно (9a), (10) и (12)

$$\frac{\partial F_s}{\partial \Phi_d} = \frac{dF_s}{d\Phi} \frac{\partial \Phi}{\partial \Phi_d} = \frac{dF_s}{d\Phi} \frac{\Phi_d}{\sqrt{\Phi_d^2 + \Phi_q^2}} = \frac{dF_s}{d\Phi} \cos \eta_s; \quad (26a)$$

$$\frac{\partial}{\partial \Phi_d} \left( \frac{\Phi_d}{\Phi} \right) = \frac{\Phi - \Phi_d \cos \eta_s}{\Phi^2} = \frac{\sin^2 \eta_s}{\Phi}. \quad (26б)$$

Подставив (26a, б) в (25), находим окончательно:

$$R_{sdd} = \frac{\partial F_s}{\partial \Phi} \cos^2 \eta_s + \frac{F_s}{\Phi} \sin^2 \eta_s. \quad (27a)$$

Аналогично выводятся формулы

$$R_{sqd} = \frac{dF_s}{d\Phi} \sin^2 \eta_s + \frac{F_s}{\Phi} \cos^2 \eta_s;$$

$$R_{sdq} = R_{sqd} = \left( \frac{dF_s}{d\Phi} - \frac{F_s}{\Phi} \right) \sin \eta_s \cos \eta_s; \quad (27б, в)$$

$$R_{rdd} = \frac{dF_r}{d\Phi_r} \cos^2 \eta_r + \frac{F_r}{\Phi_r} \sin^2 \eta_r;$$

$$R_{rqd} = \frac{dF_r}{d\Phi_r} \sin^2 \eta_r + \frac{F_r}{\Phi_r} \cos^2 \eta_r; \quad (28a, б)$$

$$R_{rdq} = R_{rqd} = \left( \frac{dF_r}{d\Phi_r} - \frac{F_r}{\Phi_r} \right) \sin \eta_r \cos \eta_r. \quad (28в)$$

С учетом обозначений (22) и (23) и того, что производные (23) не зависят от угла  $\eta$ , перепишем (20) в виде:

$$\begin{aligned} \Lambda_{dd} - \Lambda_{dd}^e - (R_{sdd} \Lambda_{dd} + R_{sdq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{dd}^e - R_{sqd} \Lambda_{dd} + \\ + R_{sqq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{dq}^e - (R_{rdd} \Lambda_{dd} + R_{rdq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{dd}^e - \\ - (R_{rqd} \Lambda_{dd} + R_{rqq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{dq}^e. \end{aligned} \quad (29a)$$

Продифференцировав по  $T_d$  выражение (11б), с учетом принятых обозначений приходим к уравнению:

$$\begin{aligned} \Lambda_{qd} = \Lambda_{qd}^e - (R_{sdd} \Lambda_{dd} + R_{sdq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{dd}^e - (R_{sqd} \Lambda_{dd} + \\ + R_{sqq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{qq}^e - (R_{rdd} \Lambda_{dd} + R_{rdq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{dd}^e - \\ - (R_{rqd} \Lambda_{dd} + R_{rqq} \Lambda_{qd}) \Lambda_{qq}^e. \end{aligned} \quad (29б)$$

В уравнениях (29a, б) величины  $R_{sdd}$ ,  $R_{sdq}$ ,  $R_{sqd}$ ,  $R_{sqq}$ ,  $R_{rdd}$ ,  $R_{rdq}$ ,  $R_{rqd}$ ,  $R_{rqq}$ ,  $\Lambda_{dd}^e$ ,  $\Lambda_{qq}^e$ ,  $\Lambda_{dq}^e$ ,  $\Lambda_{qd}^e$  для известного магнитного состояния ТГ, заданного кривой  $F_\eta = F_\eta(\eta)$  распределения падения магнитного напряжения  $F_\eta$  вдоль полюсного деления и падениями магнитных напряжений  $F_{sd}$ ,  $F_{sq}$ ,  $F_{rd}$ ,  $F_{rq}$  вычисляются по формулам (27), (28) и (22a, б, в). Это позволяет решить систему (29) относительно неизвестных  $\Lambda_{dd}$  и  $\Lambda_{qd}$  и вычислить индуктивности ТГ по формулам (17) и (18).

Остальные индуктивности обмотки якоря определяются по формулам:

$$\left. \begin{aligned} L_{dq} &= \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_q} = w_e \frac{\partial \Phi_d}{\partial i_q} = L_{\delta dq}; \\ L_{qq} &= \frac{\partial \Psi_q}{\partial i_q} = w_e \frac{\partial \Phi_q}{\partial i_q} + L_\sigma = L_\sigma + L_{\delta qq}; \\ L_{df} &= \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_f} = w_e \frac{\partial \Phi_d}{\partial i_f} = L_{\delta df}; \\ L_{qf} &= \frac{\partial \Psi_q}{\partial i_f} = w_e \frac{\partial \Phi_q}{\partial i_f} = L_{\delta qf}. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

где

$$\left. \begin{aligned} L_{\delta dq} &= w_e \frac{\partial \Phi_d}{\partial i_q} = \frac{3w_e^2}{\pi p} \Lambda_{dq}; \quad L_{\delta qq} = w_e \frac{\partial \Phi_q}{\partial i_q} = \frac{3w_e^2}{\pi p} \Lambda_{qq}; \\ L_{\delta df} &= w_e \frac{\partial \Phi_d}{\partial i_f} = \frac{w_e w_f}{2p} \Lambda_{df}; \quad L_{\delta qf} = w_e \frac{\partial \Phi_q}{\partial i_f} = \frac{w_e w_f}{2p} \Lambda_{qf}. \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

Входящие в (31) частные производные

$$\Lambda_{dq} = \frac{\partial \Phi_d}{\partial T_q}; \quad \Lambda_{qq} = \frac{\partial \Phi_q}{\partial T_q}; \quad \Lambda_{df} = \frac{\partial \Phi_d}{\partial T_f}; \quad \Lambda_{qf} = \frac{\partial \Phi_q}{\partial T_f} \quad (32)$$

определяются способом, аналогичным вышеописанному для  $\Lambda_{dd}$  и  $\Lambda_{qd}$ .

При практическом вычислении индуктивностей интегралы вида (22) рассчитываются приближенными численными методами. Как показали расчеты, применение для этой цели формулы Симпсона позволяет достичь требуемой точности при разделении полюсного деления на 10—14 участков.

Перейдем к изложению алгоритма расчета с. х. ТГ.

В основу построения этого алгоритма положим дифференциальный метод [Л. 5]. Обозначим аргумент искомой с. х. буквой  $x$ . При изменении переменной  $x$  токи  $i_d$ ,  $i_q$ ,  $i_f$  изменяются по вполне определенным законам. Следовательно, вполне определенным способом изменяется и магнитное состояние ТГ, характеризуемое совокупностью величин  $F_{sd}$ ,  $F_{sq}$ ,  $F_{rd}$ ,  $F_{rq}$ ,  $F_\eta$ . Уравнения, описывающие изменение магнитного состояния ТГ в функции  $x$ , с учетом (24) и (15) имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} F_{sd}^x &= \frac{dF_{sd}}{dx} = \frac{\partial F_{sd}}{\partial \Phi_d} \frac{d\Phi_d}{dx} + \frac{\partial F_{sd}}{\partial \Phi_q} \frac{d\Phi_q}{dx} = R_{sdd} \Phi_d^x + R_{sdq} \Phi_q^x; \\ F_{sq}^x &= \frac{dF_{sq}}{dx} = \frac{\partial F_{sq}}{\partial \Phi_d} \frac{d\Phi_d}{dx} + \frac{\partial F_{sq}}{\partial \Phi_q} \frac{d\Phi_q}{dx} = R_{sqd} \Phi_d^x + R_{sqq} \Phi_q^x; \end{aligned} \right\}$$

$$\begin{aligned}
 F_{rd}^x &= \frac{dF_{rd}}{dx} = \frac{\partial F_{rd}}{\partial \Phi_{rd}} \frac{d\Phi_{rd}}{dx} + \frac{\partial F_{rq}}{\partial \Phi_{rq}} \frac{d\Phi_{rq}}{dx} = R_{rd} \Phi_{rd}^x + \\
 &\quad + R_{rq} \Phi_{rq}^x; \\
 F_{rq}^x &= \frac{dF_{rq}}{dx} = \frac{\partial F_{rq}}{\partial \Phi_{rd}} \frac{d\Phi_{rd}}{dx} + \frac{\partial F_{rq}}{\partial \Phi_{rq}} \frac{d\Phi_{rq}}{dx} = R_{rd} \Phi_{rd}^x + \\
 &\quad + R_{rq} \Phi_{rq}^x; \\
 F_{\eta}^x &= T_d^x \cos \eta + T_q^x \sin \eta + T_f^x \omega_{f\eta}^* - F_{sd}^x \cos \eta - \\
 &\quad - F_{sq}^x \sin \eta - F_{rd}^x \cos \eta - F_{rq}^x \sin \eta.
 \end{aligned} \quad (33)$$

Здесь и в дальнейшем для краткости записи производные переменных по аргументу  $x$  обозначены буквой, соответствующей рассматриваемой переменной, с верхним индексом  $x$ .

Учитывая, что потоки  $\Phi_d$ ,  $\Phi_q$ ,  $\Phi_{rd}$ ,  $\Phi_{rq}$  зависят от  $n$ ,  $s$ ,  $T_d$ ,  $T_q$ ,  $T_f$ , которые, в свою очередь, зависят от  $x$ , имеем:

$$\begin{aligned}
 \Phi_d^x &= \frac{d\Phi_d}{dx} = \frac{\partial \Phi_d}{\partial T_d} \frac{dT_d}{dx} + \frac{\partial \Phi_d}{\partial T_q} \frac{dT_q}{dx} + \\
 &\quad + \frac{\partial \Phi_d}{\partial T_f} \frac{dT_f}{dx} = \Lambda_{dd} T_d^x + \Lambda_{dq} T_q^x + \Lambda_{df} T_f^x
 \end{aligned} \quad (34a)$$

и аналогично

$$\Phi_q^x = \Lambda_{qd} T_d^x + \Lambda_{qq} T_q^x + \Lambda_{qf} T_f^x; \quad (34б)$$

$$\Phi_{rd}^x = \Lambda_{dd} T_d^x + \Lambda_{dq} T_q^x + \left( \Lambda_{df} + \frac{L_{df}}{\omega_f^2} \right) T_f^x; \quad (34в)$$

$$\Phi_{rq}^x = \Lambda_{qd} T_d^x + \Lambda_{qq} T_q^x + \left( \Lambda_{qf} + \frac{L_{qf}}{\omega_f^2} \right) T_f^x. \quad (34г)$$

Согласно (7) находим:

$$T_d^x = \frac{3\omega_e}{\pi p} i_d^x; \quad T_q^x = \frac{3\omega_e}{\pi p} i_q^x; \quad T_f^x = \frac{\omega_f}{2p} i_f^x. \quad (35)$$

Для определения производных  $i_d^x$ ,  $i_q^x$ ,  $i_f^x$  воспользуемся уравнениями, связывающими основные режимные величины ТГ:

$$-u_d = -\omega \Psi_d + r i_d; \quad -u_q = \omega \Psi_d + r i_q; \quad (36a, б)$$

$$u^2 = u_d^2 + u_q^2; \quad i^2 = i_d^2 + i_q^2; \quad (36в, г)$$

$$P = \frac{3}{2} (u_d i_d + u_q i_q) = \frac{3}{2} u i \cos \varphi. \quad (36д)$$

Эту операцию удобнее рассмотреть на примерах расчета конкретных  $s$ ,  $x$ . Начнем с регулировочной характеристики ТГ, т. е. с зависимости  $i_f = i_f(i)$  при неизменных заданных значениях  $\omega$ ,  $u$ ,  $\varphi$ . Дифференцируя (36) по току  $i$  и учитывая, что потокосцепления  $\Psi_d$  и  $\Psi_q$  являются сложными функциями токов  $i_d$ ,  $i_q$ ,  $i_f$ , которые, в свою очередь, зависят от аргумента  $x=i$  искомой характеристики, имеем:

$$\begin{aligned}
 -\frac{du_d}{di} &= -\omega \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_d} \frac{di_d}{di} - \omega \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_q} \frac{di_q}{di} - \\
 &\quad - \omega \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_f} \frac{di_f}{di} + r \frac{di_d}{di}; \\
 \frac{du_q}{di} &= \omega \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_d} \frac{di_d}{di} + \omega \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_q} \frac{di_q}{di} + \\
 &\quad + \omega \frac{\partial \Psi_d}{\partial i_f} \frac{di_f}{di} + r \frac{di_q}{di}; \\
 0 &= u_d \frac{di_d}{di} + u_q \frac{di_q}{di}; \quad i = i_d \frac{di_d}{di} + i_q \frac{di_q}{di}; \\
 u \cos \varphi &= u_d \frac{di_d}{di} + i_d \frac{du_d}{di} + u_q \frac{di_q}{di} + i_q \frac{du_q}{di}
 \end{aligned} \quad (37)$$

или с учетом принятого способа обозначения производных и обозначений (17) и (30):

$$\left. \begin{aligned}
 -u_d^i &= -\omega L_{qd} i_d^i - \omega L_{qq} i_q^i - \omega L_{qf} i_f^i + r i_d^i; \\
 -u_q^i &= \omega L_{ad} i_d^i + \omega L_{aq} i_q^i + \omega L_{af} i_f^i + r i_q^i; \\
 u_d u_d^i + u_q u_q^i &= 0; \quad i_d i_d^i + i_q i_q^i = i; \\
 u_d i_d^i + i_d u_d^i + u_q i_q^i + i_q u_q^i &= u \cos \varphi.
 \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

Система (38) совместно с (33)–(35), в которых следует заменить верхний индекс  $x$  индексом  $i$ , однозначно описывает изменение всех режимных величин ТГ в функции тока  $i$ , иными словами описывает регулировочную характеристику ТГ. Пусть некоторая точка регулировочной характеристики рассматриваемая в качестве исходной, рассчитана, т. е. для нее найдены  $u$ ,  $u_d$ ,  $u_q$ ,  $i$ ,  $i_d$ ,  $i_q$ ,  $i_f$ ,  $F_{sd}$ ,  $F_{sq}$ ,  $F_{rd}$ ,  $F_{rq}$ ,  $F_{\eta}$ , тогда расчет регулировочной характеристики сводится к интегрированию указанной системы уравнений в требуемых пределах изменения аргумента характеристики  $i$ . Естественно, интегрирование возможно лишь численными методами.

В качестве исходной точки для расчета регулировочной характеристики удобно принять режим холостого хода ТГ. Этот режим рассчитывается путем интегрирования дифференциальных уравнений:

$$\omega L_{af} i_f^u = 1; \quad i_d^u = 0; \quad i_q^u = 0 \quad (39)$$

совместно с уравнениями (33)–(35), описывающими характеристику холостого хода ( $x$ ,  $x$ ,  $x$ )  $i_f = i_f(u)$  при

$$i_d = 0; \quad i_q = 0. \quad (40)$$

Уравнения (39) получены в результате дифференцирования по  $u$  уравнения  $u = | -u_q | = \omega \Psi_d$  и условий (40), накладываемых  $x$ ,  $x$ ,  $x$  на режим работы ТГ. В (33)–(35) в рассматриваемом случае под переменной  $x$  следует подразумевать  $u$ .

Расчет  $x$ ,  $x$ ,  $x$  начинается с режима  $i_f = 0$ , которому соответствуют нулевые начальные значения всех зависимых переменных, и продолжается до тока  $i_f$ , соответствующего начальной точке регулировочной характеристики.

Для расчета внешней характеристики, т. е. зависимости  $u = u(i)$  при неизменных заданных значениях  $\omega$ ,  $i_f$ ,  $\varphi$  следует продифференцировать уравнения (36) по переменной  $i$  с учетом накладываемых на данную характеристику условий. Тогда с учетом принятого способа обозначения производных имеем:

$$\left. \begin{aligned}
 -u_d^i &= -\omega L_{qd} i_d^i - \omega L_{qq} i_q^i = r i_d^i; \\
 -u_q^i &= \omega L_{ad} i_d^i + \omega L_{aq} i_q^i + r i_q^i; \\
 u u^i &= u_d u_d^i + u_q u_q^i; \quad i = i_d i_d^i + i_q i_q^i; \\
 i_d u_d^i + u_d i_d^i + i_q u_q^i + u_q i_q^i &= i \cos \varphi u^i + u \cos \varphi.
 \end{aligned} \right\} \quad (41)$$

Следовательно, расчет внешней характеристики сводится к интегрированию системы (41), (33)–(35) в требуемых пределах изменения аргумента характеристики  $i$ . В качестве исходной точки внешней характеристики удобно принять режим холостого хода.

Необходимо обратить внимание на то, что входящие в (41) производные  $u_d^i$ ,  $u_q^i$ ,  $i_d^i$ ,  $i_q^i$  по своему математическому содержанию и по величине отличаются от имеющих одинаковые с ними обозначения производных в уравнениях (38) из-за различия в условиях дифференцирования (в первом случае постоянны  $\omega$ ,  $u$ ,  $\varphi$ , а во втором  $\omega$ ,  $i_f$ ,  $\varphi$ ).

Для расчета  $V$ -образной характеристики, т. е. зависимости  $i = i(i_f)$  при заданных  $\omega$ ,  $u$ ,  $P$  необходимо продифференцировать (37) по  $i_f$ . При этом получаем систему:

$$\left. \begin{aligned}
 -u_d^{i_f} &= -\omega L_{qd} i_d^{i_f} - \omega L_{qq} i_q^{i_f} + r i_d^{i_f}; \\
 -u_q^{i_f} &= \omega L_{ad} i_d^{i_f} + \omega L_{aq} i_q^{i_f} + r i_q^{i_f}; \\
 u_d u_d^{i_f} + u_q u_q^{i_f} &= 0; \quad i_d i_d^{i_f} + i_q i_q^{i_f} = i^{i_f}; \\
 i_d u_d^{i_f} + u_d i_d^{i_f} + i_q u_q^{i_f} + u_q i_q^{i_f} &= 0.
 \end{aligned} \right\} \quad (42)$$

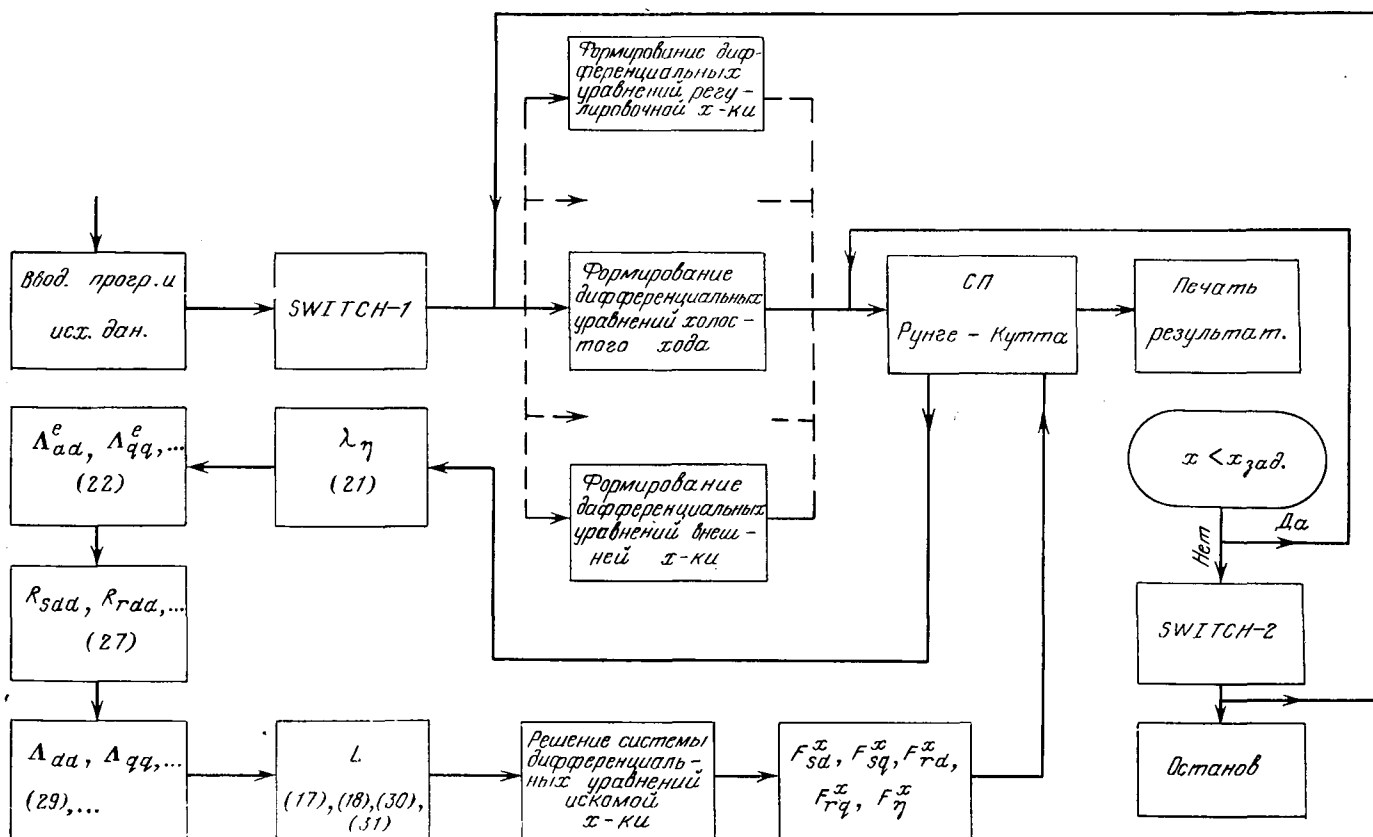


Рис. 2. Блок-схема расчета статических характеристик ТГ.

Таким образом, для расчета V-образной характеристики необходимо проинтегрировать систему (42), (33) — (35) в требуемых пределах изменения ее аргумента  $i_f$ . В качестве исходной точки V-образной характеристики удобно принять

$$\text{режим при } i = i_{\max}, (\cos \varphi)_{\min} = \frac{3}{2} \frac{P}{u i_{\max}}, \text{ где } i_{\max} — \text{макси-}$$

мальный индуктивный ток якоря, до которого предполагается рассчитывать V-образную характеристику. Этот режим определяется расчетом регуляторной характеристики при известных  $\omega$ ,  $u$ ,  $(\cos \varphi)_{\min}$ .

Аналогично могут быть рассчитаны любые с. х. ТГ, например угловые, нагрузочные, зависимости реактивной мощности от напряжения при неизменных  $\omega$ ,  $P$ ,  $i_f$  и т. д. Составление системы дифференциальных уравнений для расчета этих характеристик не представляет затруднений.



Рис. 3. Расчетные регуляторные характеристики турбогенератора ТГВ-200 при  $u = u_n$ . 1, 2, 3 и 4 — соответствуют коэффициентам мощности 1; 0,8; 0,6; 0. ххх — экспериментальные точки.

программы подготовки входной информации, требующей для своей работы несколько десятков секунд времени.

При расчете конкретной характеристики SWITCH1 (рис. 2) подключает соответствующий блок формирования дифференциальных уравнений искомой характеристики либо вспомогательной характеристики, по которой рассчитываются начальные условия. По окончании расчета с. х. SWITCH2 подключает блок «Останов», если интегрировались уравнения искомой характеристики, либо блок формирования дифференциальных уравнений требуемой характеристики или соответствующей вспомогательной характеристики (в случае расчета начальных условий. По окончании расчета с. х. SWITCH2 ристикам). Идентификатором переключателей служит условный номер рассчитываемой характеристики.

Время расчета одной характеристики ТГ на ЦВМ в среднем не превышает одной минуты, т. е. скорость расчета соизмерима с реальным временем изменения режимов ТГ.

Точность предлагаемого метода расчета иллюстрируется примером, приведенным на рис. 3. Пример расчетного распределения поля вдоль полюсного деления при принятых выше допущениях приведен на рис. 4.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вольдек А. И. О векторных диаграммах и индуктивных сопротивлениях синхронной машины. — «Изв. вузов. Электромеханика», 1962, № 3.

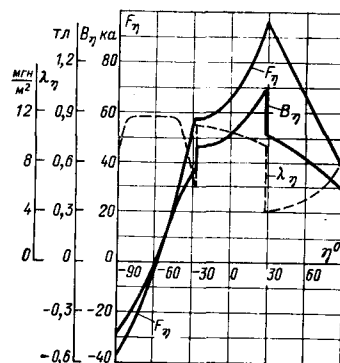


Рис. 4. Кривые  $F_\eta = F_\eta(\eta)$ ,  $B_\eta = B_\eta(\eta)$ ,  $\lambda_\eta = \lambda_\eta(\eta)$  для турбогенератора ТГВ-200 при  $u = u_n$ ,  $i = i_n$ ,  $\cos \varphi = 0,85$ .

2. Дроздова Л. А., Хуторецкий Г. М. Диаграмма м. д. с. и э. д. с. реальной насыщенной машины. — «Изв. вузов. Электромеханика», 1966, № 12.

3. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. М., «Энергия», 1967. Авт.: Титов В. В., Хуторецкий Г. М., Загородная Г. А. и др.

4. Фильц Р. В., Глухивский Л. И. Основные положения магнитно-нелинейной теории явнополюсной синхронной машины. — «Электричество», 1970, № 6.

5. Фильц Р. В., Глухивский Л. И. Расчет статических характеристик насыщенных явнополюсных синхронных машин. — «Электричество», 1971, № 3.

[14.5.1974]

УДК 621.313.322-82.017.3

## Потери в стали полюсов гидрогенераторов на путях потоков рассеяния демпферных стержней

Канд. техн. наук НАЗАРЯН А. Г. (Ереван),  
доктор техн. наук ТЕР-ГАЗАРЯН Г. Н. (Тбилиси)

В высокоиспользованных гидрогенераторах с однослойной обмоткой статора при номинальной нагрузке на основе измерений превышений температур поверхностного слоя полюсного башмака были определены потери, отводящиеся с поверхности башмака в воздушный зазор. Эти потери (дополнительные потери) в стали полюсного башмака и в материале демпферной клетки выделяются практически только пространственными несинхронными н. с. статора. Оказалось, что среднее превышение температуры и дополнительные потери превосходят ожидавшиеся по расчету более чем в 2 раза.

Такое большое расхождение не может быть объяснено погрешностью при расчете токов демпферных стержней и коэффициентов вытеснения для них. Дополнительной причиной расхождения следует считать неучет или недостаточно правильный учет в существующей методике расчета той части дополнительных потерь, которая выделяется в стали полюсного башмака.

Цель статьи — установить механизм выделения потерь в стали полюсного башмака, обосновать методику их исследования и оценить эти потери. В дальнейшем по мере накопления сведений, которые позволят достаточно точно учесть влияние насыщения стали и геометрии пазовой зоны на дополнительные потери, будет разработан инженерный метод расчета потерь.

Пренебрегая активным сопротивлением короткозамкнутой демпферной клетки, можно считать, что поток взаимной индукции от каждой гармоники пространственных несинхронных н. с. статора компенсируется соответствующим потоком рассеяния, создаваемым токами в демпферных стержнях. Из этого следует, что в той части полюсного башмака, где эти потоки встречаются, суммарный поток мал. Од-

нако это не исключает возможности замыкания потока рассеяния вокруг каждого стержня, т. е. в значительной мере по стали. Эти потоки рассеяния и создают потери в стали, которые должны прибавляться к джоулевым потерям в демпферной клетке для определения дополнительных потерь.

Такой механизм выделения потерь в стали может быть сравнительно просто воспроизведен при пропускании токов заданной величины и частоты через демпферные стержни полюса статической модели (рис. 1). Конечно, такая модель не совсем адекватна реальному генератору, однако основные явления, которыми определяются потоки рассеяния демпферных стержней, могут быть воспроизведены с удовлетворительной достоверностью. Уверенность в этом основана на соответствии геометрии пазов полюса модели и путей замыкания потоков рассеяния на ней реальному генератору. Намагничивающие силы, создающие потери рассеяния и потоки взаимной индукции между статором и ротором, также соответствуют реальным. Это обеспечивается соответствием токов, пропускаемых через стержни и наводимых в них, реальным токам в успокоительной обмотке гидрогенератора.

Модель, на которой было выполнено исследование, подробно описана в [Л. 1], приведем лишь краткие сведения о ней. Основные части: замкнутый магнитопровод, набранный из листов электротехнической стали толщиной 0,35 мм и снабженный двумя катушками возбуждения для создания продольной составляющей ампер-витков статора; полюса с различной геометрией пазов демпферных стержней, с различной толщиной листов стали корпуса и возможностью изменения воздушного зазора.

Токи в стержнях демпферной клетки могут возбуждаться ампер-витками магнитопровода или пропускаться через стержни непосредственно. Токи в стержнях могли изменяться по величине до 300 а, а по частоте — в пределах 50—400 гц.

Потери, выделяющиеся в стали на пути замыкания потоков рассеяния вокруг демпферных стержней, и потери в самих стержнях на описанной модели измерялись непосредственно и с достаточной точностью.

Прежде чем привести технику этих измерений и результаты, условимся о следующем.

Поток рассеяния вокруг стержня разделим на два потока: внутренний и внешний.

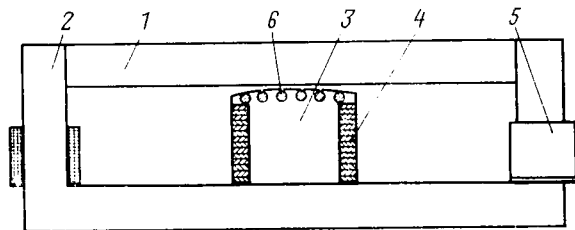


Рис. 1. Эскиз модели-фрагмента.

1 — верхнее ярмо; 2 — боковое ярмо; 3 — полюс; 4 — обмотка возбуждения полюса; 5 — обмотка возбуждения модели; 6 — стержни демпферной клетки.

Внешней частью назовем тот поток, силовые линии которого замыкаются только вне паз стержня. Этот поток замыкается по мостику закрытого паза  $\Phi_m$ , по воздушному зазору, по шлицу  $\Phi_{шл}$  и по головкам зубцов полузакрытого паза  $\Phi_{г.з}$ .

Внутренним будем считать ту часть потока, силовые линии которого замыкаются через паз стержня  $\Phi_n$  — только через паз или частично и по стали. Схематично эти потоки изображены на рис. 2, а и б.

Потери, связанные с внешним потоком, полностью выделяются в стали.

Потери от внутреннего потока отнесем целиком к потерям в демпферных стержнях. Фактически это неверно, так как часть внутреннего потока замыкается по стали, и потери выделяются и в ней, однако сумма потерь в полюсном башмаке от принятого условия не изменяется, а их перераспределение между сталью и материалом клетки не вносит существенных изменений в баланс потерь в стали от потоков рассеяния.

Граничной силовой линией, замыкающейся вокруг демпферного стержня, будем считать линию, касательную к поверхности гладкого статора, находящегося на расстоянии, равном расчетному воздушному зазору  $\delta'$  от поверхности полюса. Часть потока рассеяния, которая замыкается по головкам зубцов статора, и потери, вызванные ею, отнесем к статору.

Основываясь на принятых определениях, можем на модели непосредственно измерить потери в стали от потоков рассеяния демпферных стержней и потери, выделяющиеся в самих стержнях, с учетом действительных значений магнитной проницаемости стали и коэффициента вытеснения тока в стержнях. При измерениях к низкочастотному микроваттметру (тип Ф530 класса 2,5) подводится ток в стержне  $I_c$  и напряжение от измерительного витка  $U$  (измерялось милливольтметром Ф-506).

Если виток расположен так, что сквозь него проходит весь внешний поток (рис. 3 контур  $amknb$ ), то получаем мощность, выделяющуюся в стали на пути замыкания потоков рассеяния. Если к ваттметру подводится напряжение от двух точек, лежащих на поверхности стержня (точки  $mn$ ), получаем потери в стержне. Наконец, если к ваттметру подвести напряжение от контура  $atnbn$ , получим сумму потерь в стали и стержне, которая должна быть равна сумме результатов двух первых замеров.

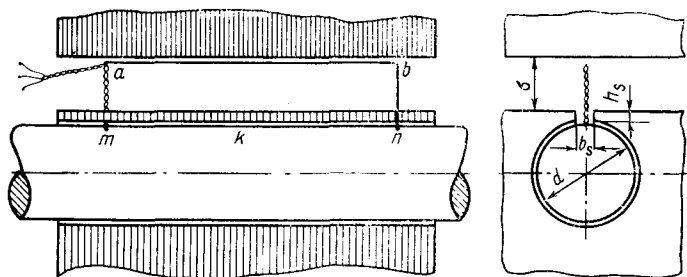


Рис. 3. Установка измерительного витка на макете магнитопровода токов рассеяния демпферных стержней.

Для расчетов параметров стержней, определяемых потоками рассеяния, пользуемся понятием комплексного магнитного сопротивления, введенным Л. Р. Нейманом. Как известно [Л. 2], комплексное магнитное сопротивление стали

$$Z_m = R_m + jX_m. \quad (1)$$

Вещественная составляющая  $R_m$  характеризует реактивную мощность, необходимую для проведения потока рассеяния по пути его замыкания; мнимая  $X_m$  характеризует активную мощность  $P_a$ , выделяющуюся в стали.

Как показано в [Л. 2],

$$P_a = \frac{1}{2} \omega X_m \Phi_m^2; \quad (2)$$

$$\Phi_m = \frac{u}{4,44f}; \quad (3)$$

$$|Z_m| = \frac{F_m}{\Phi_m}; \quad (4)$$

$$F_m = \sqrt{2} I_c, \quad (5)$$

где  $Z_m$  — комплексное магнитное сопротивление стали по пути потока рассеяния,  $1/\text{ом} \cdot \text{сек}$ ;  $\Phi_m$  — амплитудное значение потока,  $\text{вб}$ ;  $F_m$  — амплитудное значение н. с.;  $I_c$  — ток стержня, а;  $\omega = 2\pi f$  ( $f$  — частота тока,  $\text{гц}$ );  $P_a$  — активная мощность,  $\text{вт}$ ;  $u$  — э. д. с., индуцируемая внешним потоком на измерительном витке,  $\text{в}$ .

Формулы (1)–(5) позволяют, измерив  $I_c$ ,  $u$  и  $P_a$ , определить  $Z_m$ ,  $X_m$  и  $R_m$ . Некоторые результаты расчета  $Z_m$  и  $X_m$  по данным измерений  $P_a$ ,  $u$  и  $I_c$ , а также  $R_b$  — сопротивления потоку при условии  $\mu_{ст} = \infty$  нанесены на кривых рис. 4–7. При исследовании влияния каждого из параметров опыта велись в диапазоне частот 100–400  $\text{гц}$ .

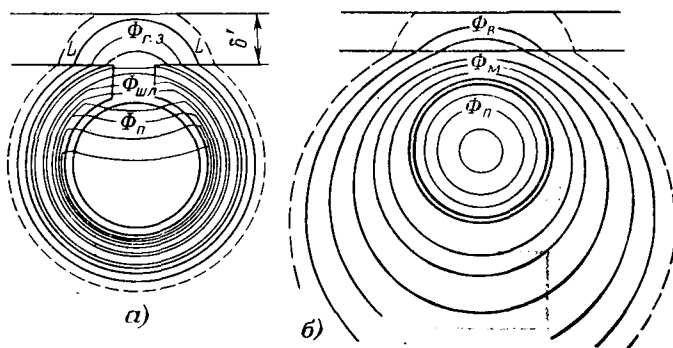


Рис. 2. Поле рассеяния полузакрытого (а) и закрытого (б) пазов.

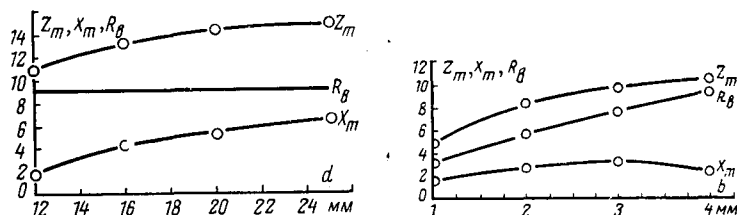
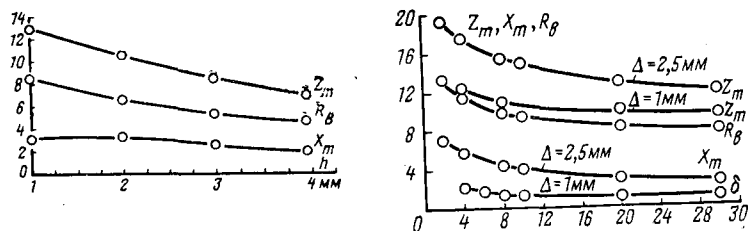


Рис. 4. Зависимости  $Z_m$ ,  $X_m$  ( $1/\text{ом} \cdot \text{сек}$ )  $\cdot 10^5$ ,  $R_b$  от диаметра стержня в полузакрытом пазу ( $\Delta = 2,5 \text{ мм}$ ,  $f = 400 \text{ гц}$ ,  $\delta = 20 \text{ мм}$ ,  $I_c = 100 \text{ а}$ ).

Рис. 5. Зависимости  $Z_m$ ,  $X_m$  ( $1/\text{ом} \cdot \text{сек}$ )  $\cdot 10^5$ ,  $R_b$  от ширины открытия полузакрытого паза ( $d = 16 \text{ мм}$ ,  $\delta = 20 \text{ мм}$ ,  $\Delta = 2,5 \text{ мм}$ ,  $f = 400 \text{ гц}$ ,  $I_c = 100 \text{ а}$ ).

Таблица 1

Рис. 6. Зависимости  $Z_m$ ,  $X_m$  ( $1/\text{ом} \cdot \text{сек}$ )  $\cdot 10^5$ ,  $R_b$  от высоты открытия полузакрытого паза ( $d$ ,  $\delta$ ,  $\Delta$ ,  $f$ ,  $I_c$  — те же, что на рис. 5).Рис. 7. Зависимости  $Z_m$ ,  $X_m$  ( $1/\text{ом} \cdot \text{сек}$ )  $\cdot 10^5$ ,  $R_b$  от величины воздушного зазора для полузакрытого паза.

Как видно из рис. 7, мнимая составляющая комплексного магнитного сопротивления  $X_m$  и даже комплексное магнитное сопротивление  $Z_m$  могут быть приняты независимыми от величины воздушного зазора, если  $\delta \geq 20$  мм, т. е. при обычных его значениях для крупных гидрогенераторов. Из рис. 5 и 6 можно видеть незначительное влияние на  $X_m$  высоты шлица  $h_s$  и его открытия  $b_s$ .

Влияние  $f$  и  $\Delta$  в общем случае учитывается по приведенной ниже формуле, вывод которой дан в приложении.

$$Z_m = \frac{1}{2a} (0,63 + j1,05) \frac{l_H}{l_E} \sqrt{\frac{\omega \gamma}{2\mu_e}} \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2}, \quad (6)$$

где  $a$  — число листов в пакете;  $l_H$  — длина силовой линии магнитного поля;  $l_E$  — длина силовой линии электрического поля;  $\gamma$  — удельная проводимость материала,  $1/(\text{ом} \cdot \text{м})$ ;  $\mu_e$  — удельная магнитная проницаемость на поверхности среды, определяемая из кривой намагничивания по действующему значению напряженности на поверхности среды,  $\text{гн/м}$ ;  $\Delta$  — толщина листа, м;  $\alpha = (1+j) \sqrt{\frac{\omega \mu}{2}}$ .

Результаты, получаемые по формуле (6), были проверены специальными опытами на двух шихтованных пакетах. Один был набран из листов стали толщиной  $\Delta = 0,8$  мм, в другом  $\Delta = 2,5$  мм. Пакеты имели размеры  $365 \times 365 \times 50$  мм. В середине каждого из них было просверлено отверстие  $d = 20$  мм, в которое вставлялся токонесущий стержень. Кроме того, в каждом пакете были высверлены сквозные двухмиллиметровые отверстия, расположенные на половине высоты пакета. В эти отверстия закладывались измерительные витки, образовавшие шесть измерительных контуров. Напряжение на каждом витке соответствовало потоку через воображаемое кольцо с центром в середине паза пакета и шириной, равной расстоянию между центрами двухмиллиметровых отверстий. Величина  $Z_m$  определялась по (6) и рассчитывалась с использованием выражений (2) — (5). Результаты, приведенные в табл. 1, свидетельствуют о приемлемой погрешности при определении по формуле (6).

Как видно из (5) — (8), для полузакрытого паза значительную часть комплексного магнитного сопротивления составляет сопротивление пути по воздуху, поэтому с известным приближением можно считать величину  $Z_m$  независимой от магнитной проницаемости стали. Для закрытых пазов комплексное магнитное сопротивление  $Z_m$  зависит от магнит-

Частота	Номера измерительных контуров	Опыт		Расчет	
		$\frac{1}{Z_m'} \cdot 10^{-3}$ $\frac{1}{\text{ом} \cdot \text{сек}}$	$\frac{1}{X_m'} \cdot 10^{-3}$ $\frac{1}{\text{ом} \cdot \text{сек}}$	$\frac{1}{Z_m'} \cdot 10^{-3}$ $\frac{1}{\text{ом} \cdot \text{сек}}$	$\frac{1}{X_m'} \cdot 10^{-3}$ $\frac{1}{\text{ом} \cdot \text{сек}}$
$f = 400$ гц	1	15,1	13,1	12,8	10,9
	2	13,5	12,2	11,45	9,8
	3	15,4	13,2	13,2	11,4
	4	20,0	17,2	17,6	15,0
	5	24,0	22,1	22,8	19,5
	6	34,0	29,8	30,5	26,0
$f = 100$ гц	1	7,7	6,4	7,0	6,0
	2	6,3	5,6	5,7	4,9
	3	7,3	6,2	6,6	5,7
	4	9,5	8,2	8,8	7,5
	5	11,4	10,5	11,4	9,7
	6	16,2	14,2	15,3	13,0

ной проницаемости стали на пути замыкания потоков рассеяния; последняя определяется током в стержне и индукцией постоянного потока полюсов  $B_-$ . Не располагая количественными данными о влиянии  $B_-$ , полагаем  $B_- = 0$ . Отметим, однако, что  $B_-$  может значительно уменьшить потери в стали вокруг закрытых стержней.

С учетом насыщения стали от тока в стержне значение  $Z_m$  может быть рассчитано по формуле (6), являющейся несколько видоизмененной формулой Л. Р. Неймана. В ней с изменением тока изменяется лишь магнитная проницаемость стали  $\mu$ . Как известно [Л. 2], в соответствующих формулах Л. Р. Неймана и, следовательно, в (6) учитывается непостоянство среднего (за период изменения тока) значения  $\mu$  при перемещении от одной точки среды к другой (например, при перемещении от поверхности тела внутрь). При этом в (6) подставляются значения  $\mu$ , взятые по кривой намагничивания данной стали для соответствующей напряженности магнитного поля на ее поверхности.

Примем, что поток рассеяния вокруг стержня, расположенного в закрытом пазу, замыкается по стали через сечение, равное высоте мостика  $h_s$ , умноженной на длину полюса  $l$  (рис. 8, а). Тогда магнитная цепь интересующего нас потока может быть представлена параллелепипедом высотой  $h_s$ , длиной  $\pi d$  ( $d$  — диаметр стержня) и шириной  $l$ . По указанному сечению в каждом листе в слое, определяемом глубиной проникновения электромагнит-

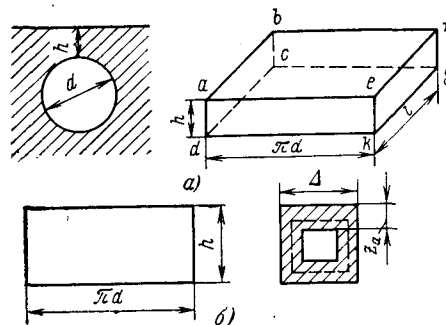


Рис. 8. Расчетные модель (а) и схема (б) магнитопровода пути рассеяния закрытого паза.

ной волны  $z_a$ , замыкается поток рассеяния закрытого паза (рис. 8,б). В сечении, ограниченном толщиной листа  $\Delta$  можно выделить четыре параллельных пути замыкания магнитного потока и соответствующие им комплексные магнитные сопротивления  $Z_{1,2}$ ,  $Z_{2,3}$ ,  $Z_{3,4}$  и  $Z_{4,1}$ . Очевидно, что  $Z'_m = Z_{1,2}/2 = Z_{3,4}/2$  и соответственно  $Z''_m = Z_{2,3}/2 = Z_{4,1}/2$  определяются по (6):

$$Z'_m = \frac{0,63 + j1,05}{a} \frac{\pi d}{2(h_s - z_a)} \sqrt{\frac{\omega \gamma}{2\mu}} \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2}. \quad (7)$$

Полагая  $h_s > 2z_a$  (что соответствует реальной геометрии паза, глубине проникновения для частот до 100 гц и выше),  $Z'_m$  определяем так же, как для массивного листа:

$$Z''_m = \frac{0,63 + j1,05}{a} \frac{\pi d}{2(\Delta - z_a)} \sqrt{\frac{\omega \gamma}{2\mu}}. \quad (8)$$

Искомое комплексное сопротивление стали на пути потока рассеяния

$$Z_m = \frac{Z'_m Z''_m}{Z'_m + Z''_m}. \quad (9)$$

При  $\Delta = 2 - 3$  мм и более и для частот более 400 гц  $\operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} \rightarrow 1$ , тогда

$$Z_m = \frac{0,63 + j1,05}{a} \frac{\pi d}{2(h_s + \Delta - 2z_a)} \sqrt{\frac{\omega \gamma}{2\mu}}. \quad (10)$$

Описанный выше прием расчета  $Z_m$  (пример расчета см. ниже) был проверен экспериментально на физической модели.

Результаты сравнения свидетельствуют об удовлетворительном совпадении данных расчета и эксперимента.

**Пример** использования полученных результатов для оценки потерь в стали на путях потоков рассеяния вокруг демпферных стержней. Примем следующие исходные данные.

В режиме номинальной нагрузки для одного из упомянутых генераторов высокого использования измерены следующие токи в стержнях демпферной клетки:

Частота тока, гц	Ток в полужакрытом стержне № 2, а	Ток в закрытом набегающем стержне, а	Ток в закрытом сбегающем стержне, а
150	750	1600	700
450	500	550	120
900	90	50	300

Задано также: толщина листов полюса  $\Delta = 1,5$  мм; число листов на полюс  $a = 810$ ; диаметр стержня  $d = 30$  мм; ширина открытия паза  $b_s = 5$  мм; высота паза  $h_s = 5$  мм; зазор  $\delta = 26$  мм; число полюсов  $2p = 64$ ; число стержней полюса равно восьми (два закрытых и шесть полужакрытых пазов).

Стержень в закрытом набегающем пазу.  
1. Действующее значение напряженности магнитного поля на поверхности каждого листа корпуса полюса:

от тока 150 гц

$$H_{150} = \frac{I_c}{\pi d} = 170 \text{ а/см};$$

от тока 450 гц

$$H_{450} = 48,5 \text{ а/см};$$

от тока 900 гц

$$H_{900} = 5,3 \text{ а/см}.$$

Действующее значение полной напряженности поля

$$H_c = 188 \text{ а/см}.$$

По кривой намагничивания для стали марки Ст.3 этой напряженности соответствует  $\mu = 80 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7}$  гн/м.

2. Эквивалентная глубина проникновения электромагнитной волны.

Как известно [1. 2],

$$z_a = \frac{1}{1,4 \sqrt{\frac{\omega \gamma \mu}{2}}}. \quad (11)$$

Подставляя цифры, получаем:  $z_{a150} = 1,2$  мм;  $z_{a450} = 0,69$  мм;  $z_{a900} = 0,49$  мм.

$$\operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} = \frac{\operatorname{sh} 2b - j \sin 2b}{\operatorname{ch} 2b - \cos 2b},$$

где

$$2b = \Delta \sqrt{\frac{\omega \gamma \mu}{2}}; \left( \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} \right)_{150} = 1,26 - j0,96;$$

$$\left( \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} \right)_{450} = 0,92 - j0,409; \left( \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} \right)_{900} = 0,87 - j1,59.$$

4. Комплексные магнитные сопротивления. По (7)

$$Z_{m150}' = (1,63 + j0,379) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек};$$

$$Z_{m450}' = (1,24 + j0,87) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; \quad Z_{m900}' = (1,36 + j1,52) \times 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}.$$

$$\text{По (8)} \quad Z_{m150}'' = (7,2 + j12) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; \quad Z_{m450}'' = (4,15 + j6,95) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; \quad Z_{m900}'' = (5,3 + j8,8) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}.$$

После сложения по (9) получаем:

$$Z_{m150} = (1,38 + j0,475) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; \quad |Z_{m150}| = 1,39 \times 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек};$$

$$Z_{m450} = (1 + j0,8) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; \quad |Z_{m450}| = 1,27 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек};$$

$$Z_{m900} = (1,1 + j1,3) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; \quad |Z_{m900}| = 1,67 \times 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}.$$

5. Магнитные потоки рассеяния.

$$\Phi_{m150} = 1630 \cdot 10^{-5} \text{ вб}; \quad \Phi_{m450} = 615 \cdot 10^{-5} \text{ вб};$$

$$\Phi_{m900} = 42,5 \cdot 10^{-5} \text{ вб}.$$

6. Потери в стали по (2)

$$P_{150} = 5,9 \text{ кВт};$$

$$P_{450} = 4,3 \text{ кВт}; \quad P_{900} = 0,65 \text{ кВт}; \quad P_{\Sigma} = 10,8 \text{ кВт на 1 полюс}.$$

На генератор  $P_{сн} = 10,8 \cdot 64 = 700 \text{ кВт}.$

Аналогично для стержня, расположенного в закрытом сбегающем пазу, получаем: на весь генератор  $P_{с.с} = 455 \text{ кВт}.$

Стержень в полужакрытом пазу. Примем среднее значение  $\mu$  для ненасыщенной стали равным  $1 \cdot 10^{-3}$  гн/м, тогда получим:

$$1. \left( \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} \right)_{150} = 0,9 + j0,03; \left( \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} \right)_{450} = 1,12 + j0,15;$$

$$\left( \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2} \right)_{900} = 1 + j0.$$

$$2. \text{Глубина проникновения волны } z_{a150} = 0,4 \text{ мм}; \quad z_{a450} = 0,23 \text{ мм}; \quad z_{a900} = 0,16 \text{ мм}.$$

3. По опытным данным (рис. 4) для полужакрытого паза при

$$d = 25 \text{ мм}; \quad h_s = b_s = 3 \text{ мм}; \quad a = 167; \quad \delta = 20 \text{ мм};$$

$$\Delta = 2,5 \text{ мм}; \quad f = 400 \text{ гц}; \quad I_c = 100 \text{ а}.$$

$$\text{Находим } X_m = 6,2 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}, \quad \text{тогда } R_m = 3,72 \times 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}.$$

Принимаем в соответствии с результатами исследования на физической модели (рис. 5—7) среднее значение  $X_m$  независимым от  $h_s$ ,  $b_s$  и  $\delta$ . Для приведения опытных данных к заданным необходим пересчет лишь по числу листов корпуса полюса  $a$ , частоте тока  $f$  и толщине листа  $\Delta$ .

Учитывая, что в рассматриваемом случае  $\operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2}$  для

частот 900, 400 и даже 150 гц близок к единице, можно вести пересчет по формуле (10):

$$Z_{mc150} = (0,43 + j0,76) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; \quad Z_{mc450} = (0,815 + j1,36) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек};$$

$$Z_{mc900} = (1,15 + j1,94) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}.$$

4. Магнитное сопротивление пути по воздуху: по шлицу

$$R_m = \frac{b_s}{\mu_0 h_s l} = 4,55 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек};$$



Таблица 2

Номера стержней	2			3			4			5			6			7			1			8		
Частота, гц	150	450	900	150	450	900	150	450	900	150	450	900	150	450	900	150	450	900	150	450	900	150	450	900
Ток в стержне, а	750	500	90	600	350	140	550	220	280	500	100	200	420	95	275	400	90	325	1600	550	50	700	120	300
Потери вокруг стержня, квт	0,26	0,46	0,035	0,17	0,22	0,084	0,15	0,09	0,33	0,09	0,02	0,17	0,08	0,02	0,32	0,07	0,015	0,45	5,9	4,3	0,65	3,27	0,36	3,7
ΣР на стержень, квт	0,75			0,47			0,57			0,28			0,42			0,54			10,8			7,3		
ΣР на генератор, квт	195700455																							
Итого на генера-тор, квт	1350																							

по головкам зубцов

$$R_r = \frac{-2\pi}{\mu_0 l \ln q} = 12,2 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек},$$

где

$$q = \left(\frac{b_s}{2\delta}\right)^2 = 9,21 \cdot 10^{-2}; \ln q = -4,68.$$

Эквивалентное сопротивление по воздуху

$$R_a = \frac{R_m R_r}{R_m + R_r} = 3,46 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}.$$

Полное сопротивление потоку рассеяния

$$Z_{m150} = Z_{mc150} + R_a = (3,9 + j0,765) \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек};$$

$$|Z_{m150}| = 3,97 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}; |Z_{m450}| = 4,56 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек};$$

$$|Z_{m900}| = 5 \cdot 10^5 \text{ 1/ом} \cdot \text{сек}.$$

$$5. \Phi_{m150} = 270 \cdot 10^{-5} \text{ вб};$$

$$\Phi_{m450} = 155 \cdot 10^{-5} \text{ вб}; \Phi_{m900} = 25 \cdot 10^{-5} \text{ вб}.$$

$$P_{150} = 260 \text{ вт};$$

$$P_{450} = 460 \text{ вт}; P_{900} = 35 \text{ вт}; P_\Sigma = 755 \text{ вт}.$$

Сводные данные о потерях в стали на путях потоков рассеяния в рассмотренном примере сведены в табл. 2.

Приложение. Комплексное магнитное сопротивление шихтованного пакета с учетом потерь на вихревые токи и гистерезис.

Для листа стали толщиной  $\Delta$  в [Л. 2] получено следующее значение напряженности магнитного поля:

$$H_m = 2A \operatorname{sh} \alpha z, \quad (\text{П-1})$$

где  $H_m$  — амплитуда напряженности магнитного поля;  $\alpha = \sqrt{j\omega\mu}$ .Из условия  $z = \pm \Delta/2$ ;  $H_{me} = F_m / l_n$ , где  $H_{me}$  — амплитудное значение напряженности магнитного поля на поверхности среды,

$$2A = \frac{F_m}{l_n \operatorname{ch} \frac{\alpha \Delta}{2}}, \quad (\text{П-2})$$

тогда

$$H_m = \frac{F_m \operatorname{ch} \alpha z}{\ln \operatorname{ch} \frac{\alpha \Delta}{2}}. \quad (\text{П-3})$$

Индукция в точке  $z$  сечения листа

$$B_{mz} = \mu H_m = \mu \frac{F_m}{l_H} \frac{\operatorname{ch} \alpha z}{\operatorname{ch} \frac{\alpha \Delta}{2}}. \quad (\text{П-4})$$

Магнитный поток сквозь площадку  $dz$ 

$$d\Phi_m = B_{mz} l_z dz = \mu \frac{F_m}{l_H} l_E \frac{\operatorname{ch} \alpha z}{\operatorname{ch} \frac{\alpha \Delta}{2}}. \quad (\text{П-5})$$

Магнитный поток сквозь сечение листа

$$\Phi_m = 2 \int_0^{\Delta/2} d\Phi_m = 2\mu F_m \frac{l_E}{l_H} \frac{1}{\alpha} \operatorname{th} \frac{\alpha \Delta}{2}, \quad (\text{П-6})$$

тогда

$$Z_m = \frac{F_m}{\Phi_m} = \frac{1}{2} (1 + j) \frac{l_H}{l_E} \sqrt{\frac{\omega \mu}{2}} \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2}. \quad (\text{П-7})$$

Отсюда в соответствии с [Л. 2] комплексное магнитное сопротивление шихтованного пакета с учетом потерь на вихревые ток и гистерезис

$$Z_m = \frac{1}{2a} (0,63 + j1,05) \frac{l_H}{l_E} \sqrt{\frac{\omega \mu}{2\mu_e}} \operatorname{cth} \frac{\alpha \Delta}{2}. \quad (\text{П-8})$$

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Назарян А. Г. К вопросу исследования параметров успокоительных обмоток синхронных машин. — «Сборник научных трудов Ереванского политехнического института им. К. Маркса. Электротехника», Ереван, 1968, вып. II, т. 26.
2. Нейман Л. Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. М., Госэнергоиздат, 1949.

[21.5.1974]

# Исследование совместной работы импульсного источника вторичного питания с сетью переменного тока соизмеримой мощности

Доктор техн. наук БЕРТИНОВ А. И., инж. БОЧАРОВ В. В.,  
кандидаты техн. наук МИЗЮРИН С. Р., РЕЗНИКОВ О. Б., ЧОРБА В. Р.  
Московский авиационный институт

Важной проблемой при разработке систем импульсного электроснабжения является согласование импульсного источника вторичного питания (ИИВП) с генератором переменного тока соизмеримой мощности. Для поддержания качества напряжения магистральной сети при периодической зарядке накопительного конденсатора на выходе трансформаторно-выпрямительного преобразователя устанавливается промежуточный накопитель [Л. 1—4]. Одна из возможных упрощенных схем ИИВП представлена на рис. 1.

При работе ИИВП модуляция напряжения магистральной сети не должна превышать допустимой величины, определяемой характером стационарной нагрузки. В связи с этим представляется интересным определить влияние параметров ИИВП ( $C_{п.н}$ ,  $C_n$ ,  $Dr_0$ ,  $Dr_n$  и др.) на величину коэффициента модуляции напряжения.

С целью упрощения исследований:

1) не учтено действие регулятора возбуждения и изменение скорости магистрального генератора ( $u_f = \text{const}$  и  $\omega_* = 1$ ). Скорость генератора может быть принята постоянной; так как время провала сетевого напряжения, определяемое перекачкой энергии из промежуточного накопителя в основную, составляет всего лишь несколько периодов переменного тока;

2) высшие гармоники токов и напряжений выпрямителя учтены приближенно с помощью коэффициентов преобразования схемы выпрямления  $k_i$  и  $k_u$  [Л. 5];

3) принято, что отсутствует сдвиг фаз между основными гармониками фазных тока и напряжения на входе выпрямителя [Л. 5];

4) не учитываются цепи зарядки и разрядки коммутирующего конденсатора  $C_k$ .

Перечисленные упрощения, а также общепринятые допущения, лежащие в основе уравнений Парка—Горева, позволяют систему импульсного электропитания представить в виде следующих уравнений:

синхронного генератора

$$\left. \begin{aligned} -u_{d,q} &= \frac{d\psi_{d,q}}{dt} + \psi_{d,q} + r i_{d,q}; \\ 0 &= \frac{d\psi_{D,Q}}{dt} + r_{D,Q} i_{D,Q}; \\ u_f &= \frac{d\psi_f}{dt} + r i_{f,f}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где

$$\psi_{d,D,f} = x_{ad}(i_f + i_d + i_D) + x_{s,D,s} i_{D,D,f};$$

$$\psi_{q,Q} = x_{aq}(i_q + i_Q) + x_{s,Q,s} i_{q,Q};$$

стационарной нагрузки

$$u_{d,q} = r_{c.н} i_{d,q(c.н)} + x_{c.н} \frac{di_{d,q(c.н)}}{dt} + x_{c.н} i_{q,d(c.н)}; \quad (2)$$

токов в генераторе ( $\Gamma$ ), стационарной нагрузке (СН) и ИИВП (рис. 1):

$$i_{d,q} = i_{d,q(c.н)} + i_{d,q(и.н)}; \quad (3)$$

где  $i_{d,q(c.н)}$ ,  $i_{d,q(и.н)}$  — составляющие изображающих векторов токов стационарной ( $i_{c.н}$ ) и импульсной ( $i_{и.н}$ ) нагрузки;

цепей переменного тока ИИВП

$$\left. \begin{aligned} u_{d,q} &= r_0 i_{d,q(и.н)} + x_0 \frac{di_{d,q(и.н)}}{dt} + x_0 i_{q,d(и.н)} + u_{d,q(1)}; \\ u_{d,q(1)} &= r_T i'_{d,q(2)} + x_T \frac{di'_{d,q(2)}}{dt} + x_T i'_{q,d(2)} + u'_{d,q(2)}; \\ u_{d,q(1)} &= r_\mu i_{d,q(r_\mu)}; u_{d,q} = x_\mu \frac{di_{d,q(x_\mu)}}{dt} + x_\mu i_{q,d(x_\mu)}; \\ i_{d,q(и.н)} &= i_{d,q(r_\mu)} + i_{d,q(x_\mu)} + i'_{d,q(2)}; \\ i_{d,q(2)} &= k_T i'_{d,q(2)}; u_{d,q(2)} = \frac{u'_{d,q(2)}}{k_T}, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где  $u_{d,q(1)}$  — проекции изображающего вектора напряжения  $u_i$  первичной обмотки трансформатора, схема замещения которого показана на рис. 2;  $u'_{d,q(2)}$  ( $i'_{d,q(2)}$ ) — составляющие изображающего вектора напряжения (тока) вторичной обмотки трансформатора, приведенного к первичной;  $u_{d,q(2)}$  ( $i_{d,q(2)}$ ) — проекции изображающего вектора напряжения (тока) вторичной обмотки трансформатора;  $i_{d,q(r_\mu)}$  — проекции изображающих векторов активного и реактивного токов намагничивания трансформатора ( $i_{r_\mu}$  и  $i_{x_\mu}$ );  $r_\mu$ ,  $x_\mu$  — активное и индуктивное сопротивление намагничивающего контура трансформатора [Л. 6];  $r_0$ ,  $x_0$  — активное и индуктивное сопротивление ограничивающего дросселя;  $r_T = r_1 + r'_2$  ( $x_T = x_{1s} + x'_{2s}$ ) — сумма активного (индуктивного) сопротивления первичной обмотки и приведенного к ней активного (индуктивного) сопротивления вторичной обмотки трансформатора;

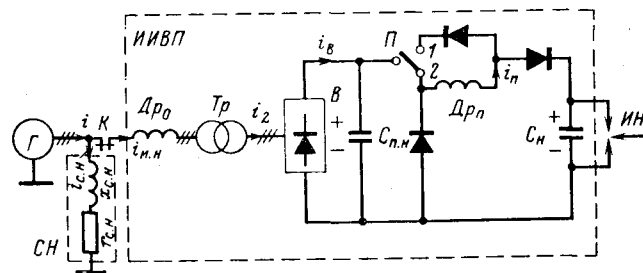


Рис. 1. Принципиальная схема системы импульсного электропитания.

$\Gamma$  — магистральный генератор; СН — стационарная нагрузка; К — контактор; ИИВП — импульсный источник вторичного питания; Тр — повышающий трансформатор; В — выпрямитель; П — переключатель;  $Dr_0$  — ограничительный дроссель;  $Dr_n$  — дроссель перекачки; ИИ — импульсная нагрузка;  $C_{п.н}$  — промежуточный накопитель;  $C_n$  — основной накопитель.

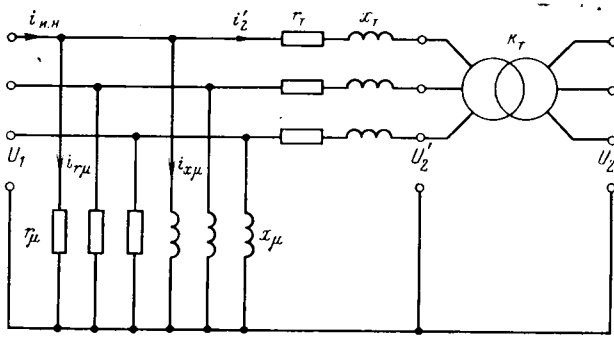


Рис. 2. Схема замещения трансформатора.

$k_T = \frac{\omega_1}{\omega_2}$  — коэффициент трансформации;

схемы выпрямления [Л. 5]:

$$\left. \begin{aligned} u_{d,q} &= i_{d,q(2)} \frac{u_2}{i_2}; u_{п.н} = k_u \frac{u_2}{\sqrt{2}}; i_n = k_i \frac{i_2}{\sqrt{2}}; \\ u_2 &= \sqrt{u_{d(2)}^2 + u_{q(2)}^2}; i_2 = \sqrt{i_{d(2)}^2 + i_{q(2)}^2} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где  $\frac{u_2}{\sqrt{2}}, \frac{i_2}{\sqrt{2}}$  — действующие значения фазных напряжений и токов;  $k_i, k_u$  — коэффициенты преобразования схемы выпрямления [Л. 5];  $u_{п.н}$  — напряжение промежуточного накопителя;  $i_n$  — среднее значение пульсирующего выпрямленного тока; промежуточный накопитель ( $C_{п.н}$ ), основного накопителя ( $C_n$ ) и дросселя перекачки ( $Др_{п.н}$ ):

$$\left. \begin{aligned} i_{п.н} x'_{п.н} &= \frac{du_{п.н}}{dt}; i_{п.н} x'_n = \frac{du_n}{dt}; \\ u_{п.н} &= x'_{п.н} \frac{di_{п.н}}{dt} + r'_{п.н} i_{п.н}, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где  $x'_{п.н} = \frac{1}{\omega C_{п.н}} \frac{1}{z_{баз}} \left( x'_n = \frac{1}{\omega C_n} \frac{1}{z_{баз}} \right)$  — синхронное сопротивление промежуточного (основного) накопителя;  $\omega = 2\pi f$  — угловая частота э. д. с. генератора;  $z_{баз}$  — базисное сопротивление генератора;  $i_{п.н}, x'_{п.н} = \frac{\omega L_{п.н}}{z_{баз}}; r'_{п.н} = \frac{r_{п.н}}{z_{баз}}$  — ток, синхронное и активное сопротивление дросселя перекачки.

Выпрямленные токи и напряжения определяются следующими соотношениями:

$0 \leq t < t_0$  |  $u_{п.н} = u_{п.нм}$  — предварительная зарядка промежуточного накопителя  $C_{п.н}$ ;

$$i_n = i_{п.н}; i_{п.н} = 0; u_n = 0; \quad (7)$$

$t_0 + nT_{ц} \leq t < t_1$  |  $u_n = u_{нм}$  ( $T_{ц}$  — время зарядного цикла,  $n=0, 1, 2, \dots$  — номера циклов) — зарядка основного накопителя  $C_n$ ;

$$i_n = i_{п.н} + i_{п.н}; u_{п.н} = u_{п.н} + u_n; \quad (8)$$

$t_1 \leq t < t_2$  |  $u_n = u_{нм}$  |  $i_{п.н} = 0$  — рекуперация остаточной энергии дросселя перекачки  $Др_{п.н}$  в промежуточный накопитель  $C_{п.н}$ ;

$$i_n = i_{п.н} - i_{п.н}; u_{п.н} + u_n = 0; u_n = u_{нм} = \text{const}; \quad (9)$$

$t_2 \leq t < t_0 + (n+1)T_{ц}$  — подзарядка проме-

жуточного накопителя  $C_{п.н}$  и разрядка основного накопителя  $C_n$ ;

$$i_n = i_{п.н}; i_{п.н} = 0; u_n = 0. \quad (10)$$

Решение системы нелинейных уравнений высокого порядка затруднительно без применения ЦВМ. Проведенное авторами сравнение расчетов на ЦВМ по уравнениям (1) — (10) с экспериментально снятыми осциллограммами показало, что погрешность определения коэффициента модуляции по приведенному математическому описанию не превышает 2%. Расчеты ИИВП с помощью ЦВМ связаны с большими затратами машинного времени, а также времени, необходимого для составления и отладки программы, что является их существенным недостатком в инженерной практике.

Для упрощения расчетов и возможности получения графоаналитического решения приняты следующие дополнительные допущения, которые могут лишь повысить значение коэффициента модуляции напряжения, обеспечивая запас при выборе параметров схемы ИИВП:

синхронный генератор и выпрямитель могут быть заменены эквивалентным генератором постоянного тока;

вследствие несущественного влияния процесса подзарядки промежуточного накопителя на процесс перекачки энергии из промежуточного накопителя в основную, можно связь переходных процессов в генераторе и накопителе  $C_n$  учесть только через напряжение  $u_{п.н}(t)$ ;

индуктивно-активные сопротивления  $x$  и  $r$  в цепях переменного тока можно заменить эквивалентными активными сопротивлениями (это допущение несправедливо при определении к. п. д.). Расчетная схема замещения, полученная при этих допущениях, представлена на рис. 3.

С целью вычисления величины модуляции напряжения сети ( $u$ ), определяемой в основном относительно резким возрастанием выпрямленного тока  $i_n$  при разрядке промежуточного накопителя  $C_{п.н}$ , последний имитируется (дополнительно) в схеме замещения источником напряжения с э. д. с.  $u_{п.н}(t)$ .

Порядок работы элементов схемы замещения (рис. 3) следующий:

1. В момент  $t=0$  включается ключ  $K_1$  и производится предварительная зарядка промежуточного накопителя  $C_{п.н}$  до напряжения  $u_{п.нм}$ , достигаемого к моменту  $t_0$  (в исходном состоянии ключ  $K_2$  в левом положении).

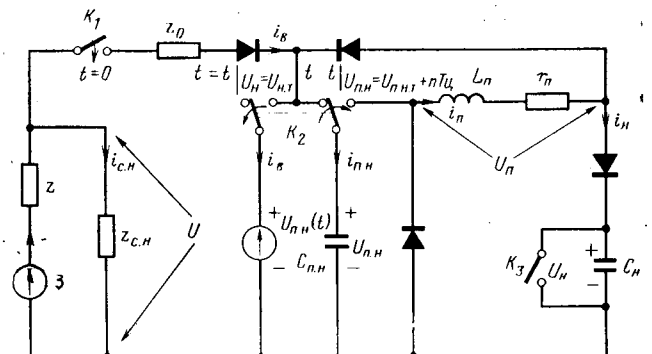


Рис. 3. Схема замещения ИИВП.

2. В момент  $t_0$  ключ  $K_2$  переключается в правое положение и производится разрядка промежуточного накопителя  $C_{п.н}$  и зарядка основного накопителя  $C_n$  до напряжения  $u_{нм}$ , достигаемого к моменту  $t_1$ . Одновременно начинается процесс относительно резкого возрастания выпрямленного тока  $i_b$ , потребляемого ИИВП.

3. В момент  $t_1$  ключ  $K_2$  переключается в левое положение, обеспечивая рекуперацию энергии, оставшейся в дросселе перекачки  $L_n$ , в промежуточный накопитель  $C_{п.н}$  вплоть до момента  $t_2 | i_n = 0$ .

4. С момента  $t_2$  начинается подзарядка промежуточного накопителя  $C_{п.н}$  от выпрямителя.

5. В момент  $t_3 = t_0 + \Delta t > t_2$  ( $\Delta t = T_n - t_n$ ;  $t_n$  — время паузы, когда ключ  $K_3$  замкнут) включается ключ  $K_3$  и происходит разрядка основного накопителя, после чего ключ  $K_3$  выключается. К этому времени заканчивается процесс подзарядки промежуточного накопителя  $C_{п.н}$ .

В момент  $t_0 + T_n$  ключ  $K_2$  вновь переключается в правое положение и цикл повторяется с частотой следования разрядных импульсов  $f_p = \frac{1}{T_n}$ .

Уравнения, соответствующие схеме замещения (рис. 3) записываются в следующем виде: начальные условия

$$i(-0) = i_{с.н}(-0) = \frac{\varepsilon}{z + z_{с.н}};$$

$$u(-0) = u_{ном} = \frac{\varepsilon z_{с.н}}{z + z_{с.н}};$$

$$i_b(-0) = i_{п.н}(-0) = i_n(-0) = \\ = u_{п.н}(-0) = u_n(-0) = u_n(-0) = 0;$$

для промежуточного накопителя  $C_{п.н}$ , основного накопителя  $C_n$ , дросселя перекачки, генераторов напряжения и стационарной нагрузки:

$$\left. \begin{aligned} i_{п.н} &= C_{п.н} \frac{du_{п.н}}{dt}; i_n = C_n \frac{du_n}{dt}; u_n = L_n \frac{di_n}{dt} + r_n i_n; \\ i &= i_{с.н} + i_b; \varepsilon = zi + u; u = z_{с.н} i_{с.н}; \\ u &= z_0 i_b + u_{п.н}(t). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Выпрямленные токи и напряжения определяются следующими соотношениями:

$0 \leq t < t_0 | u_{п.н} = u_{п.нм}$  — предварительная зарядка промежуточного накопителя  $C_{п.н}$ ;

$$i_b = i_{п.н}; i_n = 0; u_n = 0; i_n = 0; \quad (12)$$

$t_0 + nT_n \leq t < t_1 | u_n = u_{нм}$  — зарядка основного накопителя  $C_n$ ;

$$i_{п.н} + i_n = 0; u_{п.н} = u_n + u_n; i_n = i_n; \quad (13)$$

$t_1 | u_n = u_{нм} | i_n = 0$  — рекуперация остаточной энергии дросселя перекачки;

$$i_{п.н} = i_n + i_b; u_{п.н} + u_n = 0; u_n = u_{нм} = \text{const}; \quad (14)$$

$t_2 | i_n = 0 \leq t < t_0 + (n+1)T_n$  — подзарядка проме-

жуточного накопителя  $C_{п.н}$  от выпрямителя и разрядка основного накопителя  $C_n$

$$i_b = i_{п.н}; i_n = 0; i_n = 0;$$

$$u_n = \begin{cases} u_{нм} & \text{при } t_2 | i_n = 0 \leq t < t_0 + (n+1)T_n - t_n; \\ 0 & \text{при } t_0 + (n+1)T_n - t_n \leq t < t_0 + (n+1)T_n. \end{cases} \quad (15)$$

Коэффициенты модуляции напряжения сети  $k_m$  и активного тока  $k_{а.т}$  определяются выражениями:

$$k_m = \frac{u_{\max} - u_{\min}}{2u_{ном}} 100\%; k_{а.т} = \frac{i_{\max} - i_{\min}}{2i_{ном}} 100\%,$$

где  $u_{\max}$ ,  $u_{\min}$ ,  $i_{\max}$ ,  $i_{\min}$  — находятся из уравнений (11)–(15), как экстремумы функций  $u(t)$ ;  $i(t)$  в каждом цикле заряд — разряд;  $u_{ном}$  — амплитуда номинального напряжения сети;  $i_{ном} = \frac{C_n u_{ном}^2}{2T_n u_{ном}}$  —

номинальный ток.

Коэффициент модуляции активного тока (практически коэффициент модуляции активной мощности) характеризует влияние ИИВП на работу привода магистрального генератора. В приведенной схеме коэффициент  $k_{а.т}$  невелик и поэтому не учитывается.

Для получения конечных рекуррентных выражений, определяющих коэффициент модуляции на любом из интервалов зарядно-разрядного цикла, решим систему (11)–(15) методом «припасовывания».

1.  $0 \leq t \leq t_0 | u_{п.н} = u_{п.нм}$  — предварительная зарядка промежуточного накопителя  $C_{п.н}$ . На этом интервале система (11)–(15) сводится к уравнению вида:

$$\left( z_0 + \frac{z_{с.н} z}{z + z_{с.н}} \right) C_{п.н} \frac{du_{п.н}}{dt} + u_{п.н} = - \frac{z_{с.н}}{z + z_{с.н}} \varepsilon, \quad (16)$$

решением которого является выражение:

$$u_{п.н}(t) = k_{с.н} \varepsilon \left( 1 - e^{-\frac{t}{T}} \right), \quad (17)$$

где  $k_{с.н} = \frac{z_{с.н}}{z + z_{с.н}}$  — коэффициент стационарной нагрузки;  $T = (z_0 + k_{с.н} z) C_{п.н}$  — постоянная времени цепи зарядки  $C_{п.н}$ .

Момент времени  $t_0 | u_{п.н} = u_{п.нм}$  определяется выражением:

$$t_0 | u_{п.н} = u_{п.нм} = -T \ln \left( 1 - \frac{u_{п.нм}}{k_{с.н} \varepsilon} \right). \quad (18)$$

Остальные переменные запишутся в виде следующих функций времени:

$$\left. \begin{aligned} i(t) &= i_{с.н}(-0)(1 + \varphi); \\ i_{с.н}(t) &= i_{с.н}(-0) \left( 1 - \frac{z}{z_{с.н}} \varphi \right); \\ u(t) &= k_{с.н} \varepsilon \left( 1 - \frac{z}{z_{с.н}} \varphi \right); \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

где

$$\varphi = \frac{z_{с.н} k_{с.н} C_{п.н}}{T} e^{-t/T}.$$

Коэффициент модуляции вычисляется по формуле:

$$k_{м.нач} = 50 \left( 1 - \frac{u_{\min}}{u_{\max}} \right) \% = 50 \left( 1 - \frac{z_0 C_{п.н}}{T} \right) \% = \frac{50}{z \left( \frac{1}{z_{с.н}} + \frac{1}{z} \right) + 1} \% \quad (20)$$

где

$$u_{\min} |_{t=0} = \frac{\varepsilon z_0 k_{с.н} C_{п.н}}{T}; \quad u_{\max} |_{t < 0} = \frac{\varepsilon z_{с.н}}{z + z_{с.н}}$$

II.  $t_0 + nT_{ц} \leq t < t_1 |_{u_{п.н} = u_{нм}}$  — зарядка основного накопителя  $C_{п.н}$ .

На этом интервале система (11) — (15) сводится к уравнению:

$$\frac{d^2 u_{п.н}}{dt^2} + \frac{r_{п.н}}{L_{п.н}} \frac{du_{п.н}}{dt} + \frac{1}{L_{п.н} C_{п.н}} u_{п.н} = \frac{1}{C_{п.н} L_{п.н}} u_{п.н} |_{t_0 + nT_{ц}}, \quad (21)$$

где  $C_{п.н} = \frac{C_{п.н} C_{п.н}}{C_{п.н} + C_{п.н}}$  — полная емкость цепи перекачки. Начальными условиями для указанного интервала являются (при  $n = 0$ ):

$$\left. \begin{aligned} i(t_0) &= i_{с.н}(-0) \left( 1 + \frac{z_{с.н} k_{с.н} C_{п.н}}{T} e^{-t_0/T} \right); \\ i_{с.н}(t_0) &= i_{с.н}(-0) \left( 1 - \frac{z k_{с.н} C_{п.н}}{T} e^{-t_0/T} \right); \\ u(t_0) &= z_{с.н} i_{с.н}(t_0); \quad i_{п.н}(t_0) = i(t_0) - i_{с.н}(t_0); \\ i_{п.н}(t_0) &= i_{п.н}(t_0) = u_{п.н} = 0; \\ u_{п.н}(t_0) &= u_{п.н}(t_0) = u_{п.нм}. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

Начальные условия уравнения (21)

$$\frac{du_{п.н}}{dt} \Big|_{t_0 + nT_{ц}} + \frac{r_{п.н}}{L_{п.н}} u_{п.н} \Big|_{t_0 + nT_{ц}} = 0; \quad u_{п.н} |_{t_0 + nT_{ц}} = 0.$$

Критическое сопротивление  $r_{кр} = 2 \sqrt{\frac{L_{п.н}}{C_{п.н}}}$  обычно намного больше  $r_{п.н}$  ( $r_{кр} \gg r_{п.н}$ ), т. е. процесс перекачки будет колебательным и затухающим.

Решение уравнения (21) можно получить в виде [Л. 7]:

$$u_{п.н}(t) = \frac{C_{п.н}}{C_{п.н}} u_{п.н} \Big|_{t_0 + nT_{ц}} \times \times \left[ 1 + \frac{1}{\omega_0 \sqrt{C_{п.н} L_{п.н}}} e^{-\frac{r_{п.н}}{2L_{п.н}} t} \sin \theta t \right], \quad (23)$$

где

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{1}{L_{п.н} C_{п.н}} - \frac{r_{п.н}^2}{4L_{п.н}^2}}; \quad \theta t = \omega_0 t - \arctg \frac{2L_{п.н}}{r_{п.н}} \omega_0.$$

Остальные переменные запишутся в виде следующих функций времени:

$$i_{п.н}(t) = -i_{п.н}(t) = u_{п.н} |_{t_0 + nT_{ц}} \times \times \sqrt{\left( \frac{r_{п.н}^2}{4L_{п.н}^2 \omega_0^2} + 1 \right) \frac{C_{п.н}}{L_{п.н}}} e^{-\frac{r_{п.н}}{2L_{п.н}} t} \sin \theta t; \quad (24)$$

$$u_{п.н}(t) = -u_{п.н} |_{t_0 + nT_{ц}} \times \times \frac{r_{п.н}^2 + 4\omega_0^2 L_{п.н}^2}{4L_{п.н} \omega_1} \sqrt{\frac{C_{п.н}}{L_{п.н}}} e^{-\frac{r_{п.н}}{2L_{п.н}} t} \sin \theta t; \quad (25)$$

$$u_{п.н}(t) = u_{п.н} \Big|_{t_0 + nT_{ц}} \left[ \frac{C_{п.н}}{C_{п.н}} + + \frac{1}{\omega_0} \sqrt{\frac{C_{п.н}}{L_{п.н}}} \left( \frac{1}{C_{п.н}} - \frac{r_0^2 + 4\omega_0^2 L_{п.н}^2}{4L_{п.н}} \right) e^{-\frac{r_{п.н}}{2L_{п.н}} t} \sin \theta t \right]; \quad (26)$$

$$u(t) = \frac{\varepsilon}{\frac{z}{z_{с.н}} + \frac{z}{z_0} + 1} + \frac{u_{п.н}(t)}{\frac{z_0}{z_{с.н}} + \frac{z_0}{z} + 1} = = k \left[ \varepsilon + \frac{z}{z_0} u_{п.н}(t) \right], \quad (27)$$

где

$$k = \frac{z_{с.н} z_0}{z z_0 + z z_{с.н} + z_{с.н} z_0};$$

$$i_{с.н}(t) = \frac{u(t)}{z_{с.н}}; \quad i(t) = \frac{\varepsilon}{z} - \frac{u(t)}{z};$$

$$i_{п.н}(t) = \frac{\varepsilon}{z} - \left( \frac{1}{z} + \frac{1}{z_{с.н}} \right) u(t). \quad (28)$$

Момент  $t_1 |_{u_{п.н} = u_{нм}}$  может быть определен из transcendентного уравнения (23) при замене  $u_{п.н}$  на  $u_{нм}$  и  $t$  на  $t_1$ . Из (23) следует, что функция  $u_{п.н}(t)$  приобретает экстремальные значения в те же моменты времени, что и  $u_{п.н}(t)$ . В процессе зарядки основного накопителя от промежуточного экстремальные значения  $u_{п.н\max}$  и  $u_{п.н\min}$  соответствуют моментам  $(t_0 + nT_{ц})$  и  $t_1 |_{u_{п.н} = u_{нм}}$ . Следовательно, коэффициент модуляции напряжения на данном интервале определяется выражением:

$$k_{м} = \frac{u(t_0) - u(t_1)}{2u(-0)} 100\%, \quad (29)$$

где  $u(t_0)$ ,  $u(t_1)$  могут быть определены из (19) и (27) соответственно.

III.  $t_1 |_{u_{п.н} = u_{нм}} \leq t < t_2 |_{i_{п.н} = 0}$  — рекуперация остаточной энергии дросселя перекачки.

На этом интервале система (11) — (15) приводится к уравнению:

$$\frac{d^2 u_{п.н}}{dt^2} + C_1 \frac{du_{п.н}}{dt} + C_0 u_{п.н} = A, \quad (30)$$

где

$$C_1 = \frac{\frac{1}{z} + \frac{1}{z_{с.н}}}{C_{п.н} \left( \frac{z_0}{z} + \frac{z_0}{z_{с.н}} + 1 \right)} + \frac{r_{п.н}}{L_{п.н}};$$

$$C_0 = \frac{1}{C_{п.н} L_{п.н}} \left( \frac{\frac{1}{z} + \frac{1}{z_{с.н}}}{\frac{z_0}{z} + \frac{z_0}{z_{с.н}} + 1} r_{п.н} + 1 \right);$$

$$A = \frac{r_{п.н}}{z C_{п.н} L_{п.н} \left( \frac{z_0}{z} + \frac{z_0}{z_{с.н}} + 1 \right)} \varepsilon.$$

Начальные условия уравнения (30):

$$u_{п.н}(t_1) = b - \text{определяется из (26) при } t = t_1 |_{u_{п.н} = u_{нм}};$$

$$\frac{du_{п.н}}{dt} \Big|_{t=t_1} + C_1 u_{п.н}(t_1) = \frac{i_{п.н}(t_1)}{C_{п.н}} + C_1 u_{п.н}(t_1) = a,$$

где  $i_{п.н}(t_1)$  — значение функции (24) при  $t = t_1|_{u_{п.н}=u_{нм}}$ .

Решение уравнения (30) можно получить в виде [Л. 7]:

а) в случае  $C_1^2 - 4C_0 > 0$

$$u_{п.н}(t) = \frac{A}{\alpha_1 \alpha_2} + \frac{Q_1}{\alpha_1 - \alpha_2} e^{\alpha_1 t} + \frac{Q_2}{\alpha_2 - \alpha_1} e^{\alpha_2 t}, \quad (31)$$

где

$$Q_{1,2} = a + b\alpha_{1,2} + \frac{A}{\alpha_{1,2}} \alpha_{1,2} = \frac{-C_1 \pm \sqrt{C_1^2 - 4C_0}}{2};$$

б) в случае  $C_1^2 - 4C_0 < 0$

$$u_{п.н}(t) = \frac{A}{\omega^2} + \frac{\sqrt{R^2 + S^2}}{\omega^2 \sqrt{1 - D^2}} e^{-D\omega t} \sin(\omega \sqrt{1 - D^2} t + \tau), \quad (32)$$

где

$$R = \sqrt{1 - D^2} (b\omega^2 - A); \quad S = a\omega - bD\omega^2 - AD;$$

$$D = \frac{C_1}{2\sqrt{C_0}}; \quad \tau = \arctg \frac{R}{S}; \quad \omega = \sqrt{C_0}.$$

Дифференцируя (31) и (32), получаем:

$$\frac{du_{п.н}}{dt} = \frac{Q_1 \alpha_1}{\alpha_1 - \alpha_2} e^{\alpha_1 t} + \frac{Q_2 \alpha_2}{\alpha_2 - \alpha_1} e^{\alpha_2 t}; \quad (33)$$

$$\frac{du_{п.н}}{dt} = -\frac{\sqrt{R^2 + S^2}}{\omega \sqrt{1 - D^2}} e^{-D\omega t} \sin(\omega \sqrt{1 - D^2} t + \tau - \arctg \frac{\sqrt{1 - D^2}}{D}). \quad (34)$$

Остальные переменные запишутся в виде следующих функций времени:

$$\left. \begin{aligned} i_{п.н}(t) &= C_{п.н} \frac{du_{п.н}}{dt}; \quad u_{п.н}(t) = -u_{п.н}(t); \\ i_{с.н}(t) &= \frac{1}{z_{с.н}} u(t); \\ u(t) &= \frac{1}{\frac{z}{z_{с.н}} + \frac{z}{z_0} + 1} \left( \varepsilon + \frac{z}{z_0} u_{п.н}(t) \right); \\ i(t) &= \frac{1}{z} (\varepsilon - u(t)); \quad i_{в}(t) = i(t) - i_{с.н}(t); \\ i_{п}(t) &= i_{п.н}(t) - i_{в}(t). \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

Момент  $t_2|_{i_{п.н}=0}$  определяется из трансцендентного уравнения, получаемого при подстановке соответствующих выражений в равенство:

$$i_{п.н}(t) = i_{в}(t).$$

IV.  $t_2|_{i_{п.н}=0} \leq t < t_0 + (n+1)T_{п.н}$  — подзарядка промежуточного накопителя  $C_{п.н}$  от выпрямителя и разрядка основного накопителя  $C_{н.н}$ .

В этом промежутке времени система (11)–(15) сводится к уравнению (16) с начальным условием, найденным из выражений (31)–(32) при

$$t = t_2|_{i_{п.н}=0}; \quad u_{п.н}(t) = u_{п.н}(t_2).$$

Решение этого уравнения имеет вид:

$$u_{п.н}(t) = k_{с.н} \varepsilon - [k_{с.н} \varepsilon - u_{п.н}(t_2)] e^{-\frac{t}{T}}. \quad (36)$$

Остальные переменные определяются по (11) и (15) с учетом (36) и выражения:

$$\frac{du_{п.н}}{dt} = \frac{1}{T} (k_{с.н} \varepsilon - u_{п.н}(t_2)) e^{-\frac{t}{T}}.$$

Заметим, что максимальные значения коэффициента модуляции соответствуют промежуткам I и II, причем интервал I является предварительным (одноразовым), а интервал II рабочим (регулярно повторяющимся). Поэтому первый провал напряжения магистральной сети, соответствующий включению схемы, определяет  $k_{м.нач}$  (20), а последующие — выражение для  $k_{м}$  (29). Расчеты по уравнениям (16)–(36) следует производить до установившегося циклического режима, когда поведение функций на интервале  $t_0 + nT_{п.н} - t_0 + (n+1)T_{п.н}$  будет аналогичным поведению на интервале  $t_0 + (n+1)T_{п.н} - t_0 + nT_{п.н}$ . Последняя расчетная величина  $k_{м}$ , полученная из выражения (29), и будет так называемым «установившимся» коэффициентом модуляции.

Эксперименты с реальными системами импульсного электропитания и расчеты по уравнениям (1)–(36), приведенные авторами, показали следующее:

1. Математическое описание рассмотренной схемы ИИВП уравнениями (1)–(10) дает погрешность не более 2% для всех переменных параметров и для коэффициента модуляции  $k_{м}$ .

2. Погрешность определения величины  $k_{м}$  в соответствии с математическим описанием ИИВП упрощенными уравнениями (11)–(15), не превышает 5%.

3. Время подготовки программы и расчета на ЦВМ одного варианта по упрощенным уравнениям с учетом аналитически полученных решений в 15–20 раз меньше времени подготовки программы и расчета по полным уравнениям.

4. При соотношениях  $\frac{C_{п.н}}{C_{н.н}} \left( \frac{u_{п.нм}}{u_{нм}} \right)^2 \geq 5$ ,  $\frac{L_{п.н}}{r_{п.н}} \geq 6$  и мощности магистрального генератора более, чем в 6 раз превышающей среднечастотную мощность ИИВП, величина «установившегося» коэффициента модуляции напряжения генератора  $k_{м}$  не превышает 1% при любых параметрах стационарной нагрузки. При этом к. п. д. ИИВП составляет около 0,9.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гарбер И. С. Магнитные импульсные модуляторы. М., «Советское радио», 1964.
2. Маршак И. С., Жильцов В. П., Шукин Л. И. О предельной частоте всплеск импульсных ламп. — «Светотехника», 1961, № 11.
3. Жильцов В. П. Зарядная цепь с промежуточным емкостным накопителем для питания мощных высокочастотных импульсных ламп. — «Светотехника», 1963, № 7.
4. Белостоцкий Б. Р., Любавский Ю. В., Овчинников В. М. Основы лазерной техники. М., «Советское радио», 1972.
5. Уравнения импульсного электромашинного источника с емкостным накопителем в ортогональных осях  $d, q$ . — «Электротехника», 1971, № 4. Авт.: Бертинов А. И., Мизюрин С. Р., Резников О. Б., Чорба В. Р.
6. Электрические системы. Под ред. В. А. Веникова, т. II, М., «Высшая школа», 1971, 438 с.
7. Деч Г. Руководство к практическому применению преобразования Лапласа. М., Физматгиз, 1958.

[27.9.1973]

# Особенности совместного управления статорными и роторными цепями тиристорных регулируемых асинхронных электроприводов

Кандидаты техн. наук БРАСЛАВСКИЙ И. Я., ЗУБРИЦКИЙ О. Б.,  
инж. КИРПИЧНИКОВ Ю. А.

Уральский политехнический институт им. С. М. Кирова

Использование тиристорных систем фазового управления асинхронными двигателями при введении обратных связей по скорости обеспечивает плавное регулирование скорости асинхронных электроприводов в широком диапазоне и необходимую жесткость механических регулировочных характеристик [Л. 1]. В этом случае регулирование осуществляется за счет изменения угла открытия тиристорov  $\alpha$ , т. е. изменения 1-й гармоники подводимого к статору напряжения  $U_1$ . Однако такой параметрический способ регулирования скорости (фазовое управление) приводит к большим роторным потерям при низких скоростях.

Регулирование скорости двигателей с фазовым ротором можно осуществлять также за счет изменения добавочного сопротивления в цепи ротора  $R_{доб}$ . Плавность изменения  $R_{доб}$  можно обеспечить применением управляемых тиристорных коммутаторов в роторе, когда значение эквивалентного добавочного сопротивления определяется относительным временем проводящего состояния тиристорov коммутатора  $\gamma$  [Л. 2 и 3]. Реостатное управление осуществляется при неизменном (номинальном) напряжении питания статорных цепей, что не позволяет наиболее полно использовать преимущества двигателей с фазовым ротором.

Дальнейшее развитие и совершенствование тиристорных регулируемых асинхронных электроприводов может быть достигнуто при совместном (комбинированном) воздействии с помощью тиристорных устройств на статорные и роторные цепи асинхронных двигателей с фазовым ротором.

Совместное управление (рис. 1) представляет собой сочетание двух способов параметрического управления асинхронным двигателем: с помощью тиристорного регулятора напряжения (ТРН) осуществляется изменение напряжения  $U_1$ , а при изменении  $\gamma$  — плавное регулирование  $R_{доб}$ . Такой способ управления (при наличии двух каналов воздействия на двигатель) позволяет при регулировании скорости наилучшим образом перераспределить потери между двигателем и добавочным сопротивлением в роторной цепи.

При использовании совместного управления целесообразно поставить задачу выбора таких пара-

метров электропривода ( $U_1$  и  $R_{доб}$ ), которые обеспечивали бы минимально возможные потери в двигателе при заданных координатах рабочей точки электропривода — моменте  $M$  и скольжении  $s$ . Очевидно, при параметрическом регулировании скорости потери скольжения однозначно определяются координатами рабочей точки, поэтому отсутствуют возможности существенного увеличения к. п. д. электропривода. Однако при совместном управлении, обеспечивающем минимальные потери в двигателе, оказывается возможным реализовать регулирование скорости в широком диапазоне практически без завышения габаритной мощности асинхронных двигателей с фазовым ротором, в частности крановых и металлургических двигателей серий МТ, МТВ, МТМ мощностью от 2,2 до 100 кВт.

Найдем законы изменения параметров управления  $U_1$  и  $R_{доб}$  в зависимости от заданных значений момента  $M$  и скольжения  $s$ , обеспечивающие минимум потерь в двигателе при совместном управлении. В общем случае потери в двигателе при тиристорном управлении статорными и роторными цепями определяются следующими составляющими: потерями в меди статора и ротора от 1-й гармоники тока, потерями в стали статора и ротора от 1-й гармоники напряжения, потерями в этих же цепях от высших гармоник тока и напряжения. Главенствующую роль в общих потерях играют потери в меди обмоток статора и ротора от 1-й гармоники тока. Некоторое значение при параметрическом регулировании приобретают потери в стали статора, которые не остаются постоянными из-за изменения подводимого напряжения  $U_1$ . Учет потерь в стали ротора от основной гармоники может оказаться необходимым только при глубоком регулировании скорости, при существенной частоте э. д. с. в роторе ( $s=0,8—1,0$ ), но и в этом случае их величина не превысит потерь в стали статора. Учет высших гармоник может увеличить суммарные потери примерно на 5%.

Таким образом, рассмотрение всех составляющих потерь двигателя не изменит существенно суммарных потерь, однако значительно затруднит отыскание параметров  $U_1$  и  $R_{доб}$ , минимизирующих эту величину. С другой стороны, учет всех составляющих потерь может лишь несколько изменить значение экстремума потерь в функции  $U_1$  и  $R_{доб}$ , но не может сколь-нибудь существенно повлиять на значения  $U_1$  и  $R_{доб}$ , при которых достигается этот экстремум. Поэтому при приближенных расчетах целесообразно минимизировать в функции  $U_1$  и  $R_{доб}$  потери в меди обмоток статора и ротора двигателя от 1-й гармоники тока, а также принимать в расчет потери в стали статора от 1-й гармоники напряжения.

Итак, потери в меди асинхронного электропривода

$$\Delta P_m = 3I_1^2 r_1 + 3I_2^2 R'_2, \quad (1)$$

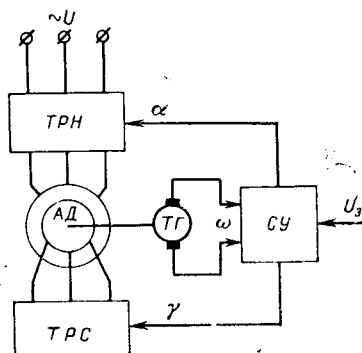


Рис. 1. Система совместного управления асинхронным двигателем.

ТРН — тиристорный регулятор напряжения; ТРС — тиристорный регулятор сопротивления; СУ — система управления;  $U_z$  — напряжение задания.



где  $I_1, I'_2$  — ток статора и приведенный ток ротора;  $r_1, R'_2$  — активное сопротивление обмотки статора и приведенное активное сопротивление роторной цепи. Здесь

$$R'_2 = r'_2 + R'_{2\text{доб}},$$

где  $r'_2$  — приведенное активное сопротивление обмотки ротора.

Для Т-образной схемы замещения асинхронного двигателя без учета активного сопротивления ветви намагничивания имеем [Л. 4]:

$$I_1 = \frac{I'_2}{\sigma}, \quad (2)$$

где

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{c_2^2 + \left(\frac{R'_2}{x_0 s}\right)^2}};$$

$$c_2 = 1 + \frac{x'_2}{x_0},$$

$x_0, x'_2$  — индуктивное сопротивление ветви намагничивания и приведенное индуктивное сопротивление обмотки ротора.

Подставим (2) в (1) и выразим потери через заданные значения момента  $M$ , скольжения  $s$  и активного сопротивления роторной цепи  $R'_2$ :

$$\Delta P_m = 3(I'_2/\sigma)^2 r_1 + 3I'^2_2 R'_2. \quad (3)$$

После подстановки в (3) равенства

$$3I'^2_2 R'_2 = M\omega_0 s$$

и соответствующих преобразований получим формулу для определения потерь в меди привода, которые иногда называют электрическими, при любых значениях момента и скольжения:

$$\Delta P_m = \frac{a_1 Ms}{R'_2} + \frac{b_1 MR'_2}{s} + M\omega_0 s, \quad (4)$$

где  $a_1, b_1$  — конструктивные постоянные коэффициенты;

$$a_1 = r_1 c_2^2 \omega_0; \quad b_1 = r_1 \frac{\omega_0}{x_0^2};$$

$\omega_0$  — синхронная скорость вращения двигателя, рад/сек.

Очевидно, первые два слагаемых в (4) представляют собой электрические потери в обмотках статора  $\Delta P_{м1}$ , а третье слагаемое — потери в роторной цепи двигателя  $\Delta P_{м2}$ , т. е.

$$\Delta P_{м1} = 3I'^2_1 r_1; \quad (5)$$

$$\Delta P_{м2} = 3I'^2_2 R'_2. \quad (6)$$

Определим потери в стали статора  $\Delta P_{с1}$ , которые при изменении питающего напряжения  $U_1$  являются переменной величиной и определяются при неизменной частоте напряжения сети следующим образом:

$$\Delta P_{с1} = \Delta P_{с1н} \left(\frac{\Phi}{\Phi_n}\right)^2, \quad (7)$$

где  $\Delta P_{с1н}$  — номинальные потери в стали статора;  $\Phi, \Phi_n$  — соответственно текущее и номинальное значения магнитного потока двигателя.

Магнитный поток двигателя [Л. 5]

$$\Phi_m = \frac{1}{c f_{1н}} \sqrt{\frac{\omega_0}{m_1} \left( x'^2_2 \frac{s}{R'_2} + \frac{R'_2}{s} \right)} M, \quad (8)$$

где  $c = 4,44 k_{об1} \omega_1$ ;  $k_{об1}$  — обмоточный коэффициент статора;  $\omega_1$  — число последовательно соединенных витков обмотки статора.

Подставляя (8) в (7), получаем:

$$\Delta P_{с1} = \Delta P_{с1н} \frac{x'^2_2 \frac{s}{R'_2} + \frac{R'_2}{s}}{x'^2_2 \frac{s_{н}}{R'_{2н}} + \frac{R'_{2н}}{s_{н}}} \frac{M}{M_{н}}. \quad (9)$$

После преобразований получим:

$$\Delta P_{с1} = \frac{a_2 Ms}{R'_2} + \frac{b_2 MR'_2}{s}, \quad (10)$$

где постоянные коэффициенты

$$a_2 = \frac{r'_2 x'^2_2 s_{н} \Delta P_{с1н}}{(x'^2_2 s_{н}^2 + R'^2_2) M_{н}} = \text{const};$$

$$b_2 = \frac{r'_2 s_{н} \Delta P_{с1н}}{(x'^2_2 s_{н}^2 + R'^2_2) M_{н}} = \text{const}.$$

Формулы (4) и (10) дают возможность отыскать оптимальное значение регулируемого активного сопротивления  $R'_2$ , при котором сумма электрических потерь (4) и магнитных потерь (10) будет минимальной в любой рабочей точке электропривода. Однако, как указывалось, целесообразно минимизировать суммарные потери не во всем электроприводе, а только в двигателе, так как они определяют степень нагрева его обмоток, а следовательно, и габаритную мощность двигателя. Для этого из (4) определим электрические потери непосредственно в обмотках асинхронного двигателя:

$$\Delta P_{м.д} = \frac{a_1 Ms}{R'_2} + \frac{b_1 MR'_2}{s} + M\omega_0 s \frac{r'_2}{R'_2}. \quad (11)$$

Суммарные электромагнитные потери, определяющие нагрев двигателя:

$$\Delta P_{эм.д} = \Delta P_{м.д} + \Delta P_{с1}$$

или согласно (10) и (11)

$$\Delta P_{эм.д} = \frac{a_1 Ms}{R'_2} + \frac{b_1 MR'_2}{s} + M\omega_0 s \frac{r'_2}{R'_2} + \frac{a_2 Ms}{R'_2} + \frac{b_2 MR'_2}{s}. \quad (12)$$

Минимум потерь в обмотках и стали статора двигателя в функции  $R'_2$  может быть найден обычными способами, т. е. при равенстве нулю производной:

$$\frac{\partial \Delta P_{эм.д}}{\partial R'_2} = 0.$$

Для этого случая

$$-\frac{a_1 Ms}{R'^2_2} + \frac{b_1 M}{s} - \frac{\omega_0 r'_2 Ms}{R'^2_2} - \frac{a_2 Ms}{R'^2_2} + \frac{b_2 M}{s} = 0. \quad (13)$$

Из (13) найдем

$$R'_{2\text{опт}} = k_{1эм} s, \quad (14)$$

где

$$k_{1эм} = \sqrt{\frac{a_1 + a_2 + \omega_0 r'_2}{b_1 + b_2}} = \text{const}. \quad (15)$$

Напряжение на статоре  $U_1$ , соответствующее работе двигателя с заданными  $M$  и  $s$  при выбранном по (14) значении  $R'_2$ , можно определить, воспользовавшись выражением для момента трехфазного асинхронного двигателя, полученном на основе Т-образной схемы замещения:

$$U_1 = \sqrt{k_{2\text{эм}} M}, \quad (16)$$

где

$$k_{2\text{эм}} = \frac{\omega_0 [(r_1 + c_1 k_{1\text{эм}})^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2]}{m_1 k_{1\text{эм}}} = \text{const};$$

$$c_1 = 1 + \frac{x_1}{x_0}.$$

Если подставить в (12) значение  $R'_{2\text{опт}}$ , полученное из (14), то выражение для электромагнитных потерь в двигателе приобретает следующий вид:

$$\Delta P_{\text{эм.д}} = k_{3\text{эм}} M, \quad (17)$$

где

$$k_{3\text{эм}} = \frac{a_1 + a_2 + \omega_0 r'_2}{k_{1\text{эм}}} + (b_1 + b_2) k_{1\text{эм}} = \text{const}.$$

Выражения (14), (16) и (17) позволяют выявить следующие характерные особенности совместного управления по минимуму потерь в двигателе: приведенное сопротивление роторной цепи  $R'_2$  определяется только скольжением двигателя и не зависит от момента, а 1-я гармоника питающего напряжения  $U_1$  и потери в двигателе  $\Delta P_{\text{эм.д}}$  — только моментом двигателя и не зависят от скольжения.

По (11) можно определить оптимальные значения параметров  $R'_2$  и  $U_1$ , доставляющих минимум электрических потерь в меди обмоток статора и ротора. В этом случае параметры управления и потери определяются по формулам:

$$R'_{2\text{опт}} = k_{1\text{мс}}, \quad (18)$$

где

$$k_{1\text{мс}} = \sqrt{\frac{a_1 + \omega_0 r'_2}{b_1}} = \text{const};$$

$$U_1 = \sqrt{k_{2\text{эм}} M}, \quad (19)$$

где

$$k_{2\text{эм}} = \frac{\omega_0 [(r_1 + c_1 k_{1\text{мс}})^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2]}{m_1 k_{1\text{мс}}} = \text{const};$$

$$\Delta P_{\text{эм.д}} = k_{3\text{эм}} M, \quad (20)$$

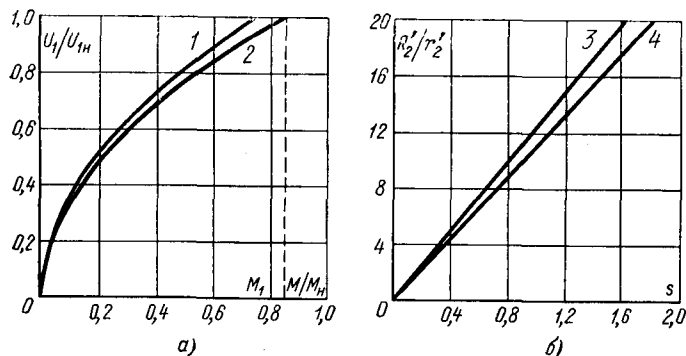


Рис. 2. Зависимости напряжения на статоре от момента (а) и сопротивления роторной цепи от скольжения (б) при совместном управлении асинхронным двигателем МТ 012-6 и условии минимальных потерь в двигателе.

1, 3 — без учета потерь в стали; 2, 4 — с учетом потерь в стали.

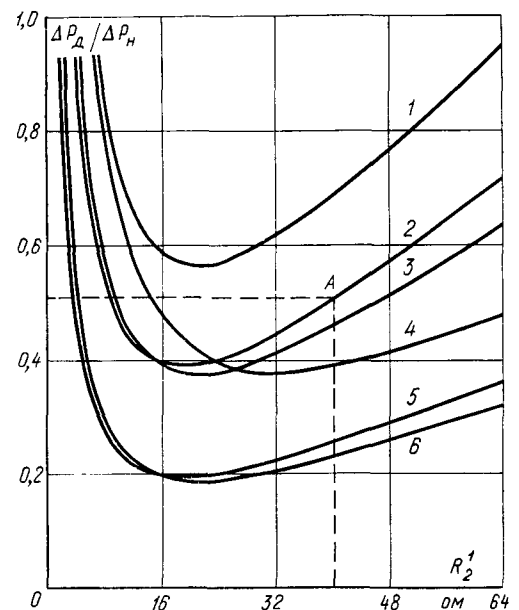


Рис. 3. Зависимости потерь в асинхронном двигателе МТ 012-6.

$$\Delta P_{\text{м.д}}/\Delta P_{\text{м.н}} = f(R'_2)$$

1 —  $M=0,6M_n$ ,  $s=0,4$ ; 3 —  $M=0,4M_n$ ,  $s=0,4$ ; 4 —  $M=0,4M_n$ ,  $s=0,6$ ; 6 —  $M=0,2M_n$ ,  $s=0,4$ ;

$$\Delta P_{\text{эм.д}}/\Delta P_{\text{эм.н}} = f(R'_2)$$

2 —  $M=0,4M_n$ ,  $s=0,4$ ; 5 —  $M=0,2M_n$ ,  $s=0,4$ ; т. А —  $\Delta P_{\text{эм.д}}/\Delta P_{\text{эм.н}}$  при реостатном управлении ( $U_1/U_{1\text{н}}=1$ ).

где

$$k_{3\text{эм}} = \frac{a_1 + \omega_0 r'_2}{k_{1\text{мс}}} + b_1 k_{1\text{мс}} = \text{const}.$$

Аналогично из (10) можно найти параметры электропривода, обеспечивающие минимум потерь в стали статора. Несмотря на то, что при минимизации по разным видам потерь параметры совместного управления принимают различные значения, они всегда подчиняются характерным особенностям этого вида управления. Анализ оптимальных параметров  $R'_2$  и  $U_1$ , доставляющих минимум  $\Delta P_{\text{эм.д}}$  или  $\Delta P_{\text{м.д}}$ , показывает, что их значения отличаются несущественно, что позволяет в ряде случаев выбирать параметры управления только по минимуму величины  $\Delta P_{\text{м.д}}$ . Для иллюстрации этого положения на рис. 2 приведены кривые  $U_1=f(M)$  и  $R'_2=f(s)$  для двигателя МТ 012-6 при оптимизации параметров с учетом и без учета потерь в стали статора.

Для оценки потерь в зависимости от выбранных значений  $R'_2$  и  $U_1$  на рис. 3 приведены рассчитанные для двигателя МТ012-6 относительные потери для четырех рабочих точек. Кривые подтверждают, что рассчитанные по (14), (16), (18) и (19) параметры управления действительно обеспечивают минимум потерь в двигателе. Из рис. 3 видно, что можно использовать параметры управления ( $R'_2$  и  $U_1$ ), найденные по минимуму  $\Delta P_{\text{м.д}}$ . Действительно магнитные потери составляют небольшую долю в суммарных потерях машины и поэтому несущественно увеличивают значение минимума функции  $\Delta P_{\text{м.д}}=f(R'_2, U_1)$ , т. е. минимум функции  $\Delta P_{\text{эм.д}}=f(R'_2, U_1)$  несущественно отличается от ее значения, полученного при подстановке  $R'_2$  и  $U_1$ , определенных из условия обеспечения минимума функции  $\Delta P_{\text{м.д}}=f(R'_2, U_1)$ .

Представляет интерес сравнение энергетических показателей совместного управления с другими способами параметрического регулирования скорости асинхронных двигателей, в частности с реостатным и с фазовым управлением. В первую очередь, целесообразно выявить электромагнитные потери в самом двигателе при различных способах регулирования, расчет которых для совместного управления проводится по (17), а для реостатного и фазового управления по выражениям:

$$\Delta P_{\text{эм.д. (ру)}} = \left( \omega + \frac{a_1 + a_2}{r'_2} \right) M s_e + (b_1 + b_2) \frac{r'_2}{s_e} M, \quad (21)$$

где  $s_e$  — скольжение на естественной характеристике двигателя, соответствующее моменту  $M$ ;

$$\Delta P_{\text{эм.д. (фу)}} = \left( \omega_0 + \frac{a_1 + a_2}{r'_2} \right) M s + (b_1 + b_2) \frac{r'_2}{s} M. \quad (22)$$

Для иллюстрации на рис. 4 приведены зависимости потерь в двигателе МТ 012-6 при различных способах регулирования. Кривые показывают, что во всем диапазоне изменения момента потери в двигателе при совместном управлении не превышают потерь при реостатном управлении и значительно меньше, чем потери при фазовом управлении. При некотором моменте  $M_1$  (рис. 4) потери в двигателе при совместном и реостатном управлении равны друг другу. Это такой момент, для реализации которого при совместном управлении к двигателю нужно приложить номинальное напряжение  $U_1 = U_{1н}$  (рис. 2), что и соответствует режиму реостатного управления. Значение  $M_1$  зависит от конструктивных параметров двигателя и для различных типов двигателей, как правило, составляет (0,75—0,9)  $M_n$ .

Если момент нагрузки больше  $M_n$ , то для реализации совместного управления по минимуму потерь к двигателю необходимо приложить напряжение  $U_1 > U_{1н}$ , в противном случае при  $U_1 = U_{1н}$  и  $M > M_1$  можно осуществить только реостатное управление. Как показывает анализ кривых рис. 4, наиболее существенно преимущества совместного управления по сравнению с реостатным проявляются при  $M < M_1$ . Очевидно, в реальных приводах, особенно при глубоком регулировании скорости, всегда имеет место именно такое соотношение моментов, потому что из-за ухудшения условий теплоотдачи на низких скоростях (для двигателей с самовентиляцией) приходится завышать номинальный момент двигателя по сравнению с моментом нагрузки, хотя при совместном управлении потери в двигателе (которые не зависят от скольжения) даже при моменте нагрузки, равном номинальному, не превышают допустимых (рис. 4).

Проанализируем к. п. д.  $\eta$  при совместном управлении, когда выбранные значения  $R'_2$  и  $U_1$  доставляют минимум электромагнитных потерь в двигателе:

$$\eta = \frac{P_2}{P_1}, \quad (23)$$

где  $P_2 = P_{\text{мех}} - \Delta P_{\text{мех}} - \Delta P_{\text{доб}}$  — полезная мощность на валу двигателя;  $P_{\text{мех}} = M \omega_0 (1-s)$  — механиче-

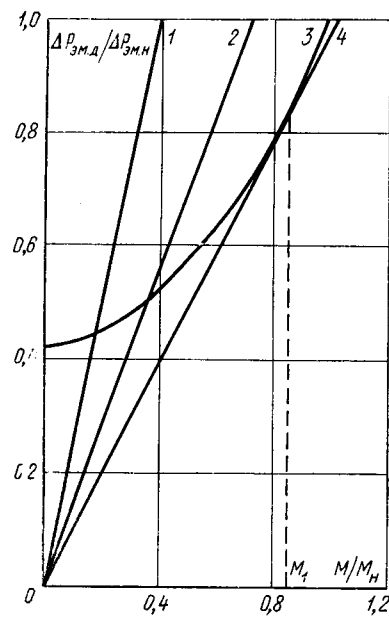


Рис. 4. Зависимости электромагнитных потерь в асинхронном двигателе МТ 012-6 при различных способах управления. 1 ( $s=0,4$ ), 2 ( $s=0,2$ ) — фазовое управление при  $R_{\text{доб}}=0$ ; 3 — реостатное управление; 4 — совместное управление.

ская мощность двигателя;  $\Delta P_{\text{мех}} = k_{\text{мех}} P_{2н} \frac{1-s}{1-s_n}$  — потери на трение и вентиляцию двигателя;  $k_{\text{мех}}$  — коэффициент механических потерь при номинальной скорости вращения двигателя;  $P_{2н}$ ,  $s_n$  — номинальная мощность и скольжение двигателя; активная потребляемая мощность

$$P_1 = P_{\text{мех}} + \Delta P_{M1} + \Delta P_{M2} + \Delta P_{c1}. \quad (24)$$

После подстановки в (24) значений составляющих  $P_1$  из (5), (6) и (10) и несложных преобразований получим при совместном управлении:

$$P_1 = k_p M, \quad (25)$$

где

$$k_p = \omega_0 + \frac{a_1 + a_2}{k_{1эм}} + k_{1эм} (b_1 + b_2) = \text{const.}$$

Как следует из (25), активная мощность, потребляемая двигателем из сети при совместном управлении, линейно зависит от момента двигателя.

Для сравнения на рис. 5 приведены значения к. п. д. для совместного, реостатного и фазового

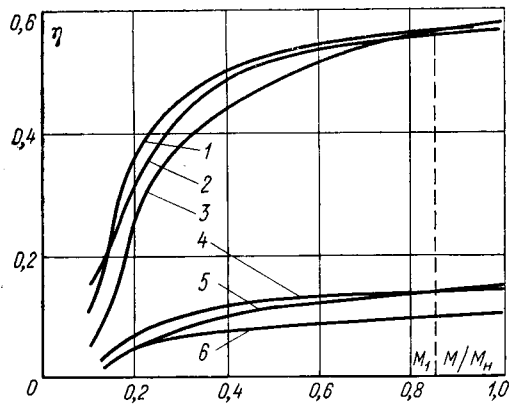


Рис. 5. Зависимости к. п. д. от момента при различных способах управления двигателем МТ 012-6. 1 ( $s=0,2$ ), 4 ( $s=0,8$ ) — совместное управление; 2 ( $s=0,2$ ), 6 ( $s=0,8$ ) — фазовое управление; 3 ( $s=0,2$ ), 5 ( $s=0,8$ ) — реостатное управление.

управлений. Как видно из рисунка, энергетические показатели совместного управления выше, чем при других способах параметрического регулирования скорости асинхронных двигателей, если момент нагрузки меньше  $M_1$ .

Таким образом, при регулировании скорости асинхронных двигателей с фазовым ротором совместное управление является более предпочтительным в реальной зоне изменения моментов нагрузки как по энергетическим показателям, так и по величине потерь в самой машине, что определяет значение установленной мощности двигателя.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шубенко В. А., Браславский И. Я. Тиристорный асинхронный электропривод с фазовым управлением. М., «Энергия», 1972.
2. Импульсный регулируемый электропривод с фазными электродвигателями. М., «Энергия», 1972, Авт.: Шикуть Э. В., Крайцберг М. И., Фукс П. А., Газганов А. Э.
3. Соколов М. М., Данилов П. Е. Асинхронный электропривод с импульсным управлением в цепи выпрямленного тока ротора. М., «Энергия», 1972.
4. Петров Г. Н. Электрические машины. М., Госэнергоиздат, 1940.
5. Булгаков А. А. Частотное управление асинхронными электродвигателями. М., «Наука», 1966.

[7.6.1974]

УДК 62-83:621.313.333

## Асинхронный каскадный электропривод с автономным питанием

Доктор техн. наук, проф. САНДЛЕР А. С., инж. ФРОЛОВ Э. М.

Московский энергетический институт

В настоящее время находит применение сравнительно тихоходный регулируемый электропривод переменного тока с автономным питанием для механизмов большой мощности с вентиляторной нагрузкой. Известны каскадные электроприводы переменного тока, в которых реализация энергии скольжения асинхронного двигателя осуществляется посредством управляемых вентильных преобразователей и машин переменного тока [Л. 1—4]. Обладая рядом положительных качеств, эти электроприводы имеют и недостатки: сложность и невысокая надежность схем управления вентильными преобразователями; наличие высших гармонических в кривых напряжения и тока асинхронных двигателей, обусловленных использованием управляемых вентилей.

Эти недостатки могут быть устранены при использовании вместо управляемых вентильных преобразователей неуправляемого выпрямителя и машины постоянного тока. При этом к машине постоянного тока не предъявляется особых требований, так как обычно она устанавливается совместно с турбогенераторной установкой в машинном помещении.

Принципиальная электрическая схема такого привода приведена на рис. 1,а. Установка включа-

ет в себя асинхронный двигатель АД, приводящий в движение механизм В, синхронный генератор СГ, вращаемый турбиной Т, неуправляемый выпрямитель НВ, сглаживающий дроссель СД, машину постоянного тока МПТ и редуктор Р. Необходимость в использовании редуктора объясняется целесообразностью применения быстроходной турбогенераторной установки с целью уменьшения ее массы и повышения энергетических показателей при ограниченной максимальной скорости МПТ.

Электропривод может быть выполнен либо в контактном варианте (рис. 1,а), либо в бесконтактном (рис. 1,б), причем в последнем случае исполнение двигательной установки может быть либо двухкорпусным с непосредственным соединением обмоток роторов асинхронных двигателей 1АД и 2АД, либо однокорпусным в виде совмещенного двигателя.

Ниже рассматривается только вариант электропривода по схеме рис. 1,а. Принцип работы схемы заключается в следующем. Механическая энергия турбины Т, преобразованная синхронным генератором СГ в электрическую, подводится к асинхронному двигателю АД, где частично в виде механической отдается на вал механизма В, а частично с помощью неуправляемого выпрямителя НВ преобразуется в энергию постоянного тока, подводится к якорию МПТ и затем в виде механической энергии возвращается на вал турбины Т. Управление АД может осуществляться одновременно по каналам возбуждения СГ и МПТ, что делает его весьма гибким, позволяя регулировать как скорость АД, так и его перегрузочную способность.

При выводе математических выражений, описывающих работу каскада, учтены параметры всех электрических машин, входящих в схему, и приняты следующие допущения: скорость вращения турбины Т постоянна; напряжение, подведенное к статору АД, синусоидально; индуктивность СД бесконечно велика.

Известно [Л. 3], что при работе неуправляемой трехфазной мостовой схемы в зависимости от тока нагрузки могут иметь место три режима.

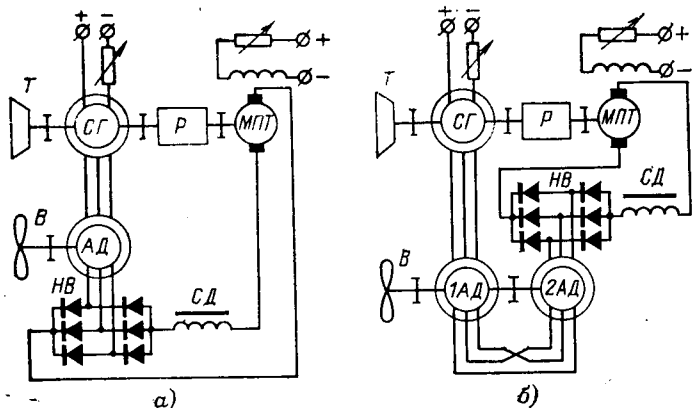


Рис. 1. Принципиальные схемы электропривода.  
а — контактный вариант; б — бесконтактный вариант.

Первый режим

$$U_{дp} = E_{d0} - 0,955x_{п}I_d \quad (1)$$

при

$$0 \leq I_d \leq 0,262 \frac{E_{d0}}{x_{п}} \quad (2)$$

Второй режим

$$U_{дp} = 0,866 \sqrt{E_{d0}^2 - 3,65(x_{п}I_d)^2} \quad (3)$$

при

$$0,262 \frac{E_{d0}}{x_{п}} \leq I_d \leq 0,454 \frac{E_{d0}}{x_{п}} \quad (4)$$

Третий режим

$$U_{дp} = 1,732(E_{d0} - 1,652x_{п}I_d) \quad (5)$$

при

$$0,454 \frac{E_{d0}}{x_{п}} \leq I_d \leq 0,605 \frac{E_{d0}}{x_{п}} \quad (6)$$

Необходимо отметить, что выражение  $0,605 \frac{E_{d0}}{x_{п}}$  является асимптотой тока  $I_d$  при  $s \rightarrow \infty$ . Выражения электрохимических характеристик каскада, представляющих зависимость  $I_d(s)$ , могут быть получены из равенства:

$$U_d = E_{МПТ} + I_d(r_{я} + r_{дp}), \quad (7)$$

где

$$U_d = U_{дp}s - 2\Delta U_{в} - 2r_{п}I_d. \quad (8)$$

Зависимость электромагнитного момента АД от выпрямленного тока определяется выражением:

$$M \approx \frac{U_{дp}I_d}{\omega_0}. \quad (9)$$

Найдем максимальный длительно допустимый момент АД при работе его на верхней характеристике ( $E_{d0} = E_{d0н}$ ,  $E_{МПТ} = 0$ ). Известно, что при этих условиях НВ работает в первом режиме даже при нагрузках АД, значительно превышающих номинальную. При этом зависимость  $I_2(I_d)$  определяется выражением [Л. 4]:

$$I_2 = \sqrt{\frac{2}{3} - \frac{\gamma}{3\pi}} I_d, \quad (10)$$

где

$$\gamma = \arccos \left( 1 - 1,91 \frac{x_{п}I_d}{E_{d0}} \right). \quad (11)$$

Ток  $I_d$ , соответствующий номинальному току ротора АД, может быть найден совместным решением уравнений (10) и (11).

Расчеты, проведенные для конкретной каскадной установки (Т—СГ—турбогенератор типа Т2Б-1,5—2:  $P_{2н} = 1500$  кВт;  $U_{н} = 6300$  в;  $n_{н} = 3000$  об/мин;  $\cos \varphi_{н} = 0,8$ ;  $\eta_{н} = 94,7\%$ ; АД—асинхронный двигатель типа АН-15-44-8:  $P_{2н} = 1250$  кВт;  $U_{1н} = 6000$  в;  $n_{н} = 740$  об/мин;  $\cos \varphi_{н} = 0,87$ ;  $\eta_{н} = 94,2\%$ ; неуправляемый выпрямитель НВ составлен из вентилей типа В-320:  $\Delta U_{в} \leq 0,75$  в; СД—капотный реактор типа ФРОС-1000:  $I_{н} = 1000$  а;  $\Delta P_{н} = 1700$  вт;  $L = 2,5$  мГн; МПТ—двигатель типа П112:  $P_{2н} = 200$  кВт;  $U_{н} = 220$  в;  $n_{н} = 1500$  об/мин;  $\eta_{н} = 91\%$ ), дали следующее значение:

$$I_{d\max}^0 \approx 1,07.$$

Момент АД при этом токе

$$M_{\max}^0 \approx 0,865.$$

Соответствующее значение скольжения

$$s \approx 0,02175.$$

Следовательно, переход от естественной схемы включения АД к каскадной приводит к снижению длительно допустимого момента примерно на 13,5% и «верхней» скорости примерно на 1%.

При вентиляторной нагрузке зависимость  $M_c(s)$  может быть записана так:

$$M_c = a(1-s)^2, \quad (12)$$

где  $a$  — постоянный коэффициент.

Известно [Л. 3], что в этом случае максимум мощности скольжения имеет место при  $s = 1/3$ . Величина этого максимума в рассматриваемой схеме составляет примерно 13,7% номинальной мощности АД.

Максимальная мощность, подводимая к якору МПТ, определяется выражением:

$$P_{МПТ\max} = P_{s\max} - \Delta P_1, \quad (13)$$

где

$$\Delta P_1 = I_d^2(2r_{п} + r_{дp}) \cdot 10^{-3}. \quad (14)$$

Наименьшее значение  $P_{МПТ\max}$  будет, очевидно, если при  $s = 1/3$ :

$$I_d = I_{d\max}. \quad (15)$$

При этом в рассматриваемом примере с указанными выше параметрами

$$P_{МПТ\max} \approx 0,116P_{2АДн}.$$

Покажем, что соблюдение условия (15) приводит к совпадению максимальной мощности на якоре МПТ с ее габаритной мощностью, определяемой произведением наибольшего напряжения на якоре на максимальный длительно допустимый ток  $I_{d\max}$ . Напряжение на якоре МПТ определяется выражением:

$$U_{МПТ} = U_d - I_d r_{дp} = E_{МПТ} + I_d r_{я}. \quad (16)$$

Приравняв (7) и (8), получаем:

$$U_{дp} = \frac{1}{s}(E_{МПТ} + 2\Delta U_{в} + I_d r_{я}). \quad (17)$$

Подставляя значение  $U_{дp}$  из (17) в (9) и приравняв (9) и (12), получаем:

$$E_{МПТ} = \frac{a\omega_0}{I_d}(1-s)^2 s - I_d r_{я} - 2\Delta U_{в}. \quad (18)$$

Подстановка (18) в (16) дает выражение:

$$U_{МПТ} = \frac{a\omega_0}{I_d}(1-s)^2 s - I_d(2r_{п} + r_{дp}) - 2\Delta U_{в}. \quad (19)$$

Анализ формулы (19) показывает, что  $U_{МПТ}$  имеет максимум при  $s = 1/3$ . При соблюдении условия (15) габаритная мощность МПТ определяется произведением  $U_{МПТ}$  на  $I_{d\max}$  при  $s = 1/3$ . Учитывая, что номинальный к. п. д. МПТ мощностью 100—1000 кВт лежит в пределах 89—95%, минимально возможное значение номинальной мощности МПТ составляет 10—12% номинальной мощности АД.

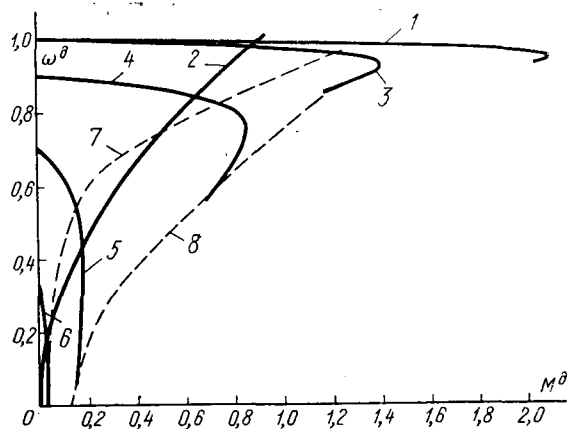


Рис. 2. Механические характеристики каскада.

1 — естественная характеристика АД; 2 — вентиляторная характеристика нагрузки; 3 — характеристика каскада при  $E_{d0}^{\delta} = 1$  и  $E_{МПТ}^{\delta} = 0$ ; 4 — характеристика каскада при  $E_{d0}^{\delta} = 0,779$  и  $E_{МПТ}^{\delta} = 0,0765$ ; 5 — характеристика каскада при  $E_{d0}^{\delta} = 0,354$  и  $E_{МПТ}^{\delta} = 0,104$ ; 6 — характеристика каскада при  $E_{d0}^{\delta} = 0,159$  и  $E_{МПТ}^{\delta} = 0,104$ ; 7 — границная линия первого и второго режимов работы НВ; 8 — границная линия второго и третьего режимов работы НВ.

Подставляя выражение  $U_{дв}$  из (1), (3) или (5) (в зависимости от режима работы НВ) и выражение  $E_{МПТ}$  из (18) в формулу (17), можно получить зависимость  $E_{d0}(s)$ , используя которую нетрудно получить необходимый закон регулирования напряжения, подводимого к статору АД.

Для наиболее характерного первого режима работы НВ зависимость  $E_{d0}(s)$  выглядит так:

$$E_{d0} = \frac{\alpha \omega_0}{I_d} (1 - s)^2 + 0,955 x_{\Sigma} I_d. \quad (20)$$

Применяемый обычно в каскадных установках закон изменения напряжения, подводимого к статору АД,

$$U_{1АД} \equiv \omega,$$

обеспечивающий постоянство перегрузочной способности АД при вентиляторной нагрузке, требует использования МПТ с номинальной мощностью примерно 25% номинальной мощности АД, что приблизительно в 2,2 раза больше минимально возможной ее величины.

При скольжениях  $1/3 < s < 1$  поддерживать ток  $I_d$  на номинальном уровне нецелесообразно, так как при уменьшающейся нагрузке это приводит к заметному снижению энергетических показателей (к. п. д. и коэффициента мощности каскада). Увеличение же э. д. с.  $E_{МПТ}$  с целью снижения тока  $I_d$  приводит к завышению габаритов МПТ. Поэтому в этой зоне скольжений целесообразно э. д. с.  $E_{МПТ}$  поддерживать постоянной на уровне ее значения при  $s = 1/3$  согласно (18). Очевидно, в этом случае регулирование скорости АД обеспечивается изменением тока возбуждения СГ при постоянстве тока возбуждения МПТ.

Выражение (18) может быть использовано для получения зависимости  $I_d(s)$  при  $E_{МПТ} = \text{const}$ .

Имея зависимость  $I_d(s)$ , нетрудно получить закон регулирования  $E_{d0}(s)$ .

Механические характеристики каскада, рассчитанные для вышеупомянутой установки с двигателем 1250 кВт, приведены на рис. 2. На рис. 3 представлены регулировочные, нагрузочные и энергетические характеристики каскада при вентиляторной нагрузке.

Следует отметить, что коэффициент мощности установки при полученных законах регулирования напряжения СГ и э. д. с. МПТ во всем диапазоне изменения скорости АД несколько ниже его номинального коэффициента мощности из-за фазосдвигающего влияния выпрямителя в роторной цепи.

Коэффициент полезного действия каскадной установки подсчитан по формуле:

$$\eta = \frac{P_{2АД}}{P_{2АД} + \Delta P_{\Sigma}}. \quad (21)$$

Расчетная величина к. п. д. каскада с двигателем 1250 кВт при работе АД на максимальной скорости с моментом  $M^{\delta} = 0,865$  составляет приблизительно 85%.

Как видно из рис. 2, жесткость механических характеристик каскада уменьшается по мере снижения скорости АД. Для стабилизации заданной скорости АД при возможных колебаниях момента нагрузки и регулирования его перегрузочной способности целесообразно осуществить замкнутую систему регулирования АД.

**Выводы.** 1. Габаритная мощность МПТ и НВ определяется максимальной мощностью скольжения, при этом с учетом потерь установленная мощность МПТ составляет примерно 10—12% номинальной мощности АД.

2. Скорость АД в пределах:  $0 < s \leq 1/3$  регулируется одновременным уменьшением тока возбуждения СГ и увеличением тока возбуждения МПТ. При  $1/3 \leq s < 1$  регулирование скорости АД осуществляется дальнейшим уменьшением тока возбуждения СГ при постоянстве возбуждения МПТ.

Полученный при этом закон регулирования обеспечивает достаточную перегрузочную способность АД во всем диапазоне.

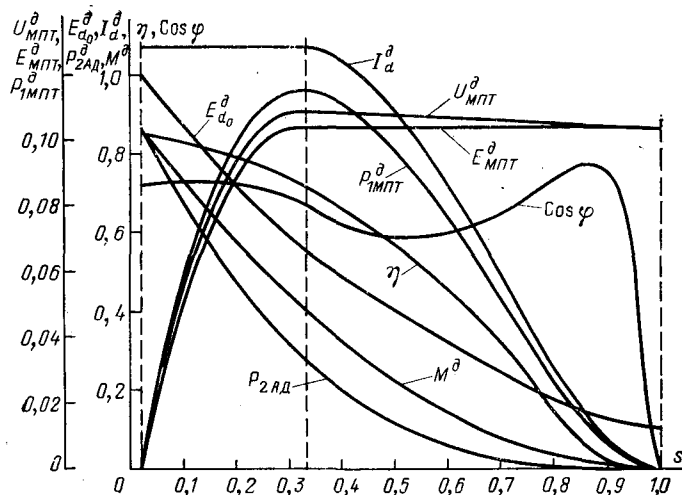


Рис. 3. Регулировочные, нагрузочные и энергетические характеристики каскада при вентиляторной нагрузке.

3. Рассмотренная система электропривода для вентиляторной нагрузки обладает высокими энергетическими показателями.

**Приложение.** Перечень использованных обозначений:

- $E_{d0}$  — среднее напряжение на выходе  $HВ$  при разомкнутой цепи постоянного тока и  $s=1$ ;  $U_{d0}$  — среднее напряжение на выходе  $HВ$  при  $s=1$ ,  $r_n=0$  и  $\Delta U_b=0$ ;  $U_d$  — среднее напряжение на выходе  $HВ$ ;  $\Delta U_b$  — падение напряжения в одном вентиле при прохождении прямого тока;  $E_{МПТ}$ ,  $U_{МПТ}$  — соответственно э. д. с. и напряжение на якоре  $МПТ$ ;  $s$  — скольжение  $АД$ ;  $\omega_0$  — синхронная скорость  $АД$ ;  $I_2$  — действующее значение тока ротора  $АД$ ;  $I_d$  — средний выпрямленный ток;  $\gamma$  — угол коммутации вентилей  $HВ$ ;  $r_{1CG}$ ,  $x_{1CG}$  — активное и индуктивное сопротивления фазы статора  $СГ$ ;  $r_{1AD}$ ,  $x_{1AD}$  — соответственно активное и индуктивное сопротивления фазы статора  $АД$ ;  $r_{2AD}$ ,  $x_{2AD}$  — соответственно активное и индуктивное сопротивления фазы ротора  $АД$ ;  $r_n$  — сопротивление якоря  $МПТ$ ;  $r_{др}$  — сопротивление  $СД$ ;  $r_n$  — приведенное к цепи ротора  $АД$  суммарное активное сопротивление фазы  $СГ$  и  $АД$ ;  $x_n$  — приведенное к цепи ротора  $АД$  суммарное индуктивное сопротивление фазы  $СГ$  и  $АД$ ;  $r_\Sigma$  — приведенное к цепи выпрямленного тока эквивалентное активное сопротивление электропривода;  $M$ ,  $M_c$  — соответственно электромагнитный момент  $АД$  и момент статического сопротивления,  $n \cdot м$ ;

- $P_{1МПТ}$  — потребляемая мощность  $МПТ$ ;  $P_{2AD}$  — мощность на валу  $АД$ ;  $P_s$  — мощность скольжения  $АД$ ;  $\Delta P_1$  — мощность потерь в меди элементов электропривода до якоря  $МПТ$ ;  $\Delta P_\Sigma$  — суммарные потери во всех элементах электропривода;  $\eta$  — к. п. д. каскадной установки.

При расчете долевых значений приняты следующие базисные величины:

- а) при определении  $P_{МПТ}^d$  и  $P_{2AD}^d - P_{2ADn}$  — номинальная мощность  $АД$ ;  
б) при определении  $U_{МПТ}^d$ ,  $E_{МПТ}^d$  и  $E_{d0}^d - E_{d0n}$  — среднее напряжение на выходе  $HВ$  при разомкнутой цепи постоянного тока,  $s=1$  и номинальном напряжении на статоре  $АД$ ;  
в) при определении  $I_d^d$   
 $I_{d0}^d = I_{2n}/0,815$  — средний выпрямленный ток при номинальном токе ротора  $АД$  и идеальной коммутации вентилей  $HВ$  ( $\gamma=0$ );  
г) при определении  $M^d$  и  $M_c^d - M_{эмн}$  — номинальный электромагнитный момент  $АД$ ;  
д) при определении  $\omega^d - \omega_0$ .

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сандлер А. С., Семешко А. Н. Автономный двухдвигательный бесконтактный электропривод переменного тока для механизмов с вентиляторной нагрузкой. — «Электричество», 1972, № 3.
2. Сандлер А. С., Каримов Х. Г. Бесконтактный асинхронный регулируемый электропривод. — «Электричество», 1969, № 10.
3. Сандлер А. С. Регулирование скорости вращения мощных асинхронных двигателей. М., «Энергия», 1966.
4. Онищенко Г. Б. Асинхронный вентильный каскад. М., «Энергия», 1967.

[25.6.1973]

## Методы расчета надежности тиристорных импульсных систем регулирования напряжения электроподвижного состава городского транспорта

Канд. техн. наук ЛАПТЕВА Т. И.

Московский энергетический институт

Широкое внедрение систем тиристорно-импульсного регулирования на электрическом подвижном составе (ЭПС) городского транспорта требует исследования их надежности [Л. 1].

Общая проблема надежности эксплуатации электронных систем управления ЭПС является сложным комплексом малоизученных вопросов. Отсутствие необходимого эксплуатационно-статистического материала все еще не позволяет решить задачу в целом и рекомендовать приемлемую методику расчета надежности всей системы. Проведенные работы позволяют достаточно обоснованно начать анализ надежности систем управления ЭПС и рассмотрение надежности силовой схемы применяемых систем. Вместе с тем уже теперь можно рекомендовать некоторые общие положения, которые могут быть полезны при решении общей проблемы.

Системы тиристорно-импульсного регулирования ЭПС работают в тяжелых условиях эксплуатации (резкие колебания нагрузок, большие перепады температуры окружающей среды, высокая влажность, воздействие вибрационных нагрузок). Однако основной особенностью работы тиристорных в схеме регулирования является повторно-кратковременный режим работы. Он включает следующие характерные участки, приведенные на графике работы ЭПС (рис. 1) для стандартного перегона (длина 350 м, эквивалентный подъем 3‰). На рис. 1 участок  $t_n=13,3$  сек соответствует тяговому режиму подвижного состава, участки  $t_b=19,2$  сек — выбегу,  $t_r=6,3$  сек — торможению,  $t_c=10$  сек — длительности стоянки. (Согласно ГОСТ 8802-69 «Вагоны трамвайные пассажирские. Технические требования».)



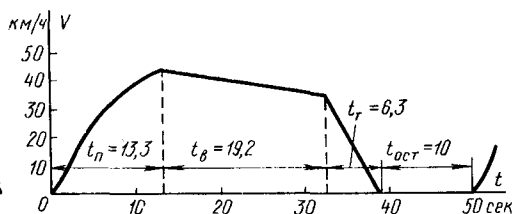


Рис. 1. Зависимость скорости трамвайного вагона от времени на стандартном перегоне.

Анализ расчета температурного режима тиристоров для стандартного перегона указывает на наличие значительных колебаний температуры  $p-n$  перехода тиристоров. Расчет температуры  $p-n$  перехода тиристоров  $\Theta_{p-n}^*$  производится по методике [Л. 2]. Совмещенный график электрической нагрузки и превышения температуры  $p-n$  перехода над температурой окружающей среды приведен на рис. 2.

Из графика видно, что температура  $p-n$  перехода в соответствии с нагрузкой циклически изменяется, и одновременно наблюдается общее повышение температуры (до установившейся в течение 40 мин после начала работы). Легко различаются два различных цикла нагрева и охлаждения тиристора за один период работы ЭПС на стандартном перегоне. Первый цикл  $N_1$  соответствует нагреву при тяговом режиме и охлаждению при выбеге. Перепад температуры за этот цикл  $\Delta_1 T = 39^\circ\text{C}$ . Температурный режим первого цикла обозначим через  $\epsilon^*_1$ . Второй цикл  $N_2$  соответствует нагреву тиристоров при торможении подвижного состава и дальнейшему охлаждению при стоянке. Перепад температуры за этот цикл  $\Delta_2 T = 11^\circ\text{C}$ . Температурный режим второго цикла обозначим через  $\epsilon^*_2$ .

Расчетный режим работы тиристоров  $\epsilon^*$  состоит из последовательно чередующихся режимов  $\epsilon^*_1$  и  $\epsilon^*_2$ , сменяющих друг друга через один цикл. Этот режим работы как функцию цикла номер  $N$  можно записать в виде:

$$\epsilon^* = \epsilon^*(N) = \begin{cases} \epsilon^*_1 & \text{при } N = 2n - 1; \\ \epsilon^*_2 & \text{при } N = 2n, \end{cases} \quad (1)$$

где  $n$  — номер периода работы (номер стандартного перегона).

При циклическом изменении температуры тиристора меняются линейные размеры его конструкции. Из-за разности коэффициентов линейного расширения вольфрамовых термокомпенсационных пластин, кремния и меди соединяющий эти элементы припой испытывает значительные деформации. Исследованиями [Л. 3] установлено, что в материалах при циклическом изменении температуры происходит пластическая деформация.

Пластическая деформация припоя после некоторого числа циклов приводит к излому паяного соединения, имеющему усталостный характер. Процесс усталостного разрушения сопровождается зарождением и ростом трещин, причем скорость роста определяется зависимостью [Л. 4]:

$$\frac{dx}{dN} = c\gamma^r x^l; \quad r = 2; \quad l = 1, \quad (2)$$

где  $x$  — длина трещины;  $\gamma$  — относительное удлинение;  $N$  — число циклов.

Появление трещин в припое у тиристоров сопровождается ростом теплового сопротивления, что приводит к превышению температуры  $p-n$  перехода, тепловому пробое выпрямительного элемента или расплавлению припоя.

Исследованию термоцикlostойкости вентиля и тиристоров посвящены работы [Л. 5 и 6], в которых делается попытка описать зависимости, определяющие число циклов  $N$ , которое выдерживает вентиль или тиристор до разрушения при работе в повторно-кратковременном режиме. Все авторы сходятся в справедливости следующей зависимости:

$$N = k(\Delta T)^{-m}, \quad (3)$$

где  $N$  — число циклов до разрушения;  $\Delta T$  — изменение температуры за цикл;  $k, m$  — постоянные, зависящие от типа вентиля, припоя и т. д.

Зависимость (3) подобна кривой Веллера, применяемой при анализе усталостной прочности металлов. В [Л. 6] предлагаются следующие значения констант в формуле (3):

для вентиля

$$N = 4 \cdot 10^{13} (\Delta T)^{-5}; \quad (4)$$

для тиристоров

$$N = 2,4 \cdot 10^{13} (\Delta T)^{-5}. \quad (5)$$

Важно отметить, что  $N$  определяется в основном перепадом температуры  $\Delta t$  за цикл, а длительность цикла, уровень и форма токовой нагрузки играют второстепенную роль. Это облегчает задачу исследования надежности в более сложных режимах.

Приведенная зависимость характеризует, очевидно, среднее число циклов до разрушения и не отражает вероятностной природы отказа.

Наиболее полные данные исследования статистических закономерностей появления отказов содержатся в [Л. 5], где изложен большой статистический материал по испытаниям вентиля ВКД-200 в повторно-кратковременном режиме ( $t_{вкл} = 10$  сек,  $t_{выкл} = 25$  сек) при разных значениях тока и водяной системе охлаждения. Результаты испытаний

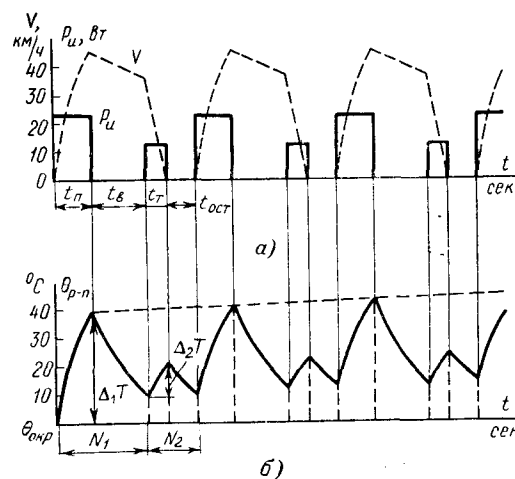


Рис. 2. График электрической нагрузки (а) и зависимость превышения температуры  $p-n$  перехода тиристоров  $\Delta\theta_{p-n}$  над температурой окружающей среды  $\theta_{окр}$  от времени (б);  $P_u$  — мощность импульса.

позволили авторам описать число циклов работы вентиля до разрушения с помощью логарифмически-нормального закона,  $F(N)$ -функция распределения которого имеет вид:

$$F(N) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \int_{-\infty}^N \exp \left[ -\frac{(x-x_0)^2}{2\sigma^2} \right] dx = \Phi \left( \frac{x-x_0}{\sigma} \right), \quad (6)$$

где  $x = \lg N$ ;  $N$  — число циклов до разрушения;  $x_0 = \lg M$  — среднее значение логарифма числа циклов до разрушения,  $\sigma$  — среднеквадратичное отклонение.

Ниже приведены данные [Л. 5] по параметрам логарифмически-нормального распределения для вентиля ВКД-200 при разных токовых нагрузках:

Средний ток, а	Число циклов до разрушения	Среднеквадратичное отклонение
500	3300	0,4
400	19 000	0,3
350	45 000	0,3
200	40 000	0,3

При этом отмечено, что в процессе испытаний происходит изменение параметров вентиля. Прямое падение напряжения меняется незначительно в процессе длительной работы и резко увеличивается до 0,8 в перед выходом вентиля из строя. У некоторых вентилях наблюдалось ухудшение запирающей способности (увеличение тока утечки и уменьшение обратного максимального напряжения). Напряжение и ток управления тиристорных ВКДУ-150 существенно не изменялись даже перед выходом их из строя.

Анализ данных, приведенных выше, показывает, что с изменением режима в основном меняется среднее число циклов до разрушения. В диапазоне нагрузок от 200 до 400 а параметр  $\sigma$  не изменяется; эта важная особенность будет использоваться в дальнейшем.

Кроме логарифмически нормального распределения, для описания закономерностей появления отказов некоторых типов вентилях и тиристорных, работающих в повторно-кратковременном режиме, применяют двухпараметрическое распределение Вейбулла:

$$F(N) = 1 - e^{-\left(\frac{N}{\theta}\right)^m}, \quad (7)$$

где  $m$  — параметр формы;  $\theta$  — характеристический параметр.

Экспериментальные данные показывают, что параметр формы с изменением режима почти не меняется и может быть принят равным  $m=1,6$ .

Применение двух различных распределений для описания закономерностей усталостных разрушений вентилях и тиристорных не является противоречивым. Доказано, что эти распределения близки между собой и для достоверного различия их необходимо испытать свыше 1500 изделий.

Работы, в которых предлагаются зависимости (3) — (7), базируются на результатах испытаний вентилях и тиристорных при однотипных циклах нагружения (перепад температуры за цикл  $\Delta T$  явля-

ется постоянной величиной). Вероятность безотказной работы за  $N$  циклов при таком режиме работы  $P(N)$  в зависимости от функции распределения (6) или (7) определяется соответственно по формулам:

$$P(N) = \Phi \left[ \frac{\ln M - \ln N}{\sigma} \right]; \quad (8)$$

$$P(N) = \exp \left[ -\left(\frac{N}{\theta}\right)^m \right]. \quad (9)$$

Эти выражения могут быть использованы для оценки надежности тиристорных, непрерывно работающих в одном из режимов  $\epsilon^*_1$  или  $\epsilon^*_2$ .

Чередующийся режим работы тиристорных в схемах ЭПС, определяемый формулой (1), приводит к тому, что процессы накопления усталостных повреждений в различных циклах работы (тяговый режим или торможение) протекают с разной интенсивностью. Для учета влияния обоих режимов на развитие процессов разрушения необходимо ввести некоторую меру израсходованного ресурса для каждого режима работы и указать правило, по которому складывается ресурс, израсходованный в каждом режиме. В теории надежности эти вопросы решаются с использованием двух методов. Первый основан на использовании гипотезы линейного накопления повреждений (гипотеза Майнера), часто применяемой при анализе механических конструкций, второй — на применении «физического принципа надежности» (принцип Седякина Н. М.) [Л. 7]. Оба метода основываются на положении, что любое изделие обладает некоторым ресурсом — запасом надежности, величина которого с течением времени уменьшается, при этом естественно полагать, что величина ресурса, выработанного за время  $t$ , должна быть статистической характеристикой надежности. Время  $t$  может измеряться числом циклов.

Упомянутые методы различаются способом выбора указанного понятия (ресурса) и правилами его суммирования. Седякиным Н. М. в качестве такой характеристики предложена следующая функция [Л. 7]:

$$\Lambda(t) = \int_0^t \lambda(t) dt, \quad (10)$$

где  $\lambda(t)$  — интенсивность отказов элементов во времени.

Характеристика  $\Lambda(t)$ , названная Седякиным Н. М. выработанным ресурсом, связана с характеристиками надежности следующим образом:

$$P(t) = \exp[-\Lambda(t)]; \quad \lambda(t) = -\frac{P'(t)}{P(t)} = \frac{\dot{f}(t)}{P(t)}, \quad (11)$$

где  $P(t)$  — вероятность безотказной работы за время  $t$ ;  $\dot{f}(t) = -P'(t)$  — плотность распределения.

Из (11) следует, что выработанный за время  $t$  ресурс

$$\Lambda(t) = -\ln P(t) \quad (12)$$

с течением времени может только возрастать.

Интенсивность отказов  $\lambda(t)$  существенно зависит от режима использования  $\alpha$ . Таким образом,  $\lambda(t) = \lambda(t, \alpha)$ :

$$\Lambda(t) = \int_0^t \lambda(t, \alpha) dt = \Lambda(t, \alpha), \quad (13)$$

т. е. выработанный ресурс есть функция режима  $\alpha$ .

Чтобы оценить надежность изделий в переменном режиме, требуется определенная схема преобразования над введенными параметрами при переходе от одного режима к другому. Указанная задача решена Седякиным Н. М. на базе сформулированного им «физического принципа надежности», согласно которому в некотором диапазоне режимов надежность изделия зависит от выработанного в прошлом ресурса  $\Lambda(t)$  и не зависит от того, как выработан этот ресурс.

Математическая формулировка принципа состоит в следующем. Обозначим через  $P(t, \alpha/x_1, \alpha_1)$  вероятность безотказной работы в режиме  $\alpha$  за время  $t$  изделия, которое перед этим отработало в режиме  $\alpha_1$  время  $x_1$ . Аналогично через  $P(t, \alpha/x_2, \alpha_2)$  обозначим вероятность безотказной работы в режиме  $\alpha$  за время  $t$  изделия, которое перед этим отработало в режиме  $\alpha_2$  время  $x_2$ . Согласно «физическому принципу надежности» эти условные вероятности равны:

$$P(t, \alpha/x_1, \alpha_1) = P(t, \alpha/x_2, \alpha_2) \quad (14)$$

всякий раз, когда равны ресурсы, выработанные изделием за времена  $x_1$  и  $x_2$ , т. е.

$$\int_0^{x_1} \lambda(z, \alpha_1) dz = \int_0^{x_2} \lambda(z, \alpha_2) dz. \quad (15)$$

Выражения (14) и (15) позволяют решить следующую задачу. Пусть изделие работает в режиме  $\varepsilon(z)$  ( $z$  — время);

$$\varepsilon = \varepsilon(z) = \begin{cases} \varepsilon_1 & \text{при } 0 < z < \tau; \\ \varepsilon_2 & \text{при } \tau \leq z \leq t + \tau, \end{cases} \quad (16)$$

т. е. сначала в течение времени  $\tau$  используется в режиме  $\varepsilon_1$ , а затем в течение времени  $t$  — в режиме  $\varepsilon_2$ , причем времена  $z$ ,  $\tau$  и  $t$  могут измеряться циклами. Известны также  $P(z, \varepsilon_1)$  и  $P(z, \varepsilon_2)$  — вероятности безотказной работы за время  $z$  в режимах  $\varepsilon_1$  и  $\varepsilon_2$ . Требуется определить  $P(t + \tau, \varepsilon)$  — вероятность безотказной работы за время  $t + \tau$  в указанном сменном режиме работы  $\varepsilon$ .

Согласно теореме умножения вероятностей имеем:

$$P(t + \tau, \varepsilon) = P(\tau, \varepsilon_1) P(t, \varepsilon_2/\tau, \varepsilon_1), \quad (17)$$

где  $P(\tau, \varepsilon_1)$  — вероятность безотказной работы изделия за время  $\tau$  в режиме  $\varepsilon_1$ ;  $P(t, \varepsilon_2/\tau, \varepsilon_1)$  — условная вероятность безотказной работы за время  $t$  в режиме  $\varepsilon_2$  изделия, отработавшего время  $\tau$  в режиме  $\varepsilon_1$ .

Первый сомножитель в (17) известен, а второй определим, используя «физический принцип надежности».

Ресурс, выработанный за время  $\tau$  в режиме  $\varepsilon_1$ , равен (12):

$$\Lambda(\tau, \varepsilon_1) = -\ln P(\tau, \varepsilon_1). \quad (18)$$

Время  $t(\tau)$ , за которое этот ресурс будет выработан в режиме  $\varepsilon_2$ , определится из уравнения:

$$-\ln P(\tau, \varepsilon_1) = -\ln P[t(\tau), \varepsilon_2]. \quad (19)$$

Если выполнено условие (19), то согласно «физическому принципу надежности» (14), (15) имеем:

$$P(t, \varepsilon_2/\tau, \varepsilon_1) = P(t, \varepsilon_2/t(\tau), \varepsilon_2), \quad (20)$$

где  $P(t, \varepsilon_2/t(\tau), \varepsilon_2)$  — условная вероятность безотказной работы за время  $t$  в режиме  $\varepsilon_2$  изделия, отработавшего время  $t(\tau)$  в том же режиме  $\varepsilon_2$ .

Согласно теореме умножения вероятностей

$$P(t, \varepsilon_2/t(\tau), \varepsilon_2) = \frac{P[t + t(\tau), \varepsilon_2]}{P[t(\tau), \varepsilon_2]}. \quad (21)$$

После подстановки (20) и (21) в исходное уравнение (17) с учетом равенства (19) получаем:

$$P(t + \tau, \varepsilon) = P[t + t(\tau), \varepsilon_2]. \quad (22)$$

Величина  $t(\tau)$  определяется из (19) или эквивалентного ему равенства:

$$P(\tau, \varepsilon_1) = P[t(\tau), \varepsilon_2]. \quad (23)$$

С использованием (22) и (23) рассчитана надежность вентиля за время  $\tau + t$  при работе его в режиме (16) в предположении, что в режимах  $\varepsilon_1$  и  $\varepsilon_2$  вероятность безотказной работы вентиля за время  $z$  подчиняется распределению Вейбулла с одинаковым показателем формы  $m$ :

$$P(z, \varepsilon_1) = e^{-\frac{z^m}{\theta_1^m}}; \quad P(z, \varepsilon_2) = e^{-\frac{z^m}{\theta_2^m}}. \quad (24)$$

С учетом (23) определим  $t(\tau)$  — длительность работы в режиме  $\varepsilon_2$ , при которой вырабатывается такой же ресурс, как и при работе в режиме  $\varepsilon_1$  в течение времени  $\tau$ :

$$e^{-\frac{\tau^m}{\theta_1^m}} = e^{-\frac{[t(\tau)]^m}{\theta_2^m}} \quad \text{и} \quad t(\tau) = \left(\frac{\theta_2}{\theta_1}\right)^{\frac{1}{m}} \tau. \quad (25)$$

Используя (22), получаем следующее выражение для вероятности безотказной работы

$$P(t + \tau, \varepsilon) = e^{-\frac{\left[t + \left(\frac{\theta_2}{\theta_1}\right)^{\frac{1}{m}} \tau\right]^m}{\theta_2^m}} = e^{-\left[\frac{t}{\theta_2^{\frac{1}{m}}} + \frac{\tau}{\theta_1^{\frac{1}{m}}}\right]^m}. \quad (26)$$

Определим вероятность безотказной работы в более сложном режиме  $\varepsilon$ , когда вентиль сначала работает время  $\tau$  в режиме  $\varepsilon_1$ , затем время  $t$  в режиме  $\varepsilon_2$ , затем снова  $\tau$  в режиме  $\varepsilon_1$  и т. д. Формальная математическая запись такого циклического режима, каждый период которого состоит из двух различных циклов работы, принимает вид:

$$\varepsilon = \varepsilon(N) = \begin{cases} \varepsilon_1 & \text{при } N = 2n - 1; \\ \varepsilon_2 & \text{при } N = 2n, \end{cases} \quad (27)$$

где  $N$  — номер цикла;  $n$  — номер периода.

Согласно (24) и (26) вероятности безотказной работы за один и два цикла соответственно равны:

$$P(N=1) = e^{-\left(\frac{\tau}{\theta_1^{\frac{1}{m}}}\right)^m};$$

$$P(N=2) = e^{-\left[\frac{\tau}{\theta_1^{\frac{1}{m}}} + \frac{t}{\theta_2^{\frac{1}{m}}}\right]^m}.$$

Вероятность безотказной работы за три цикла  $P(N=3)$  вычисляем, также используя «физический принцип надежности». Ресурс, выработанный за два цикла

$$-\ln P(N=2) = \left[ \frac{\tau}{\theta_1^m} + \frac{t}{\theta_2^m} \right]^m. \quad (28)$$

Время  $x_3$ , за которое этот ресурс будет выработан в режиме  $\varepsilon_1$  (режим третьего цикла), определится из уравнения (19), согласно которому:

$$\left[ \frac{\tau}{\theta_1^m} + \frac{t}{\theta_2^m} \right]^m = \frac{x_3^m}{\theta_1^m} \text{ и } x_3 = \left[ \tau + \left( \frac{\theta_1}{\theta_2} \right)^{\frac{1}{m}} t \right]. \quad (29)$$

В соответствии с принципом Седякина Н. М. вероятность  $P(N=3)$  равна вероятности безотказной работы за время  $x_3 + \tau$  в режиме  $\varepsilon_1$ :

$$P(N=3) = e^{-\left[ \frac{2\tau + \left( \frac{\theta_1}{\theta_2} \right)^{\frac{1}{m}} t}{\theta_1} \right]^m} = e^{-\left[ \frac{2\tau}{\theta_1^m} + \frac{t}{\theta_2^m} \right]^m}. \quad (30)$$

Аналогично вероятность безотказной работы за четное число циклов ( $N=2n$  циклов) равна:

$$P(N=2n) = e^{-\left( n\tau\theta_1^{\frac{1}{m}} + nt\theta_2^{\frac{1}{m}} \right)^m}. \quad (31)$$

Вероятность безотказной работы за нечетное число циклов ( $N=2n-1$  циклов)

$$P(N=2n-1) = e^{-\left[ n\tau\theta_1^{\frac{1}{m}} + (n-1)t\theta_2^{\frac{1}{m}} \right]^m}. \quad (32)$$

Определим вероятность безотказной работы вентиля в сменном режиме  $\varepsilon$  (16) в предположении, что в режимах  $\varepsilon_1$  и  $\varepsilon_2$  вероятность безотказной работы за время подчиняется логарифмически-нормальному закону с одинаковым значением  $\sigma^2$  — дисперсии логарифма случайной величины  $z$ :

$$\begin{aligned} P(z, \varepsilon_1) &= \Phi \left[ \frac{\ln M_1 - \ln z}{\sigma} \right]; \\ P(z, \varepsilon_2) &= \Phi \left[ \frac{\ln M_2 - \ln z}{\sigma} \right]. \end{aligned} \quad (33)$$

Длительность работы  $t(\tau)$  в режиме  $\varepsilon_2$ , при которой вырабатывается такой же ресурс, как и при работе в течение времени  $\tau$  в режиме  $\varepsilon_1$ , найдем из (19), согласно которому:

$$-\ln \Phi \left[ \frac{\ln M_1 - \ln \tau}{\sigma} \right] = -\ln \Phi \left[ \frac{\ln M_2 - \ln t(\tau)}{\sigma} \right]. \quad (34)$$

Приравняв аргументы правой и левой частей равенства (34), получаем:

$$\frac{t(\tau)}{M_2} = \frac{\tau}{M_1}; \quad t(\tau) = \frac{M_2}{M_1} \tau. \quad (35)$$

Воспользовавшись формулами (22) и (35), получим следующее выражение для искомой вероят-

ности:

$$\begin{aligned} P(t + \tau, \varepsilon) &= \Phi \left\{ \frac{\ln M_2 - \ln [t + t(\tau)]}{\sigma} \right\} = \\ &= \Phi \left[ \frac{0 - \ln \left( \frac{t}{M_2} + \frac{\tau}{M_1} \right)}{\sigma} \right]. \end{aligned} \quad (36)$$

Определим теперь вероятность безотказной работы вентиля в циклическом режиме, приведенном выше. Согласно (33) и (36), вероятности безотказной работы за один и два цикла равны:

$$\begin{aligned} P(N=1) &= \Phi \left[ \frac{0 - \ln \frac{\tau}{M_1}}{\sigma} \right]; \\ P(N=2) &= \Phi \left[ \frac{0 - \ln \left( \frac{\tau}{M_1} + \frac{t}{M_2} \right)}{\sigma} \right]. \end{aligned} \quad (37)$$

Вероятность безотказной работы за три цикла вычисляем, используя снова «физический принцип надежности», как это было сделано выше. Ресурс, выработанный за два цикла

$$-\ln P(N=2) = -\Phi \left[ \frac{0 - \ln \left( \frac{\tau}{M_1} + \frac{t}{M_2} \right)}{\sigma} \right]. \quad (38)$$

Время  $x_3$ , за которое этот ресурс будет выработан в режиме  $\varepsilon_1$  (режим третьего цикла), определится из (19):

$$\Phi \left[ -\frac{\ln \left( \frac{\tau}{M_1} + \frac{t}{M_2} \right)}{\sigma} \right] = \Phi \left[ -\frac{\ln \frac{x_3}{M_1}}{\sigma} \right], \quad (39)$$

откуда

$$x_3 = M \left( \frac{\tau}{M_1} + \frac{t}{M_2} \right). \quad (40)$$

Согласно принципу Седякина Н. М. вероятность  $P(N=3)$  равна вероятности безотказной работы за время  $x_3 + \tau$  в режиме  $\varepsilon_1$ :

$$P(N=3) = \Phi \left[ -\frac{\ln \left( \frac{2\tau}{M_1} + \frac{t}{M_2} \right)}{\sigma} \right]. \quad (41)$$

Аналогично вероятность безотказной работы за четное число циклов ( $N=2n$  циклов)

$$P(N=2n) = \Phi \left[ -\frac{\ln \left( \frac{n\tau}{M_1} + \frac{nt}{M_2} \right)}{\sigma} \right]. \quad (42)$$

Вероятность безотказной работы за нечетное число циклов ( $N=2n-1$  циклов)

$$P(N=2n-1) = \Phi \left\{ -\frac{\ln \left[ \frac{n\tau}{M_1} + \frac{(n-1)t}{M_2} \right]}{\sigma} \right\}. \quad (43)$$

Анализ конечных выражений (31), (32), (42) и (43) позволяет их трактовать следующим образом.

При каждом цикле работы вентиля происходит его некоторое повреждение. Величина повреждения зависит от  $z$ -времени цикла — и выражается через это время, взятое в некотором относительном масштабе, определяемом режимом работы. Для рас-

смотренных случаев относительное повреждение за цикл равно:

$z(\theta_i)^{\frac{1}{m}}$  — для закона Вейбулла;

$\frac{[z]}{M_i}$  — для логарифмически нормального закона.

В процессе работы происходит суммирование повреждений, происходящих в различных циклах работы. При этом, например, за четное число циклов накапливается следующая величина повреждений:

$\tau(\theta_1)^{-\frac{1}{m}}n + t(\theta_2)^{-\frac{1}{m}}n$  — при законе Вейбулла;

$\frac{n\tau}{M_1} + \frac{nt}{M_2}$  — при логарифмически нормальном законе.

При использовании полученных результатов для расчета и анализа надежности вентиля в тиристорно-импульсных системах ЭПС введенным выше обозначениям  $\epsilon_1$ ,  $\epsilon_2$ ,  $\tau$  и  $t$  необходимо придать следующий смысл. В (16) и всех последующих необходимо полагать, что режимы  $\epsilon_1$  и  $\epsilon_2$  совпадают соответственно с режимами работы тиристорov  $\epsilon^*_1$  и  $\epsilon^*_2$  на стандартном перегоне (1), а времена  $\tau$  и  $t$  выражены в циклах и равны одному циклу каждое. Параметры  $N$  и  $n$  соответствуют расчетному числу циклов работы тиристорov и расчетному числу стандартных перегонov.

**Выводы.** 1. Одной из основных форм повреждения тиристорov в тиристорно-импульсных системах регулирования напряжения является усталостное разрушение как следствие циклического изменения температуры  $p$ - $n$  перехода.

2. При оценке надежности тиристорov в указанных схемах возможно использование «физического принципа надежности», учитывающего накопление относительных повреждений при циклическом режиме их нагружения.

3. Приведенные конечные формулы позволяют определить вероятность безотказной работы тиристорov в циклически регулярном режиме при любом числе циклов (при любом числе стандартных перегонov).

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ефремов И. С. Состояние научных исследований и перспективы внедрения тиристорно-импульсного регулирования напряжения на подвижном составе городского электротранспорта. Тезисы докладов и сообщения на Всесоюзной научно-технической конференции. Таллин, 1971.

2. Тиристоры. Технический справочник. Пер. с англ. М., «Энергия», 1971.

3. Влияние термической усталости контактных соединений на срок службы силовых кремниевых вентиляв в условиях циклической эксплуатации. Доклады на Всесоюзной научно-технической конференции. Информстандартэлектро, 1968. Авт.: Замула А. П., Остренко В. С., Романовский В. Ф., Туцкий Г. Д.

4. Сотсков Б. С. Расчет надежности элементов автоматизации. М. «Энергия», 1969.

5. Бардин В. М., Цейтлин В. П. Теплостойкость вентиляв. Информстандартэлектро, 1968.

6. Булкин А. Д. Выбор оптимальной плотности тока, его зависимость от конструкции и технологии изготовления вентиляв и тиристорov. Доклады на всесоюзной научно-технической конференции. Информстандартэлектро, 1968.

7. Седякин Н. М. Об одном физическом принципе теории надежности. — «Изв. АН СССР. Техническая кибернетика», 1966, № 3.

[28.2.1974]

УДК 62-52.001.24

## Обобщенные закономерности для оптимизации электромагнитных устройств малой мощности

Канд. техн. наук СМЕРНОВ Ю. В.

Электромагнитные устройства малой мощности (ЭУМ) широко применяются в системах автоматизации, телемеханики и радиоэлектроники и служат для преобразования электрической энергии в магнитную энергию (дрессели), в электрическую энергию с другими параметрами (трансформаторы) или в механическую энергию (электромагниты). Поскольку ЭУМ составляют значительную часть объема, массы и стоимости блоков систем автоматизации, телемеханики и радиоэлектроники, создание оптимальных ЭУМ, имеющих при заданных электрических, магнитных, теплофизических, динамических и других характеристиках минимальные габариты, массу или стоимость, является актуальной проблемой, до сих пор не получившей окончательного решения.

В предлагаемом исследовании сделана попытка вывести общие закономерности для оптимизации ЭУМ, работающих в длительном режиме. Возможность получения таких закономерностей для ЭУМ доказана в [Л. 1].

**Критерий оптимизации ЭУМ.** В самом общем виде любое ЭУМ можно рассматривать как комби-

нацию из магнитопровода произвольного сечения и катушки, охватывающей магнитопровод (рис. 1). Принимаем следующие допущения: поперечное сечение магнитопровода  $Q_m$  постоянно на всем пути прохождения магнитного потока  $I_m$ ; все осевые сечения катушки  $Q_k$ , перпендикулярные к слоям обмотки, одинаковы; все воздушные зазоры и воздушные прослойки в магнитной цепи сконцентрированы в воздушном зазоре длиной  $\delta$ .

Эффективность работы любого ЭУМ определяется полнотой использования подводимой к катушке электроэнергии. Энергия, накопленная магнитным полем ЭУМ постоянного тока при нарастании потокосцепления до некоторого значения  $\Psi$ , равна:

$$W_m = \int_0^{\Psi} i d\psi = \frac{1}{2} k_w \Psi_- I_- = \frac{1}{2} k_w \frac{I_-^2 \omega^2}{R_m}, \quad (1)$$

где  $i$ ,  $\psi$  — текущие значения тока и потокосцепления;  $I_-$ ,  $\Psi_-$  — установившиеся значения тока и потокосцепления;  $\omega$  — число витков обмотки;  $R_m = I_- \omega^2 / \Psi_-$  — эквивалентное магнитное сопротивление

ние магнитной цепи ЭУМ постоянного тока;  $k_w = 0,8-1,0$  — коэффициент, учитывающий нелинейность зависимости  $\psi(i)$ .

Принимая в ЭУМ переменного тока напряжение, приложенное к обмотке, синусоидальным, а ток и потокосцепление выраженными через эквивалентные синусоиды, найдем энергию магнитного поля ЭУМ переменного тока по прошествии некоторого времени  $t$  после включения:

$$W_{m\sim} = \int_0^t \omega I_{m\sim} \Psi_{m\sim} \sin \omega t \cos(\omega t - \alpha) dt = \\ = \frac{1}{2} \omega I_{m\sim} \Psi_{m\sim} \sin \alpha + \frac{1}{2} I_{m\sim} \Psi_{m\sim} \cos \alpha - \\ - \frac{1}{4} I_{m\sim} \Psi_{m\sim} \cos(2\omega t - \alpha), \quad (2)$$

где  $I_{m\sim}$ ,  $\Psi_{m\sim}$  — амплитуды эквивалентных синусоид тока и потокосцепления;  $\alpha$  — угол потерь;  $\omega = 2\pi f$  — угловая частота;  $f$  — частота переменного тока.

Как видно из (2), энергия магнитного поля ЭУМ переменного тока имеет три составляющие: первая — расходуется на потери в активном материале магнитопровода и выделяется в виде тепла; вторая — постоянно аккумулирована магнитной цепью ЭУМ; третья — периодически с двойной частотой электромагнитным путем поступает от источника энергии и возвращается обратно к нему.

Энергия, аккумулируемая магнитным полем ЭУМ переменного тока, в соответствии с (2) равна:

$$W_{m\sim} = I_{\sim} \Psi_{a\sim} = \frac{I_{\sim}^2 \omega^2}{R_{m\sim}}, \quad (3)$$

где  $I_{\sim}$  — эффективное значение тока;  $\Psi_{a\sim} = \frac{1}{\sqrt{2}} \times \Psi_{m\sim} \cos \alpha$  — эффективное значение активной составляющей потокосцепления;  $R_{m\sim} = I_{\sim}^2 \omega^2 / \Psi_{a\sim}$  — эквивалентное активное магнитное сопротивление магнитной цепи ЭУМ переменного тока.

Векторы, соответствующие эквивалентным синусоидам тока и активной составляющей потокосцепления, совпадают по фазе, что в значительной мере облегчает определение  $R_{m\sim}$  и делает его подобным определению  $R_{m-}$ . В общем случае при оптимизационных расчетах для эквивалентного магнитного сопротивления ЭУМ постоянного и переменного тока можно использовать упрощенное выражение:

$$R_m \approx \frac{\delta}{\mu_0 k_b Q_m} + \frac{\rho_m l_m}{k_m Q_m}, \quad (4)$$

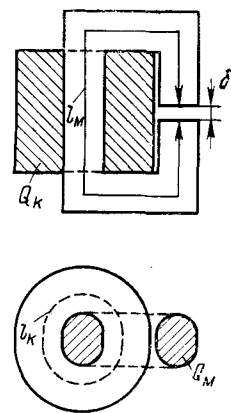
где  $\rho_m$  — удельное (активное) магнитное сопротивление материала магнитопровода;  $\mu_0$  — магнитная проницаемость вакуума;  $k_b$  — коэффициент выпучивания;  $k_m$  — коэффициент заполнения магнитопровода активным материалом.

В частных случаях большого воздушного зазора и его отсутствия в магнитной цепи ЭУМ соответственно имеем:

$$R_{m0} = \frac{k_b k_\delta l_m}{\mu_0 k_b Q_m}; \quad (5)$$

$$R_m = \frac{k_0 \rho_m l_m}{k_m Q_m}, \quad (6)$$

Рис. 1. Обобщенная конструктивная схема ЭУМ.



где  $k_\delta = \delta / l_m$  — коэффициент зазора;  $k_c$  — коэффициент, учитывающий магнитное сопротивление магнитопровода;  $k_0$  — коэффициент, учитывающий магнитное сопротивление воздушных прослоек в магнитопровode.

Выражение (3) позволяет характеризовать запас магнитной энергии в дросселе переменного тока, для чего представим (3) в виде:

$$W_{m.д} = \frac{I_{\sim}^2 \omega^2}{R_m} \frac{r_k Q_k}{\rho_a l_k \omega} \frac{\tau_m}{\tau_m} = \frac{\tau_m}{k_3 R_m R_a R_T}; \quad (7)$$

где  $R_a = \frac{\rho_a l_k}{\omega Q_k} = \frac{\rho_a l_k}{k_k Q_k}$  — эквивалентное электрическое сопротивление окна катушки;  $\rho_a$  — удельное электрическое сопротивление материала провода;  $l_k$  — средняя длина витка катушки;  $k_k$  — коэффициент заполнения катушки активным материалом;  $R_T = \tau_m / P_k$  — эквивалентное тепловое сопротивление катушки;

$P_k = I_{\sim}^2 r$  — мощность потерь в катушке;  $r$  — активное электрическое сопротивление катушки;  $\tau_m = \tau_d / k_3$  — максимальное превышение температуры катушки;  $k_3$  — коэффициент запаса, значение которого зависит от точности определения максимального превышения температуры.

В отличие от дросселей в трансформаторах и электромагнитах магнитная энергия на следующем этапе энергетического преобразования превращается соответственно в электрическую и механическую энергию.

Электромагнитная мощность двухобмоточного трансформатора по аналогии с (7) равна:

$$P_{э.т} = \omega W_{m\sim} \approx 2\pi f \frac{I_{1\sim}^2 \omega^2}{R_m} \frac{r_1 Q_{k1}}{\rho_a l_{k1} \omega} \frac{\tau_m}{\tau_m} = \frac{2f \tau_d K k_k}{k_3 R_m R_a R_T}, \quad (10)$$

где  $K = \frac{k_{k1}}{k_k} \frac{l_k}{l_{k1}} \frac{Q_{k1}}{Q_k} \frac{P_{k1}}{P_k}$  — коэффициент, зависящий от соотношения плотностей тока в первичной и вторичной обмотках, заполнения обмоток активным материалом и относительного значения тока холостого хода;  $I_{1\sim}$  — эффективное значение первичного тока;  $\omega_1$  — число витков первичной обмотки;  $l_{k1}$  — средняя длина витка первичной обмотки;  $Q_{k1}$  — площадь сечения первичной обмотки в окне магнитопровода;  $k_{k1}$  — коэффициент заполнения первичной обмотки активным материалом;  $P_{k1}$  — мощность потерь в первичной обмотке.

Выражение для электромагнитной мощности трансформатора с несколькими вторичными обмотками будет отличаться только другим значением коэффициента  $K$ .

Работоспособность электромагнита постоянного тока с учетом (1) при условии, что ток в обмотке не зависит от перемещения якоря

$$\Delta W_{м.э} = \frac{1}{2} I_- (k_w \Psi_- - \Psi_{0-}) =$$

$$= \frac{1}{2} \frac{I_-^2 w^2}{R_m} \left( k_w - \frac{R_m}{R_{m0}} \right) = \frac{k_w - \frac{R_m}{R_{m0}}}{2 k_3 R_m R_3 R_r}, \quad (11)$$

где  $\Psi_{0-}$ ,  $\Psi_-$  — потокосцепления обмотки при разомкнутом и замкнутом магнитопроводе.

Формула (11) является модификацией известного выражения, предложенного в [Л. 2].

Для работоспособности электромагнита переменного тока при потокосцеплении обмотки, не зависящем от перемещения якоря, с учетом (3) получим:

$$\Delta W_{м.э\sim} = \Psi_{a\sim} (I_{0\sim} - I_{\sim}) = \frac{I_{0\sim}^2 w^2}{R_m} \left( \frac{I_{0\sim}}{I_{\sim}} - 1 \right) \approx$$

$$\approx \frac{\tau_{\pi}}{k_3} \frac{\frac{R_{m0}}{R_m} - 1}{R_m R_3 R_r}, \quad (12)$$

где  $I_{0\sim}$ ,  $I_{\sim}$  — эффективные значения тока в обмотке при разомкнутом и замкнутом магнитопроводе.

Если при притянтом якоре электромагнита насыщение его магнитопровода (за счет оставшегося немагнитного зазора) незначительно, то отношение эквивалентных магнитных сопротивлений в (11) и (12) можно считать практически независимым от геометрии магнитопровода.

Выражения (7), (10) — (12) позволяют сформулировать критерий оптимизации ЭУМ, заключающийся в том, что у оптимальных ЭУМ произведение эквивалентных магнитного, электрического и теплового сопротивлений должно быть минимальным.

Существующий уровень магнитных и электрических расчетов достаточно высок, благодаря чему эквивалентные магнитное и электрическое сопротивления ЭУМ в каждом частном случае можно найти с высокой степенью точности.

При тепловых расчетах ЭУМ учитывается, как правило, среднеобъемное превышение температуры катушки, определяемое по приближенным полумпирическим формулам, не позволяющим с достаточной степенью точности найти эквивалентное тепловое сопротивление.

**Эквивалентное тепловое сопротивление катушки ЭУМ.** Определение эквивалентного теплового сопротивления катушки ЭУМ равнозначно определению максимального превышения температуры катушки. Повышение точности расчета максимального превышения

температуры катушки ЭУМ приводит к уменьшению коэффициента запаса  $k_3$ , а следовательно, к более эффективному использованию активных материалов ЭУМ. Ранее автором предложен метод расчета эквивалентного теплового сопротивления катушек ЭУМ для случая одномерного температурного поля в катушках [Л. 3], т. е. при отсутствии теплоотдачи с торцов катушки. Во многих случаях замена реального двухмерного температурного поля в катушках одномерным приводит к значительной погрешности. Ниже предлагается метод расчета двухмерного температурного поля в катушках ЭУМ, позволяющий с высокой степенью точности определить эквивалентное тепловое сопротивление.

При переходных процессах потери в катушках ЭУМ в большинстве случаев зависят от температуры, причем эта зависимость может быть самой разнообразной. При установившемся тепловом режиме максимальное превышение температуры в катушке и потери в ней всегда связаны между собой однозначно, и величина потерь не зависит от характера их изменения в переходном процессе. Поэтому если известна мощность потерь в катушке ЭУМ в установившемся режиме  $P_k$ , то расчет установившегося максимального превышения температуры достаточно провести только для случая  $P_k = \text{const}$ .

При анализе температурного поля в катушках ЭУМ принимаем следующие допущения: плотность тока во всех обмотках одинакова; коэффициенты теплообмена на граничных поверхностях катушки равны средним значениям и постоянны в пределах каждой поверхности; вместо реальных коэффициентов теплопроводности обмоток рассматриваем эквивалентные коэффициенты теплопроводности катушки.

При этих допущениях температурное поле во всех осевых сечениях катушки, нормальных к слоям обмотки, идентично, и можно рассматривать только одно такое сечение (рис. 2). Поскольку магнитопроводы ЭУМ теплоустойчивы, а нагрев ЭУМ лимитируется максимальным превышением температуры катушки, то переток тепла из магнитопровода в катушку в номинальном режиме крайне нежелателен. Поэтому в оптимальном ЭУМ наиболее нагретая точка находится в катушке или на границе раздела катушка — магнитопровод. Первый случай характерен для ЭУМ постоянного тока и переменного тока промышленной частоты, второй случай — для ЭУМ переменного тока повышенной частоты. Исключение составляют электромагниты переменного тока, у которых при существующих конструкциях магнитопроводов не удается обеспечить оптимальный тепловой режим ввиду замыкания вихревых токов через заклепки, скрепляющие магнитопровод, что вызывает чрезвычайно высокие потери в магнитопроводе и частичное их рассеяние через катушку. Для создания оптимальных электромагнитов переменного тока необходимы конструкции магнитопроводов, смонтированные без нарушения изоляции.

Принимаем начало координат температурного поля катушки в наиболее нагретой точке осевого сечения (рис. 2), при этом оси координат  $Ox$  и  $Oy$  разграничивают сечение катушки на четыре квад-

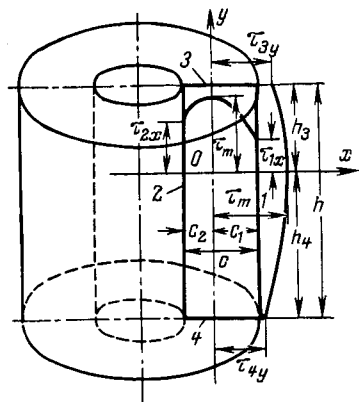


Рис. 2. Температурное поле в катушке ЭУМ.



панга (1—3, 1—4, 2—3 и 2—4); цифры 1, 2, 3 и 4 относятся к наружной боковой, внутренней боковой, верхней торцевой и нижней торцевой поверхностям катушки.

Температурное поле в сечении катушки можно представить уравнением Пуассона:

$$p_k = -\frac{\lambda_x}{c^2} \left[ \frac{\partial^2 \tau}{\partial \left(\frac{x}{c}\right)^2} + \frac{\frac{\partial \tau}{\partial \left(\frac{x}{c}\right)}}{v + \frac{c_2}{c} + \frac{x}{c}} \right] - \frac{1}{\xi^2} \frac{\lambda_y}{c^2} \frac{\partial^2 \tau}{\partial \left(\frac{y}{h}\right)^2}, \quad (13)$$

где  $p_k = P_k/V_k$  — удельная мощность потерь в рассматриваемой точке сечения катушки с координатами  $x/c$ ,  $y/h$ ;  $\tau$  — превышение температуры этой точки над окружающей средой;  $V_k$  — объем катушки;  $c$  — ширина катушки;  $c_2$  — расстояние от наиболее нагретой точки сечения катушки до поверхности 2;  $\lambda_x$  и  $\lambda_y$  — эквивалентные коэффициенты теплопроводности катушки в радиальном и осевом направлениях;  $v = P_k/2\pi c$ ,  $\xi = h/c$  — геометрические параметры;  $P_k$  — внутренний периметр намотки катушки;  $h$  — высота катушки.

Точное решение (13) находится в виде рядов Фурье [Л. 4 и 5] и неприемлемо для инженерных расчетов. Применение таких приближенных методов, как методы коллокации, наименьших квадратов, Рунге — Галеркина и др., не может быть рекомендовано для инженерной практики из-за их сложности. Наибольшего внимания заслуживает вариационный метод приведения к обыкновенным дифференциальным уравнениям, предложенный Канторовичем Л. В. Однако упрощенное решение и этим методом, например, предложенное в [Л. 6], приводит к достаточно сложным трансцендентным выражениям, неудобным при оптимизационных расчетах.

Ниже предлагается упрощенный метод решения уравнения (13), основанный на принципе элементарной суперпозиции [Л. 7] и заключающийся в том, что при независимых от температуры интенсивности внутренних источников тепла, теплофизических параметрах катушки и граничных условиях на поверхности теплообмена (это с достаточной степенью точности соблюдается при установившемся тепловом режиме) действие элементарного источника тепла в любой точке катушки можно определить как сумму действий нескольких источников, расположенных в той же точке и имеющих в сумме ту же интенсивность, что и исходный источник. По предлагаемому методу реальное двухмерное температурное поле катушки при заданной интенсивности внутренних источников тепла является совокупностью двух одномерных температурных полей: радиального температурного поля при теплоизолированных торцах катушки и продольного температурного поля при теплоизолированных боковых поверхностях катушки, причем интенсивность внутренних источников тепла при каждом из одномерных температурных полей обеспечивает то же

максимальное превышение температуры катушки, что и заданная интенсивность внутренних источников тепла, являющаяся суммой интенсивностей внутренних источников тепла при радиальном и продольном температурных полях в катушке.

На основании принципа элементарной суперпозиции имеем:

$$p_k = p_{kx} + p_{ky}, \quad (14)$$

где  $p_{kx}$ ,  $p_{ky}$  — составляющие удельной мощности потерь, рассеиваемые радиальными и продольными тепловыми потоками.

Для одномерных радиального и продольного температурных полей, составляющих в совокупности реальное двухмерное температурное поле катушки, найдем:

$$\frac{d\tau}{d\left(\frac{y}{h}\right)} = 0, \quad p_{ky} = 0, \quad p_{kx} =$$

$$= -\frac{\lambda_x}{c^2} \left[ \frac{d^2 \tau_x}{d\left(\frac{x}{c}\right)^2} + \frac{d\left(\frac{\tau_x}{d\left(\frac{x}{c}\right)}\right)}{v + \frac{c_2}{c} + \frac{x}{c}} \right]; \quad (15)$$

$$\frac{d\tau}{d\left(\frac{x}{c}\right)} = 0, \quad p_{kx} = 0, \quad p_{ky} = -\frac{1}{\xi^2} \frac{\lambda_y}{c^2} \frac{d^2 \tau_y}{d\left(\frac{y}{h}\right)^2}. \quad (16)$$

Уравнения (15) и (16) отображают также изменение превышения температуры на осях  $Ox$  и  $Oy$  реального температурного поля (рис. 2), а  $\tau_x$  и  $\tau_y$  — представляют собой превышения температуры соответственно в точках  $\left(\frac{x}{c}, 0\right)$  и  $\left(0, \frac{y}{h}\right)$ .

Решение (15) и (16) при начальном условии  $\frac{x}{c} = \frac{y}{h} = 0$ ,  $\tau_x = \tau_y = \tau_m$ :

$$\tau_x = \tau_m - \frac{p_{kx} c^2}{4\lambda_x} \Phi, \quad (17)$$

где

$$\Phi = \left(\frac{x}{c}\right)^2 + 2 \frac{x}{c} \left(v + \frac{c_2}{c}\right) - 2 \left(v + \frac{c_2}{c}\right)^2 \times \times \ln \left(1 + \frac{\frac{x}{c}}{v + \frac{c_2}{c}}\right); \quad (18)$$

$$\tau_y = \tau_m - \frac{p_{ky} \xi^2 c^2}{2\lambda_y} \left(\frac{y}{h}\right)^2. \quad (19)$$

Выражение (17) совпадает с формулой, полученной ранее автором для одномерного температурного поля в катушках [Л. 3].

Для наибольших превышений температуры на поверхностях теплообмена 1, 2, 3 и 4 (рис. 2) из (17) и граничных условий

$$-\lambda_x \frac{d\tau_x}{d\left(\frac{x}{c}\right)} \Big|_{1,2} = \alpha_{1,2} \tau_{1,2x}, \quad \frac{d\tau}{d\left(\frac{y}{h}\right)} \Big|_{3,4} = 0,$$

а также из (19) и граничных условий

$$-\lambda_y \frac{d\tau_y}{d\left(\frac{y}{h}\right)} \Big|_{3,4} = \alpha_{3,4} \tau_{3,4y}, \quad \frac{d\tau}{d\left(\frac{x}{c}\right)} \Big|_{1,2} = 0,$$

где  $\alpha_{1,2}$  и  $\alpha_{3,4}$  — коэффициенты теплообмена на поверхностях 1, 2, 3 и 4;  $\tau_{1,2x}$  и  $\tau_{3,4y}$  — наибольшие превышения температуры на поверхностях 1, 2, 3 и 4, найдем:

$$\frac{x}{c} = \frac{c_{1,2}}{c}, \quad \tau_{1,2x} = \tau_m - \frac{p_{xx} c^2}{4\lambda_x} \Phi_{1,2} = \frac{p_{xx} c^2}{2\lambda_x} \frac{\vartheta_{1,2}}{Bi_{1,2}}; \quad (20)$$

$$\frac{y}{h} = \frac{h_{3,4}}{h}, \quad \tau_{3,4y} = \tau_m - \frac{p_{yy} \xi^2 c^2}{2\lambda_y} \left(\frac{h_{3,4}}{h}\right)^2 = -\frac{p_{yy} \xi^2 c^2}{\lambda_y} \frac{h_{3,4}}{h} \frac{1}{Bi_{3,4}}, \quad (21)$$

где

$$\Phi_1 = (v+1)^2 - \left(v + \frac{c_2}{c}\right)^2 \left(1 + 2 \ln \frac{v+1}{v + \frac{c_2}{c}}\right); \quad (22)$$

$$\Phi_2 = v^2 + \left(v + \frac{c_2}{c}\right)^2 \left(2 \ln \frac{v + \frac{c_2}{c}}{v} - 1\right); \quad (23)$$

$$\vartheta_1 = (v+1) - \frac{\left(v + \frac{c_2}{c}\right)^2}{v+1}; \quad (24)$$

$$\vartheta_2 = \frac{\left(v + \frac{c_2}{c}\right)^2}{v} - v; \quad (25)$$

$$Bi_{1,2} = \frac{\alpha_{1,2} c}{\lambda_x}, \quad Bi_{3,4} = \frac{\alpha_{3,4} c}{\lambda_y} \quad (26)$$

— критерии Био на граничных поверхностях теплообмена 1, 2, 3 и 4;  $c_1$  — расстояние от наиболее нагретой точки осевого сечения катушки до поверхности 1;  $h_{3,4}$  — расстояние от наиболее нагретой точки осевого сечения катушки до поверхностей 3 и 4.

В соответствии с (20) и (21) радиальная и продольная составляющие удельной мощности потерь в катушке равны:

$$p_{xx} = \frac{4\lambda_x \tau_m}{c^2 \left(\Phi_{1,2} + 2 \frac{\vartheta_{1,2}}{Bi_{1,2}}\right)}; \quad (27)$$

$$p_{yy} = \frac{2\lambda_y \tau_m}{\xi c^2 \frac{h_{3,4}}{h} \left(\xi \frac{h_{3,4}}{h} + \frac{2}{Bi_{3,4}}\right)}. \quad (28)$$

Подставляя (27) и (28) в (14), получаем выражение для максимального превышения температуры катушки в установившемся режиме:

$$\tau_m = \frac{p_{xx} c^2}{4\lambda_x \left[ \frac{1}{\Phi_{1,2} + 2 \frac{\vartheta_{1,2}}{Bi_{1,2}}} + \frac{1}{2} \frac{\lambda_y}{\lambda_x} \frac{1}{\xi \frac{h_{3,4}}{h} \left(\xi \frac{h_{3,4}}{h} + \frac{2}{Bi_{3,4}}\right)} \right]}. \quad (29)$$

Максимальное превышение температуры катушки ЭУМ может быть найдено из граничных условий

на поверхностях 1 и 3, 1 и 4, 2 и 3, 2 и 4, причем  $\tau_{m1-3} = \tau_{m1-4} = \tau_{m2-3} = \tau_{m2-4} = \tau_m$ , откуда:

$$\Phi_{1,2} + 2 \frac{\vartheta_{1,2}}{Bi_{1,2}} = \Phi_1 + 2 \frac{\vartheta_1}{Bi_1} = \Phi_2 + 2 \frac{\vartheta_2}{Bi_2}; \quad (30)$$

$$v + \frac{c_2}{c} = \sqrt{\frac{(v+1) + Bi_1 \left(\frac{1}{2} + v\right) + v \frac{Bi_1}{Bi_2}}{\frac{1}{v+1} + Bi_1 \ln \frac{v+1}{v} + \frac{1}{v} \frac{Bi_1}{Bi_2}}}; \quad (31)$$

$$\frac{h_{3,4}}{h} \left(\xi \frac{h_{3,4}}{h} + \frac{2}{Bi_{3,4}}\right) = \frac{h_3}{h} \left(\xi \frac{h_3}{h} + \frac{2}{Bi_3}\right) = \frac{h_1}{h} \left(\xi \frac{h_1}{h} + \frac{2}{Bi_1}\right); \quad (32)$$

$$\frac{h_3}{h} \approx \frac{h_1}{h} \approx 0,5. \quad (33)$$

Сопоставление результатов приближенного расчета радиальной составляющей температурного поля по (20) и (27) и продольной составляющей температурного поля по (21) и (28) с результатами точного расчета по [Л. 4] при различных геометрических и теплофизических параметрах показало, что погрешность расчета радиальной составляющей во всех случаях и продольной составляющей при  $\xi < 3$  не превышает 1%. При  $\xi > 3$  для повышения точности расчета максимального превышения температуры в (29) второй член в квадратных скобках следует умножить на корректирующий коэффициент  $\left(1 - 0,016 \frac{\xi^2}{Bi_{3,4}}\right)$ .

При известных геометрических и теплофизических параметрах ЭУМ эквивалентное тепловое сопротивление катушки по (29) с учетом (30) — (33) и корректирующего коэффициента равно:

$$R_T = \frac{c^2}{4\lambda_x V_K} \frac{1}{\Phi_{1,2} + 2 \frac{\vartheta_{1,2}}{Bi_{1,2}}} + \frac{1}{2} \frac{\lambda_y}{\lambda_x} \frac{1}{\xi \left(1 + \frac{1}{4} \xi Bi_3\right)}. \quad (34)$$

Для экспериментальной проверки точности предлагаемого метода расчета были изготовлены две каркасные катушки: 1)  $c = 1,28 \cdot 10^{-2}$  м;  $\xi = 6,41$ ;  $v = 2,2$ ; ПЭЛ-0,2; 2186 витков; 2)  $c = 1,585 \cdot 10^{-2}$  м;  $\xi = 6,08$ ;  $v = 1,77$ , ПЭВ-0,44; 6364 витка. В каждую из катушек встроено по 30 термометров сопротивления из провода ПЭЛ-0,07. В каркасы катушек вмонтированы алюминиевые гильзы с встроеными в них электронагревателями, позволяющими имитировать любой тепловой режим магнитопровода. Питание катушек и электронагревателей осуществлялось постоянным током. Анализ температурных полей в катушках при различных тепловых режимах подтвердил высокую точность предлагаемой математической модели температурного поля. По известным геометрическим и найденным опытным путем теплофизическим параметрам для различных тепловых режимов были определены по предлагаемой методике максимальные превышения температуры и эквивалентные тепловые сопротивления катушек и сопоставлены с экспериментальными данными. При известных из опыта теплофизических параметрах погрешность расчета не превышает 3% и сопоставима с погрешностью при опытным опре-

делении теплофизических параметров. Ввиду отсутствия в современной практике тепловых расчетов достаточно точных формул для определения теплофизических параметров ЭУМ, погрешность расчета при отсутствии опытных значений теплофизических параметров значительно выше и целиком определяется точностью вышеуказанных формул.

**Закономерности для оптимизации геометрии ЭУМ.** Оптимальная геометрия ЭУМ находится исследованием на максимум технико-экономического фактора ЭУМ, представляющего собой отношение определяющего фактора, например запаса магнитной энергии дросселя, электромагнитной мощности трансформатора, работоспособности электромагнита и т. п., к объему, массе или стоимости ЭУМ. В общем случае технико-экономический фактор ЭУМ равен:

$$\mathcal{E} = B\Gamma, \quad (35)$$

где  $B$  — размерный коэффициент, не зависящий от геометрии ЭУМ;  $\Gamma$  — безразмерный геометрический фактор.

Принимая за базовый геометрический размер ширину катушки, для определяющих геометрических величин ЭУМ имеем:

$$Q_M = \varphi_1 c^2, \quad Q_K = \varphi_2 c^2, \quad l_M = \varphi_3 c, \quad l_K = \varphi_4 c,$$

$$V_M = \varphi_5 c^3, \quad V_K = \varphi_6 c^3,$$

где  $V_M$  — объем магнитопровода;  $\varphi_1$ — $\varphi_6$  — геометрические функции.

Выражая объем, массу и стоимость ЭУМ через геометрические функции, найдем:

$$V = c^3 (\varphi_5 + \varphi_6); \quad (36)$$

$$G = k_M k_{и.м} \gamma_M c^3 \left( \varphi_5 + \frac{k_K k_{и.к} \gamma_K}{k_M c_{и.м} \gamma_M} \varphi_6 \right); \quad (37)$$

$$C = u_M c^3 \left( \varphi_5 + \frac{u_K}{u_M} \varphi_6 \right), \quad (38)$$

где  $\gamma_M, \gamma_K$  — удельный вес активного материала магнитопровода и катушки;  $k_{и.м}, k_{и.к}$  — коэффициенты, учитывающие массу изоляции магнитопровода и катушки;  $u_M$  и  $u_K$  — удельная стоимость магнитопровода и катушки.

Из (36) — (38) для ширины катушки в общем случае получим:

$$c = \frac{\lambda_x}{\alpha_1} \frac{Bi}{\sqrt{\varphi_5 + A\varphi_6}}, \quad (39)$$

где  $Bi$  — обобщенное значение критерия Био;  $A$  — параметр оптимизации; значения  $Bi$  и  $A$  соответственно равны:

при оптимизации на минимум объема ЭУМ

$$Bi_V = \frac{\alpha_1}{\lambda_x} \sqrt[3]{V}, \quad A_V = 1;$$

при оптимизации на минимум массы ЭУМ

$$Bi_G = \frac{\alpha_1}{\lambda_x} \sqrt[3]{\frac{G}{k_M k_{и.м} \gamma_M}}, \quad A_G = \frac{k_K k_{и.к} \gamma_K}{k_M c_{и.м} \gamma_M} = 0,4 - 1,0;$$

при оптимизации на минимум стоимости ЭУМ

$$Bi_C = \frac{\alpha_1}{\lambda_x} \sqrt[3]{\frac{C}{u_M}}, \quad A_C = \frac{u_K}{u_M} = 1 - 20.$$

Эквивалентное тепловое сопротивление ЭУМ из (34) с учетом (22), (24) и (39)

$$R_T = \frac{1}{4\lambda_x c F \varphi_6}, \quad (40)$$

где

$$F = \frac{1}{(\nu + 1)^2 + \frac{2(\nu + 1)}{Bi} \sqrt[3]{\varphi_5 + A\varphi_6} - \left( \nu + \frac{c_2}{c} \right)^2 + 1 + \frac{2 \ln \frac{\nu + 1}{\nu + \frac{c_2}{c}} + \frac{2}{Bi} \frac{\sqrt[3]{\varphi_5 + A\varphi_6}}{\nu + 1} + \frac{1}{\xi} \frac{\frac{1}{2} \frac{\alpha_3}{\alpha_1} \frac{Bi}{\sqrt[3]{\varphi_5 + A\varphi_6}} - 0,008\xi}{1 + \frac{1}{4} \xi \frac{\alpha_3}{\alpha_1} \frac{\lambda_x}{\lambda_y} \frac{Bi}{\sqrt{\varphi_5 + A\varphi_6}}}}; \quad (41)$$

$$\nu + \frac{c_2}{c} = \sqrt{\frac{(\nu + 1) + \frac{Bi}{\sqrt[3]{\varphi_5 + A\varphi_6}} \left( \frac{1}{2} + \nu \right) + \nu \frac{\alpha_1}{\alpha_2}}{\frac{1}{\nu + 1} + \frac{Bi}{\sqrt[3]{\varphi_5 + A\varphi_6}} \ln \frac{\nu + 1}{\nu} + \frac{1}{\nu} \frac{\alpha_1}{\alpha_2}}}. \quad (31')$$

Соответствующий условиям оптимизации технико-экономический фактор определяется в зависимости от вида ЭУМ путем решения (7), (10) — (12) на (36) — (38), причем эквивалентные электрическое и тепловое сопротивления находятся соответственно из (8) и (40), а эквивалентное магнитное сопротивление в зависимости от наличия воздушного зазора — по (5) или (6).

Как показала обработка экспериментальных кривых намагничивания различных магнитных материалов [Л. 2, 8 и 9], удельное (активное) магнитное сопротивление материалов магнитопроводов в зоне рабочих значений магнитной индукции с достаточной для инженерных расчетов степенью точности пропорционально напряженности магнитного поля  $H$ , т. е.

$$\rho_M \approx k_p H, \quad (42)$$

где  $k_p$  — коэффициент пропорциональности.

В свою очередь, для напряженности магнитного поля ЭУМ имеем:

$$H = \frac{I\omega}{l_M} = \frac{1}{l_M} \sqrt{\frac{k_K Q_K \tau_d}{k_3 \rho_3 l_K R_T}}. \quad (43)$$

Подставляя (42) и (43) в (6), найдем эквивалентное магнитное сопротивление ЭУМ с замкнутым магнитопроводом:

$$R_M \approx \frac{k_0 k_p}{k_M} \sqrt{\frac{k_K \tau_d}{k_3 \rho_3}} \frac{1}{Q_M} \sqrt{\frac{Q_K}{l_K R_T}}. \quad (44)$$

Произведя несложные преобразования, для геометрического фактора ЭУМ с немагнитным зазором, имеющим  $R_M$  по (5), и геометрического фактора ЭУМ с замкнутым магнитопроводом, имеющим  $R_M$  по (44), соответственно получаем:

$$\Gamma_0 = \frac{\varphi_1 \varphi_2 \varphi_6 F}{\varphi_3 \varphi_4 (\varphi_5 + A\varphi_6)}; \quad (45)$$

$$\Gamma = \frac{\varphi_1 \sqrt{\varphi_2 \varphi_6 F}}{\sqrt{\varphi_4} (\varphi_5 + A\varphi_6)}. \quad (46)$$

Определение геометрических функций в каждом частном случае не представляет трудностей. Так, для конструкции ЭУМ, изображенной на рис. 1, имеем;  $\varphi_1 = \pi v^2$ ;  $\varphi_2 = \xi$ ;  $\varphi_3 \approx 2(1 + \xi + 4v)$ ;  $\varphi_4 = \pi(2v + 1)$ ;  $\varphi_5 = \varphi_1 \varphi_3$ ;  $\varphi_6 = \varphi_2 \varphi_4$ .

Выражения геометрического фактора по (45) и (46) удобны для проведения оптимизационных расчетов на ЦВМ.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тулин А. С. Обобщенные условия соразмерности электромагнитных систем (геометрия электромагнитных систем). — «Автоматика и телемеханика», 1960, т. XXI, № 3.
2. Сотсков Б. С. Основы расчета и проектирования электро-механических элементов автоматических и телемеханических устройств. М., «Энергия», 1965.

3. Смирнов Ю. В. Об эквивалентном тепловом сопротивлении электромагнитных устройств малой мощности. — «Электротехника», 1971, № 6.

4. Аронов Р. Л. Методы расчетов тепловых процессов в активных материалах электротехнических конструкций. М., ГОНТИ — ДНТВУ, 1938.

5. Залесский А. М., Кукеков Г. А. Тепловые расчеты электрических аппаратов. Л., «Энергия», 1967.

6. Клименко Б. В. Асимметричный нагрев обмоток в стационарном режиме. — «Изв. вузов. Электромеханика», 1971, № 9.

7. Пехович А. И., Жидких В. М. Расчеты теплового режима твердых тел. М., «Энергия», 1968.

8. Буль Б. К. Основы теории и расчета магнитных цепей. М., «Энергия», 1964.

9. Бамдас А. М., Савиновский Ю. А. Дроссели переменного тока радиоэлектронной аппаратуры. М., «Советское радио», 1969.

[21.6.1973]

УДК 621.316.993.001.4

## Определение электрического сопротивления верхних слоев грунта

Кандидаты техн. наук ЦЕЛЕБРОВСКИЙ Ю. В., КОСТИКОВ В. У.

Новосибирск, Омск

Способы расчета сложных заземляющих устройств позволяют получить весьма точные результаты при условии верного выбора расчетных параметров грунта. Общепринятым для этих целей методом является вертикальное электрическое зондирование (ВЭЗ) четырехэлектродными установками [Л. 1 и 2]. Получаемые при этом кривые ВЭЗ несут информацию об электрическом строении грунта, но расчетные параметры (удельное сопротивление и мощность слоев) содержат в неявном виде. Интерпретация этих кривых и приведение полученных данных к расчетной двуслойной модели — операция несовершенная и ее качество, а следовательно, и точность во многом зависят от опыта и интуиции интерпретатора.

Вместе с тем исходной информацией для расчета по методу наведенных потенциалов могут служить не сопротивление и мощность слоев принятой модели грунта, а взаимное сопротивление двух точечных источников в функции расстояния между ними [Л. 3]. Эту функцию можно получить с помощью двухэлектродной установки ВЭЗ или путем преобразования кривой ВЭЗ, полученной с помощью четырехэлектродной установки.

При зондировании двухэлектродной установкой измеряются потенциалы поля питающего (токового) электрода  $A$  на разных удалениях от него с помощью передвигаемого приемного (потенциального) электрода  $M$ . При этом необходимые для создания токовой цепи и измерения потенциалов два вспомогательных электрода  $B$  и  $N$  должны быть удалены от места зондирования и друг от друга на такое расстояние, чтобы не оказывать никакого практического влияния на результаты измерения. Обычно их называют «удаленными в бесконечность». Однако и при конечном расположении всех четырех электродов на площадке ограниченных размеров возможна такая схема их размещения, при которой результатом зондирования будет являться кривая взаимного сопротивления двух точечных источников.

Рассмотрим возможности схемы при конечном расположении электродов, если удельное сопротивление грунта изменяется только в функции глубины, иными словами, если эквипотенциальные линии точечного источника на поверхности земли близки к окружностям. При конечном расположении точечных питающих  $A, B$  и приемных  $M, N$  электродов разность потенциалов, измеряемая между точками  $M$  и  $N$

$$U_{MN} = \frac{I \rho_{AM}}{2\pi AM} - \frac{I \rho_{BM}}{2\pi BM} - \frac{I \rho_{AN}}{2\pi AN} + \frac{I \rho_{BN}}{2\pi BN}, \quad (1)$$

где  $I$  — ток установки;  $AM, BM, AN, BN$  — расстояния между соответствующими точками;  $\rho_{AM}, \rho_{BM}, \rho_{AN}, \rho_{BN}$  — кажущееся удельное сопротивление грунта, равное удельному сопротивлению однородной земли, при котором взаимное сопротивление между электродами  $A$  и  $M, B$  и  $M, A$  и  $N, B$  и  $N$  такое же, как и в реальной неоднородной земле; так как в общем случае расстояния  $AM, BM, AN, BN$  различны, то будут различны и величины  $\rho$ .

Первый член правой части уравнения (1) представляет собой потенциал, фиксируемый двухэлектродной установкой при «бесконечном» удалении электродов  $B$  и  $N$ . Сумма остальных трех членов — «погрешность» измерения, вызванная конечным удалением электродов. При равенстве этой «погрешности» нулю можно записать:

$$\frac{\rho_{BM}}{BM} = \frac{\rho_{BN}}{BN} = \frac{\rho_{AN}}{AN}. \quad (2)$$

Так как при зондировании электроды  $A, B, N$  неподвижны, а движется только электрод  $M$ , то правая часть формулы является величиной постоянной. Вытекающее отсюда постоянство левой части практически может быть обеспечено лишь при неизменном расстоянии  $BM$ . Необходимость изменения в процессе зондирования расстояния  $AM$  приводит к единственному решению — движению точки  $M$  по окружности, центром которой является

электрод  $B$ . Так как движение точки  $M$  начинается от электрода  $A$ , то радиус этой окружности должен быть равным расстоянию  $AB$  (в дальнейшем обозначается  $a$ ).

Таким образом определяется положение электродов  $A, B, M$ . Положение электрода  $N$  в общем случае можно найти из уравнения (2), однако для этого необходимо заранее знать значения  $\rho$ , т. е. электрическое строение грунта. Если поместить электрод в точку с нулевым потенциалом, например посередине между электродами  $A$  и  $B$ , то измеряемая разность потенциалов  $U_{MN}$  будет меньше искомого значения потенциала всегда на одну и ту же величину, наводимую электродом  $B$  (ток электрода  $A$  считается положительным, электрода  $B$  — отрицательным) и равную:

$$-\varphi_{BM} = -I\rho a/2\pi a. \quad (3)$$

Таким образом, для того, чтобы измеряемое значение разности потенциалов равнялось искомому потенциалу поля электрода  $A$  в точке  $M$ , электрод  $N$  необходимо поместить в точку, потенциал которой ниже нулевого на  $\varphi_{BM}$ . На линии, соединяющей питающие электроды  $A$  и  $B$  эта точка должна располагаться ближе к электроду  $B$ . Назовем разность потенциалов между нулевой линией и искомой точкой компенсирующим потенциалом. Для определения значения компенсирующего потенциала по выражению (3) необходимо знать величину  $\rho_a$ , которую можно определить перед началом измерений, например по схеме рис. 1. В случае расположения электродов  $M$  и  $N$  по линии, параллельной  $AB$ , измеренная разность потенциалов [Л. 1]:

$$U'_{MN} = \frac{I\rho_a}{\pi} \left( \frac{1}{\sqrt{a^2 - \frac{al}{2} + \frac{l^2}{4}}} - \frac{1}{\sqrt{a^2 + \frac{al}{2} + \frac{l^2}{4}}} \right). \quad (4)$$

Из формул (3) и (4) найдем значение компенсирующего потенциала:

$$\varphi_k = \varphi_{BM} = \frac{U'_{MN}}{2a \left( \frac{1}{\sqrt{a^2 - \frac{al}{2} + \frac{l^2}{4}}} - \frac{1}{\sqrt{a^2 + \frac{al}{2} + \frac{l^2}{4}}} \right)}. \quad (5)$$

По найденному значению компенсирующего потенциала экспериментально определяется положение электрода  $N$ . Для этого электрод  $M$  располагают посередине между электродами  $A$  и  $B$  (в точке нулевого потенциала) и при включенном генераторе передвигают электрод  $N$  в направлении электрода  $B$  до тех пор, пока вольтметр, включенный меж-

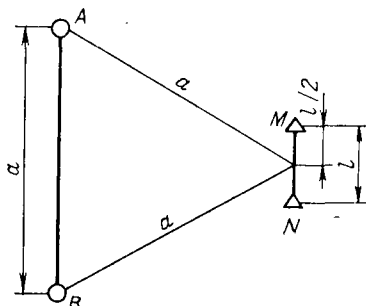
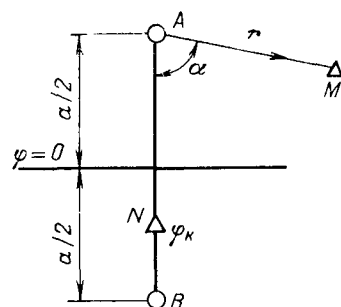


Рис. 1. Схема определения компенсирующего потенциала (план).

Рис. 2. Схема модифицированной двухэлектродной установки СибНИИЭ (план).



ду электродами  $M$  и  $N$ , не покажет разность потенциалов, равную  $\varphi_k$ .

Принятое выше допущение о зависимости сопротивления грунта только от глубины вряд ли можно считать абсолютно верным для реальных грунтов. Горизонтальная неравномерность грунта по площадке дает обычно разные значения  $U_{MN}$  при расположении приемных электродов симметрично с обеих сторон от линии, соединяющей питающие электроды. Это не позволяет точно определить местоположение электрода  $N$  и заставляет разнос  $AM$  ограничить таким значением, чтобы потенциалы, наводимые в точке  $M$  электродом  $A$ , были бы выше (по абсолютному значению) потенциалов, наводимых в той же точке электродом  $B$ , т. е. величиной  $a$ . При таком разнесе  $MA$  путь движения по дуге окружности и по некоторой секущей ее линии практически близки. Таким образом для использования в практике может быть рекомендована схема зондирования, изображенная на рис. 2. Питающие электроды  $A$  и  $B$  располагаются на расстоянии  $a$ , большем, чем требуемый максимальный разнос  $r_{max}$ . Положение электрода  $N$  определяется экспериментально описанным выше способом. В большинстве случаев при значениях  $AB$ , в 2 и более раз превышающих максимальный требуемый разнос  $AM$ , расстояние  $AN$  практически может быть принятым равным  $0,6 AB$ . Угол  $\alpha$  между линией  $AB$  и направлением зондирования выбирается близким к  $80^\circ$ . Измеренное значение  $U_{MN}$ , деленное на значение тока установки, определяет значения взаимного сопротивления точек  $A$  и  $M$  при разных расстояниях  $r$  между ними.

Полученную функцию можно преобразовать в кривую ВЭЗ четырехэлектродной установки. Воспользуемся для этого положениями [Л. 4]. Рассмотрим схему, изображенную на рис. 3. Обозначим через  $\rho^{(2)}$  удельное сопротивление, определяемое с помощью двухэлектродной установки (т. е. через измеренные значения потенциала в точке), а через  $\rho^{(4)}$  — сопротивление, измеренное симметричной четырехэлектродной установкой. Используя известное выражение для симметричной установки Шлюмберже, найдем среднее значение напряженности электрического поля на участке  $MN$ :

$$E_{MN} = \frac{4I\rho^{(4)}}{\pi(AB^2 - l^2)}. \quad (6)$$

Эту же среднюю напряженность можно найти, проинтегрировав в интервале  $MN$  напряженности в точках от источников  $A$  и  $B$  и поделив затем по-

\* Все измерения необходимо производить при одинаковом значении тока в цепи электродов  $A$  и  $B$ .

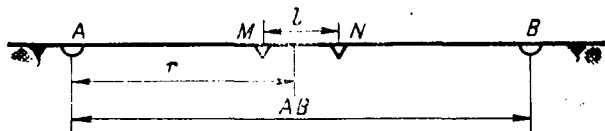


Рис. 3. Схема для пересчета кривой ВЭЗ, полученной двухэлектродной установкой, в кривую для четырехэлектродной установки (разрез).

лученное значение на длину участка  $l$ :

$$E_{MN} = \frac{I}{2\pi l} \left[ \int_M^N \frac{d}{dr} \left( \frac{\rho^{(2)}}{r} \right) dr - \int_N^M \frac{d}{dr} \left( \frac{\rho^{(2)}}{r} \right) dr \right] = \frac{I}{\pi l} \left( \frac{\rho_M^{(2)}}{r_M} - \frac{\rho_N^{(2)}}{r_N} \right), \quad (7)$$

где  $r$  — переменное расстояние от токового электрода до точки, расположенной в интервале от  $M$  до  $N$ ;  $\rho_M^{(2)}/r_M$ ;  $\rho_N^{(2)}/r_N$  — отношения кажущихся сопротивлений, найденных двухэлектродной установкой при разносах на расстояния  $r_M = AM$  и  $r_N = AN$ , к этим расстояниям.

Приравнявая (6) и (7), найдем:

$$\rho^{(4)} = \frac{AB^2 - l^2}{4l} \left( \frac{\rho_M^{(2)}}{r_M} - \frac{\rho_N^{(2)}}{r_N} \right). \quad (8)$$

В этой формуле в скобках указаны результаты двух соседних измерений двухэлектродной установкой, а значения  $AB$  и  $l$  можно определить как:

$$\left. \begin{aligned} AB &= r_M + r_N; \\ l &= r_N - r_M. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Формула (8) удобна для пересчета кривой ВЭЗ, полученной при использовании двухэлектродной установки, в кривую, соответствующую четырехэлектродной. Так как при зондировании двухэлектродной установкой измеряется непосредственно значение потенциала  $\phi$  (или  $\psi = \phi/I$ ), то удобнее пользоваться формулой, содержащей именно эту величину. С учетом (9) и выражения вида (3) преобразуем (8) и найдем, заменяя  $M$  и  $N$  на  $i$  и  $i+1$ ,

$$\rho^{(4)} = \frac{2\pi r_i r_{i+1}}{r_{i+1} - r_i} \left( \frac{\phi_i}{I} - \frac{\phi_{i+1}}{I} \right), \quad (10)$$

где  $I$  — ток установки;  $\phi_i$ ,  $\phi_{i+1}$  — потенциалы двух соседних измерений;  $r_i$ ,  $r_{i+1}$  — расстояния последовательно измеренных точек от электрода  $A$ ;  $\phi_i/I = \psi_i$ ;  $\phi_{i+1}/I = \psi_{i+1}$  — последовательно измеренные взаимные сопротивления точек  $A$  и  $M_i$ ,  $A$  и  $M_{i+1}$ .

Формула (10) позволяет перейти от значений двух последовательно измеренных взаимных сопротивлений к кривой удельного сопротивления, измеряемого четырехэлектродной установкой. При небольшом шаге измерений ( $r_{i+1} < 2r_i$ ) можно достаточно точно и однозначно получить указанную кривую.

Интересна также и обратная задача — переход от кривой зондирования четырехэлектродной установкой в кривую взаимных сопротивлений. Она может быть решена, если использовать предположение, что при достаточно малых разносах обе уста-

новки дают информацию об одном и том же верхнем слое грунта с удельным сопротивлением  $\rho_1$ . Иначе,

$$\rho_1 = \rho_1^{(2)} = \rho_1^{(4)}. \quad (11)$$

Это справедливо для случая, когда мощность верхнего слоя, по крайней мере, больше минимально возможного разноса питающих электродов четырехэлектродной установки, т. е. левая ветвь кривой зондирования приближается к асимптоте, начиная с расстояния  $1$  м и более. Приняв условие (11), найдем для первого измерения

$$\psi_1 = \frac{\phi_1}{I} = \frac{\rho_1^{(4)}}{2\pi r_1}. \quad (12)$$

Зная значение взаимного сопротивления для первого измерения, из выражения (10) можно найти последующее значение  $\psi$ :

$$\psi_2 = \psi_1 - \frac{r_2 - r_1}{2\pi r_1 r_2} \rho_1^{(4)}. \quad (13)$$

Таким же образом, используя предыдущие значения  $\psi_i$ , можно найти последующие значения  $\psi_{i+1}$ :

$$\psi_{i+1} = \psi_i - \frac{r_{i+1} - r_i}{2\pi r_i r_{i+1}} \rho_i^{(4)}. \quad (14)$$

В соответствии со схемой для вывода выражения (10) (рис. 3) в формулах (13) и (14)  $\rho_i^{(4)}$  берется по кривой зондирования четырехэлектродной установкой для значения

$$\frac{AB}{2} = \frac{r_i + r_{i+1}}{2}. \quad (15)$$

Предлагаемая схема для получения кривых взаимного сопротивления двух точечных источников в зависимости от расстояния между ними (рис. 2) была проверена в разных районах Советского Союза в различных по геоэлектрическому разрезу грунтах. На рис. 4 показана кривая, снятая с помощью установки Шлюмберже вблизи одной из подстанций 110 кВ Туркмении. Вид кривой соответствует многослойному геоэлектрическому разрезу, и интерпретация ее весьма затруднительна. На этом же рисунке показана кривая взаимных сопротивлений, пересчитанная из кривой Шлюмберже по описан-

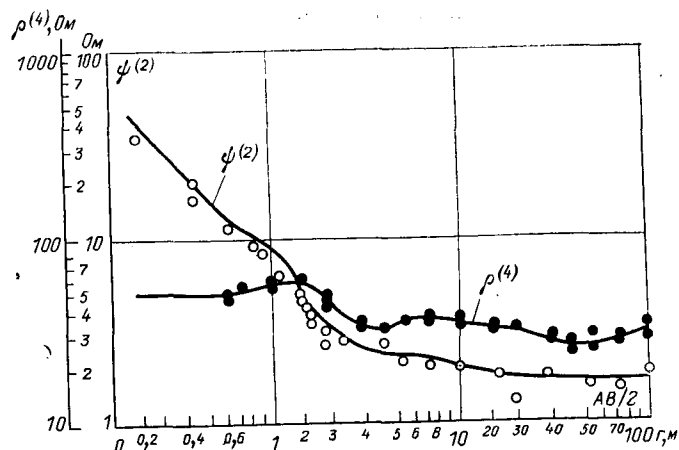


Рис. 4. Сравнение результатов зондирования на площадке подстанции 110/10 кВ.

О — экспериментальные значения ( $a=150$  м).

# Исследование потерь мощности в экранах экранированных асинхронных двигателей

Канд. техн. наук АГЕЕВ В. Д.

Ленинград

Как известно [Л. 1], одной из отличительных особенностей экранированных асинхронных двигателей (ЭАД) по сравнению с нормальными двигателями является наличие в зазоре между ротором статора и ротором экрана, герметически отделяющего полость ротора от полости статора. В ЭАД бессальниковых насосов такая герметизация осуществляется, как правило, тонкосенными ( $\Delta \leq 0,5$  мм) немагнитными экранами, изготовляемыми из сплавов марок ХН78Т или ХН70 ГОСТ 5632-61. Замыкание (приварка) экрана на массивные детали статора выполняется электроимпульсной шовной сваркой (реже аргонодуговой).

Исследованию потерь мощности в экранах ЭАД посвящено много работ [Л. 2—11]. Погрешности расчетов потерь, выполненных по этим методикам для экранов, замыкание которых производится на различных расстояниях от сердечника статора, как показано в [Л. 6] и автором настоящей статьи, достигают 50% и более. Такая точность не может считаться удовлетворительной, так как потери в экранах составляют примерно 40% общих потерь или примерно 15% потребляемой мощности ЭАД. Кроме того, известные экспериментальные исследования потерь в экранах проведены на моделях сравнительно малой мощности. Результаты исследований, проведенных на натурных моделях и образцах, в литературе не приводятся. Недостаточно внимания уделено также исследованию потерь в замкнутых экранах, хотя именно этот способ их установки является наиболее распространенным. Учитывая эти обстоятельства, в настоящей статье приводятся результаты исследований потерь мощности для замкнутых экранов ЭАД. Проверка теоретических исследований выполнена на натурных моделях и опытных или головных образцах.

При расчете приняты следующие допущения: магнитное поле, связанное с экраном, ограничено расчетной длиной воздушного зазора и имеет только нормальную составляющую, изменяющуюся по окружности воздушного зазора по гармоническому закону; магнитная проницаемость экрана на длине сердечника и на длине вылетов равна  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  гн/м; существует только первая гармоническая всех известных и определяемых величин; индуктивное сопротивление экрана не учитывается; экран не образует по всей длине токоведущих контуров с массивными деталями ЭАД. Как показали исследования, принятые допущения не вносят заметных погрешностей в методику расчета.

ному методу. Совпадение расчетных и экспериментальных значений удовлетворительное.

Опыт, однако, показывает, что точность совпадения определяется прежде всего соблюдением на месте эксперимента условия (11). В грунтах, более резко понижающих свое удельное сопротивление с глубиной, пересчет по зависимости (14) невозможен из-за неточности исходного предположения. В то же время обратный пересчет по формуле (10), начиная с разностей 5—10 м, дает совпадающие результаты. Это значит, что исходную информацию для расчета заземлений следует получать зондированием непосредственно двухэлектродной установкой и лишь в редких случаях осуществлять пересчет кривых Шлюмберже.

**Выводы.** 1. Кривую взаимных сопротивлений двух точечных источников, необходимую для непосредственного использования в расчете, можно получить с помощью предлагаемой модифицированной

Гипотетический интерес представляют два случая установки экрана: экран на концах разомкнут; экран на концах замкнут.

В обоих случаях задача по определению потерь может быть решена с помощью уравнений Максвелла:

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{rot} \bar{E} &= -\frac{\partial \bar{B}}{\partial t} \\ \operatorname{div} \bar{E} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Достаточно подробное решение уравнений (1) для разомкнутого экрана приведено в [Л. 2].

Основное отличие при решении уравнений (1) применительно к замкнутому экрану состоит в том, что касательная составляющая плотности тока и напряженность магнитного поля при  $y = \frac{l_t + 2l_n}{2}$  равны нулю (см. рис. 1), т. е.

$$E_{l_{\text{тх}}} = 0/y = \frac{l_t + 2l_n}{2}. \quad (2)$$

Условие (2) соответствует действительной физической картине распределения токов в замкнутом экране, так как в этом случае поочередно убывающий ток на концах замкнутого экрана замыкается по чрезвычайно малому сопротивлению практически без потерь.

Решая уравнения (1) с учетом условий (2), получаем следующее значение напряженности электрического поля в зоне  $l_t$ :

$$E_{l_{\text{тв}}} = \left[ 1 - \frac{\operatorname{ch} \frac{\pi y}{\tau}}{\operatorname{ch} \frac{\pi \Lambda}{2} + \varepsilon \operatorname{sh} \frac{\pi \Lambda}{2} \operatorname{cth} \frac{\pi \beta'}{2}} \right] \times \\ \times B_0 \omega \frac{\tau}{\pi} e^{\frac{j}{\omega} \left( \omega t - \frac{x}{\tau} \right)}, \quad (3)$$

$$\text{где } \varepsilon = \frac{\gamma_{l_n}}{\gamma_{l_t}}.$$

ной двухэлектродной установки с конечным расположением основных и вспомогательных электродов.

2. Результаты зондирования двухэлектродной установкой могут быть пересчитаны в кривую, получаемую с помощью установки Шлюмберже. В некоторых случаях возможен обратный пересчет кривой Шлюмберже в кривую взаимных сопротивлений двух точечных источников.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Заборовский А. И. Электроразведка. М. Гостоптехиздат, 1963, 423 с.
2. Коструба С. И. Измерения электрических параметров земли и заземляющих устройств. М., «Энергия», 1972, 167 с.
3. Ослон А. Б., Десянов А. Г. Расчет заземляющих сеток в многослойном грунте.— «Электричество», 1971, № 5, с. 23—26.
4. Костилов В. У. Метод взаимной трансформации кривых кажущегося сопротивления двухполюсных и четырехполюсных установок.— «Научные труды ОМИИТ», 1967, т. 77, с. 86—91.

119.4.1974]

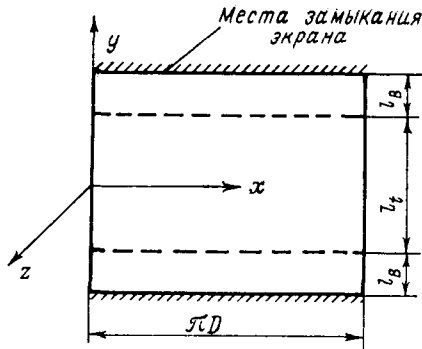


Рис. 1. Развертка цилиндрического экрана на плоскость.

Плотность тока и сила, действующая на элемент объема экрана, соответственно равны:

$$j = E_{ly} \gamma_t; \quad (4)$$

$$dF = \operatorname{Re} B_0 E_{ly} \gamma_t \Delta dx dy. \quad (5)$$

Потери мощности в замкнутом экране

$$P'_0 = \operatorname{Re} 2 \int_0^{l_t/2} \int_0^{\pi D} B_0 E_{ly} v \Delta \gamma_t dx dy, \quad (6)$$

где  $v = \frac{\omega}{\pi}$  — скорость магнитного поля относительно экрана.

Решение (6) позволяет получить достаточно простые формулы для расчета потерь в замкнутом экране с учетом различной длины его вылетов:

$$P'_0 = 4p B_0^2 \tau^2 f^2 l_t \gamma_t \Delta \left[ 1 - \frac{\pi \Lambda}{2} \left( \operatorname{cth} \frac{\pi \Lambda}{2} + \varepsilon \operatorname{cth} \frac{\pi \beta'}{2} \right) \right]; \quad (7)$$

$$P_0' = P_0 k_p', \quad (8)$$

где

$$k_p' = \frac{P'_0}{P_0} = 1 - \frac{\pi \Lambda}{2} \left( \operatorname{cth} \frac{\pi \Lambda}{2} + \varepsilon \operatorname{cth} \frac{\pi \beta'}{2} \right). \quad (9)$$

Полученный в (9) коэффициент краевого эффекта характеризует отношение потерь в замкнутом экране к потерям в экране, в котором лобовые части были бы сверхпроводящими.

Уравнение (9) позволяет определить длину вылета замкнутого экрана, при которой коэффициент  $k_p'$ , а следовательно, и потери в экране при данном значении  $\Lambda$  будут практически минимальными.

Так как  $\operatorname{cth} \frac{\pi \beta'}{2}$  в нашем случае изменяется от  $+\infty$  до  $+1$ , то, очевидно,  $k_p'$  будет иметь минимальное значение в том случае, если  $\operatorname{cth} \frac{\pi \beta'}{2} = 1$ . Практически уже при  $\beta' = 2l_b/\tau = 1$  он изменяется незначительно и примерно равен единице. В этом случае с достаточной для практических расчетов точностью длина одностороннего вылета замкнутого экрана, при которой потери в нем будут минимальными, равна:

$$l_b = 0,5\tau. \quad (10)$$

Уравнение (10) имеет важное практическое значение, так как позволяет в процессе проектирования ЭАД быстро выбирать длины вылетов замкнутого экрана, при которых потери в нем будут практически минимальными.

В тех случаях, когда экран не замкнут на концах, наоборот, при длине вылета экрана, равной  $0,5\tau$ , потери в нем имеют максимальное значение и при дальнейшем увеличении длины вылетов экрана практически не увеличиваются.

Экспериментальные исследования потерь в экране проведены на двух моделях, изготовленных на базе ЭАД мощностью 25 и 18 кВт, и двух натурных ЭАД мощностью 40 и 250 кВт. Относительная длина  $\Lambda = l_t/\tau$  для моделей соответ-

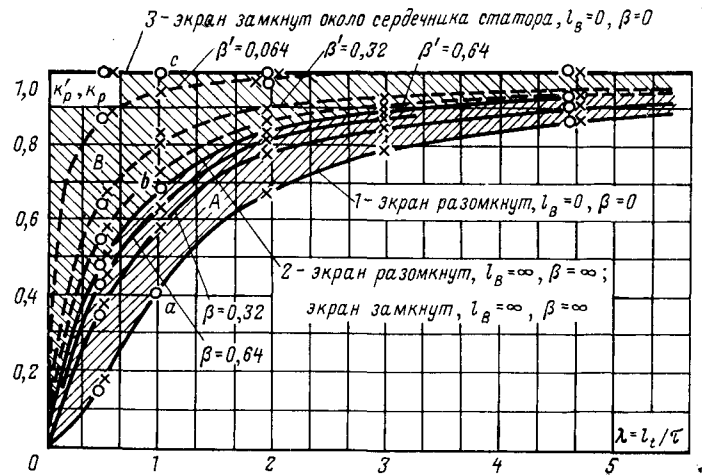


Рис. 2. Коэффициенты краевого эффекта при замкнутом и разомкнутом экранах в зависимости от относительной длины ЭАД.

A — зона значений  $k_p$  при разомкнутом экране; B — зона значений  $k_p'$  при замкнутом экране; a-b — значения коэффициента  $k_p$  при разомкнутом экране,  $\Lambda = \text{const}$ ; b-c — значения коэффициента  $k_p'$  при замкнутом экране,  $\Lambda = \text{const}$ .

$\beta' = \frac{2l_b}{\tau}$  — относительная длина вылета замкнутого экрана;  $\beta = \frac{2l_b}{\tau}$  — относительная длина вылета разомкнутого экрана.

— экран разомкнут; --- экран замкнут; -X- — расчет; • — опыт.

венно составляла 0,46 и 4,7, для ЭАД — 2,1 и 1,9. Для удобства проведения исследований экраны на моделях устанавливались на фальшроторах (пакет, набранный из листовой электротехнической стали). На концах фальшротора были установлены массивные втулки, имитирующие нажимные плиты статора, к которым в действительности привариваются концы экрана. На всей длине экран изолировался от ротора стеклотканью. Экран и обмотка модели в период проведения опыта охлаждались воздухом, что позволяло провести все испытания практически при постоянной температуре. Температура экрана и обмотки контролировалась термомпарами. Удельное сопротивление и толщина экрана предварительно замерялись.

Потери в экранах моделей измерялись при нескольких длинах вылетов экрана, причем при каждой длине вылета потери замерялись дважды — до и после приваривания экрана. Потери в экране определялись как разность между потерями в системах «статор — экран — фальшротор» и «статор — фальшротор». Магнитный поток измерялся с помощью двух измерительных обмоток, уложенных по полюсному шагу обмотки. Одновременно с исследованиями потерь в экранах проводилось исследование реакции вихревых токов экрана на основное магнитное поле в зазоре ЭАД. Магнитные индукции в воздушном зазоре измерялись датчиком э. д. с. Холла до и после установки экрана. Результаты измерений сравнивались между собой. Для обобщения результатов исследований все испытания были проведены при частотах 50, 100 и 400 гц. Краткие результаты расчетно-экспериментальных исследований приведены на рис. 2—5.

На рис. 2 представлены кривые зависимости коэффициента краевого эффекта от относительной длины ЭАД для замкнутого и разомкнутого экранов. Кривая 1 характеризует значения коэффициента  $k_p$  при разомкнутом экране,  $l_b = 0$ ; кривая 2 — значения коэффициента  $k_p$  при разомкнутом экране, имеющем длину вылета, теоретически равную бесконечности. Кроме того, кривая 2 характеризует значения коэффициента  $k_p'$  для замкнутого экрана, когда последний замкнут на массивные детали статора теоретически в бесконечности, практически на длине, равной половине полюсного деления. Область A, ограниченная кривыми 1 и 2, характеризует значения коэффициента краевого эффекта при всех промежуточных значениях длины вылета разомкнутого экрана, т. е. при  $j_b = 0 - \infty$ . Кривая 3 дает теоретическое значение коэффициента  $k_p'$  для случаев, если бы токи, индуцируемые в экране, замыкались в лобовых частях без потерь, т. е. лобовые части экрана были бы сверхпроводящими. Практически  $k_p' = 1$  при



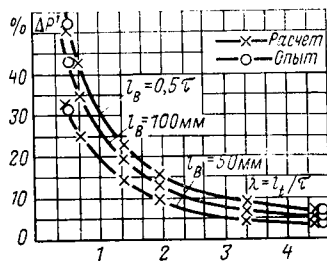


Рис. 3. Снижение потерь в замкнутом экране в зависимости от относительной длины ЭАД по сравнению с потерями в экране, замкнутом в непосредственной близости от сердечника статора.

замыкании экрана на массивные детали в непосредственной близости от сердечника статора. Область В, ограниченная кривыми 3 и 2, характеризует значения коэффициента  $k_p'$  для замкнутого экрана при любых значениях  $\Lambda$ .

Кривые на рис. 3 позволяют определить процентное уменьшение потерь в замкнутом экране при различных длинах вылетов лобовых частей экрана по сравнению с потерями в экране, замкнутом в непосредственной близости от сердечника статора. Например, при увеличении вылета экрана до  $l_b = 100$  мм при  $\Lambda = 1$  потери в экране снижаются примерно на 27%. В разомкнутом экране имеет место обратная картина: при увеличении длины вылета экрана потери в нем возрастают. Наибольшее значение потери в этом случае будут иметь при длине вылета  $l_b = 0,5\tau$ , наименьшее — при  $l_b = 0$ .

На рис. 4 приведены кривые процентного увеличения к. п. д. ЭАД в зависимости от относительной длины. Увеличение длины вылета экрана до  $l_b = 0,5\tau$  при  $\Lambda = 1$  позволяет повысить к. п. д. ЭАД примерно на 3%.

Были определены также расчетно-экспериментальные значения коэффициента краевого эффекта для разомкнутого и замкнутого экранов в зависимости от относительной длины вылета экрана  $\beta' = 2l_b/\tau$  при различных значениях  $\Lambda$ . Было установлено, что при  $\beta' = 1$  ( $l_b = 0,5\tau$ ) потери в замкнутом экране минимальны и при дальнейшем увеличении длины вылета не изменяются.

На рис. 5 приведены расчетно-экспериментальные потери в замкнутом экране для двух ЭАД мощностью 40 и 250 кВт. Из этого рисунка видно, что предложенная методика расчета потерь в замкнутом экране дает хорошее совпадение с опытом. Погрешность расчетов по сравнению с экспериментом не превышает 3%.

В результате исследования реакции вихревых токов экрана на основное магнитное поле в зазоре ЭАД установлено, что при частотах 50—400 гц в немагнитных тонкостенных экранах ( $\Lambda \leq 0,5$  мм) реакция вихревых токов практически отсутствует. Это обстоятельство позволяет при расчете потерь в указанных экранах и анализе рабочих характеристик ЭАД реакцию вихревых токов экрана не учитывать, что существенно упрощает расчет и анализ рабочих характеристик.

**Выводы.** 1. Расчеты потерь в замкнутом экране ЭАД, выполненные по предлагаемой методике, позволяют получить результаты, достаточно хорошо совпадающие с опытом. Погрешность расчета по сравнению с опытом не превышает 3%.

2. Для уменьшения потерь в замкнутом экране и соответствующего повышения к. п. д. ЭАД целесообразно там, где это возможно по условиям конструкции, приваривать концы экрана как можно дальше от сердечника статора. Потери в замкнутом экране минимальны при длине вылета экрана, равной примерно половине полюсного деления.

3. Рационально выбрав длины вылета замкнутого экрана, можно повысить к. п. д. ЭАД примерно на 5%, особенно в относительно коротких двигателях.

4. В тех случаях, когда экран устанавливается в расточке статора без замыкания концов, вылеты лобовых частей экрана необходимо выбирать возможно малой длины. Наиболее значительное уменьшение потерь в экране в этом случае будет у относительно коротких машин. Расчет потерь в разомкнутых экранах рекомендуется выполнять по методике [Л. 2], при этом погрешность расчета по сравнению с опытом не превысит 3%.

5. Экспериментальными исследованиями установлено, что в немагнитных тонкостенных экранах, применяемых в ЭАД бессальниковых электронасосов, при частотах 50—400 гц реакция вихревых токов практически отсутствует. Расчет потерь в экранах и исследование режимов работы ЭАД в этом случае с достаточной для практических расчетов точностью могут проводиться без учета индуктивного сопротивления экрана.

5 Электричество № 12, 1974 г.

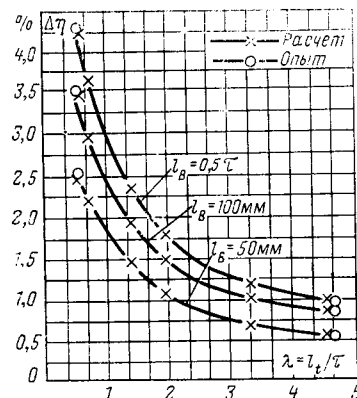


Рис. 4. Повышение к. п. д. ЭАД в зависимости от относительной длины ЭАД по сравнению с к. п. д. ЭАД, экран в которых замкнут в непосредственной близости от сердечника статора.

Рис. 5. Расчетно-экспериментальные потери в замкнутых экранах ЭАД в зависимости от максимальной индукции в зазоре. 1 — 250 кВт; 2 — 40 кВт.

#### Условные обозначения.

- $P_0$  — потери в экране на длине  $l_t$  без учета краевого эффекта;
- $P_0', P_0$  — потери в замкнутом и разомкнутом экранах;
- $B_0$  — амплитудное значение магнитной индукции в воздушном зазоре;
- $f$  — частота;
- $D_i$  — диаметр расточки;
- $l_t$  — длина сердечника статора;
- $\tau$  — полюсное деление;
- $p$  — число пар полюсов;
- $k_p', k_p$  — коэффициенты краевого эффекта для замкнутого и разомкнутого экранов;
- $\Lambda$  — относительная длина ЭАД;
- $\beta', \beta$  — относительные длины вылетов замкнутого и разомкнутого экранов;
- $l_b$  — односторонний вылет лобовой части экрана;
- $\gamma_{l_t}, \gamma_{l_b}$  — удельные электрические проводимости материала экрана на длинах  $l_t$  и  $l_b$ ;
- $\omega$  — угловая частота;
- $\Delta$  — толщина экрана.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Синев Н. М., Удовиченко П. М. Герметические водяные насосы атомных энергетических установок. М., Атомиздат, 1967.
2. Куцевалов В. М. Вопросы теории и расчета асинхронных машин с массивными роторами. М., «Энергия», 1966.
3. Тамонян Г. С., Хайруллин И. С. Определение мощности потерь в немагнитном экране электродвигателя. — «Электричество», 1969, № 6.
4. Асинхронный двигатель с защитными гильзами. — «Электротехника», 1965, № 9. Авт.: Бергер А. Я., Водяхо И. М., Оранский М. И. и др.
5. Четев Ю. С. Управляемый асинхронный двигатель с полым ротором. М., Госэнергоиздат, 1955.
6. Кирюхин В. П. Потери в тонкостенных неоднородных оболочках экранированных индукционных машин. — «Электротехника», 1969, № 11.
7. Уриновский Л. С. Асинхронный двигатель с гильзой на статоре при различных частотах и скоростях вращения. — «Электротехника», 1965, № 1.
8. Forstescue P. The Design of Totally Enclosed Mechanical Pumps. — «Journal of Nuclear Energy», 1954, vol. I.
9. Russel R. L., Norswothy K. A. Eddy currents and wall Losses in Screened-Rotor Induction Motors. — «The Institution of Electrical Engineers», paper № 2525, April, 1958.
10. Von E. Picmans. Der Asynchronmotor als Antrieb Stopfbüchsen Pumpen. — «Elektrotechnik und Maschinenbau», 1961, № 3.
11. Toth Tivadar. Légresbetetcsoves buvarmotorok meretere-senek nehany kerdese. — «Electrotechnika», 1956, № 3, 4.

[27.7.1973]

# Исследование электромагнитных процессов в мостовых многофазных инверторах напряжения

Кандидаты техн. наук ИВАНЧУРА В. И., СОУСТИН Б. П.

Томск

Для обеспечения наилучших динамических качеств асинхронного частотно-управляемого электропривода необходимо изменение частоты и напряжения по любому закону вплоть до скачкообразного. Если необходимость изменения частоты реализуется практически любым инвертором, то требование соответствующего изменения напряжения может выполняться только инвертором с импульсным регулированием выходного напряжения. Регулирование выходного напряжения инвертора за счет источника постоянного тока нецелесообразно, так как постоянная времени регуляторов значительно превышает необходимое время изменения напряжения в динамических режимах привода. В литературе отсутствуют четкие рекомендации по использованию того или иного вида модуляции.

Традиционный подход к анализу электромагнитных процессов предполагает либо рассмотрение последовательных состояний инвертора и решение соответствующих дифференциальных уравнений, определяющих эти состояния любым методом, либо рассмотрение всех состояний с целью составления общей картины изменения выходного напряжения инвертора, при этом инвертор заменяется импульсным элементом и используется теория линейных импульсных систем. С возрастанием числа переключений при широтно-импульсной модуляции либо с увеличением количества фаз трудности такого подхода резко возрастают из-за отсутствия формул связи между напряжением источника питания, функцией управления и выходным напряжением.

Для определения этой связи в  $m$ -фазном мостовом инверторе его выходные напряжения выражаются через потенциалы точек присоединения линий нагрузки относительно нуля источника питания. Вводятся коммутационные функции этих точек, что позволяет достаточно просто выражать токи элементов инвертора и ток источника питания [Л. 1—3].

Теория линейных импульсных систем лучше всего подходит к дискретному характеру смены линейных состояний инвертора, поэтому и дает наименьшие затраты времени и более простые конечные алгоритмы расчета. При таком подходе проще анализировать и спектр выходного напряжения  $m$ -фазного инвертора, так как подвергается анализу не само напряжение, а коммутационная функция.

Реакция инвертора  $Y(n, \varepsilon)$  в обобщенном виде выражается через дискретную функцию  $\gamma_i(k)$  — длительность управляющего импульса, которая полностью определяет вид коммутационной функции  $F_i(t)$  и является ее временным отображением.

Если нагрузкой является  $RL$ -цепь, то передаточная функция нагрузки по току имеет два полюса  $q_0=0$ ,  $q_1=\beta=-2\pi\sigma\tau$ , вычеты по которым  $c_0=1$ ,  $c_1=-1$ .

При любом виде широтно-импульсной модуляции квази-установившаяся составляющая обобщенного вектора тока нагрузки запишется в относительных величинах:

$$\begin{aligned} \bar{T}_{kl}(\varepsilon) &= \frac{4}{m} a^l \frac{e^{-\beta[\varepsilon+1-\gamma_l(k)]}}{1-e^{-\beta}}, \quad 0 \leq \varepsilon \leq \gamma_l(k); \\ \bar{T}_{kl}(\varepsilon) &= \frac{4}{m} a^l \left( 1 - \frac{e^{-\beta[\varepsilon-\gamma_l(k)]}}{1-e^{-\beta}} \right), \quad \gamma_l \leq \varepsilon \leq 1. \\ \bar{T}(\varepsilon) &= \sum_{k=0}^{N-1} \sum_{l=0}^{m-1} \bar{T}_{kl}(\varepsilon), \end{aligned} \quad (1)$$

где  $l=i-1$ ,  $i \in (1, 2, \dots, m)$ ;  $k \in (1, 2, \dots, N)$ ;  $N$  — число импульсов модуляции;  $\varepsilon$  — относительное время внутри одного шага.

Ток источника питания

$$i_n(\varepsilon) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^m F_i(\varepsilon) I_i(\varepsilon) = \frac{m}{4} \operatorname{Re} \bar{F}^*(\varepsilon) \bar{T}(\varepsilon). \quad (2)$$

Переходная составляющая тока нагрузки

$$\bar{T}(n, \varepsilon) = -\frac{4}{m} \sum_{l=0}^{m-1} a^l \frac{e^{-\beta[1+\varepsilon-\gamma_l(k)+n]}}{1-e^{-\beta}}. \quad (3)$$

Нижне сравниваются два наиболее распространенных вида модуляции: синусоидальная (ШИМС) и прямоугольная (ШИМП). Для этого составлены программы расчета квази-установившихся процессов для ЦВМ. На печать выводились мгновенные, средние и максимальные значения напряжения, тока нагрузки и источника питания при  $m=3$  и различных  $N$ ,  $\cos \varphi$  и глубине модуляции  $\mu$ .

Анализ показал, что лучшие условия для обмена реактивной энергией нагрузки (РЭН) между источником и нагрузкой будут в случае ШИМС, однако лучшая компенсация РЭН передачей из фазы в фазу имеет место в случае ШИМП. При равенстве максимальных возвращаемых РЭН для обоих типов модуляций существует граничное отношение несущей и выходной частот:

$$N_{rp} = \frac{6,92 \sin^2 \left( \frac{\varphi}{2} - \frac{\pi}{12} \right)}{1 - \sin \left( \frac{\pi}{6} + \varphi \right)}. \quad (4)$$

Из рис. 1 видно, какое  $N$  следует взять для того, чтобы ШИМС была лучше ШИМП. Если физически невозможно реализовать  $N > N_{rp}$ , то следует переходить к ШИМП. Кроме приведенного критерия используется коэффициент гармоник по току  $k_{г.т.}$  И в этом случае существует значение  $N'_{rp}$ , до которого ШИМП имеет лучший коэффициент  $k_{г.т.}$  по сравнению с ШИМС; это значение практически не зависит от нагрузки и лежит в пределах 12—18.

При одном и том же действующем значении тока 1-й гармоники средние значения токов элементов инвертора для обоих видов модуляции приблизительно одинаковы. Для примера на рис. 2 приведены все характерные величины в функции глубины модуляции при  $\operatorname{tg} \varphi = 0,1$ .

Ошибка при определении значений токов и максимальной возвращаемой РЭН по приближенным выражениям [Л. 5] и приведенным здесь зависит от  $\operatorname{tg} \varphi$ ,  $N$ ,  $\mu$  и значительно увеличивается с их уменьшением. Так, при  $N=6$ ,  $\operatorname{tg} \varphi=0,5$  и  $\mu=0,1$  ошибка достигает 20%.

Можно показать, что существует критическое значение  $\operatorname{tg} \varphi$ , до которого РЭН в источник не возвращается, а передается из фазы в фазу. Для определения  $\operatorname{tg} \varphi_{кр}$  использован метод наложения [Л. 3].

Условием для исходного уравнения является равенство тока источника питания нулю в начале координат  $i_n(0)=0$ . Фиктивный ток первой фазы

$$i'_{\phi 1} = \sum_{k=0}^{N_1-1} c_1(k) c_0 \lambda(k) + \sum_{k=0}^{N_1-1} \sum_y \frac{c_1(k) c_y e^{q_y[\varepsilon+\gamma'_1(k)]}}{1-e^{q_y}}. \quad (5)$$

Учитывая, что

$$\begin{aligned} c_0 &= 1; & c_y &= c_1 - 1; & q_y &= -\beta; \\ c_1(0) &= 1; & \lambda(0) &= 1; & \gamma'_1(0) &= 0; \\ c_1(1) &= -2; & \lambda(1) &= 0; & \gamma'_1(1) &= \frac{1}{2}; \\ c_1(2) &= 1; & \lambda(2) &= 0; & \gamma'_1(2) &= 0, \end{aligned}$$

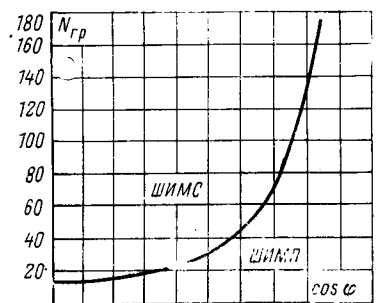


Рис. 1. Граничное значение частоты модуляции при компенсации реактивной энергии нагрузки передачей из фазы в фазу.

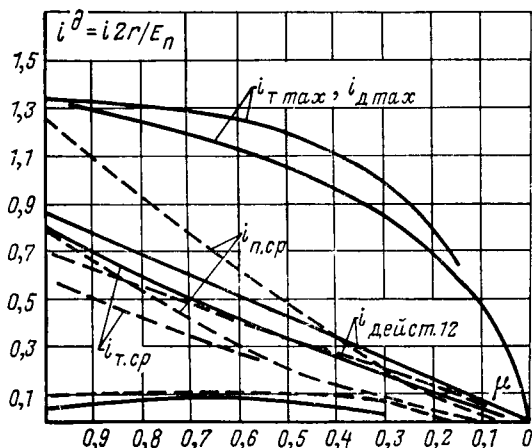


Рис. 2. Максимальные, действующие и средние значения токов в элементах инвертора при ШИМП и ШИМС.

определяем фиктивный ток в интервале  $0 \leq \epsilon \leq \frac{1}{2}$ :

$$i'_{\Phi} = 1 - \frac{2}{1+a^m} e^{-\beta\epsilon} = 1 + c e^{-\beta\epsilon}, \quad (6)$$

где

$$a = e^{-\beta/m}; \quad c = \frac{2}{1+a^m}.$$

В силу симметрии

$$i'_{\Phi} \left( \epsilon - \frac{1}{2} \right) = -i'_{\Phi}(\epsilon).$$

Учитывая, что при нечетном числе фаз  $m$  число отрицательных  $F$ -функций  $0,5(m-1)$ , положительных  $0,5(m+1)$ , после преобразований при соединении нагрузки в звезду, определяем ток источника питания:

$$i_{\Pi}(\epsilon) = \frac{m^2-1}{m} - \frac{2(m-1)}{m(1+a)} e^{-\beta\epsilon} - \frac{4}{1+a^m} \sum_{i=1}^{0,5(m-1)} a^{2i-1} e^{-\beta\epsilon}. \quad (7)$$

Освобождаясь в (7) от лишних корней, получаем:

$$\sum_{l=0}^{0,5(m-1)} \left\{ \left( \frac{m^2-1}{m} - \frac{m+1}{2} l \right) a_{\text{кр}}^{m-2(l+1)} - \left[ \frac{(m-1)^2}{4} - \frac{m-1}{2} \right] a_{\text{кр}}^{2l} \right\} = 0. \quad (8)$$

Аналогичные рассуждения позволяют получить выражение для нечетного количества фаз  $m$  при соединении нагрузки в многоугольник:

$$a_{\text{кр}}^{m-2} + a_{\text{кр}}^m (1 - a_{\text{кр}}^{-1}) \sum_{l=1}^{0,5(m-1)} a_{\text{кр}}^{2l} = 0. \quad (9)$$

При четном числе фаз и соединении нагрузки в звезду и многоугольник

$$\sum_{l=0}^{0,5(m-1)} \left( \frac{m}{2} - 2l \right) a_{\text{кр}}^{0,5m-(l+1)} = 0; \quad (10)$$

$$a_{\text{кр}}^{m-2} = 0. \quad (11)$$

Из (8)–(10) видно, что лучшим вариантом использования многофазного инвертора при работе на активно-индуктивную нагрузку с точки зрения передачи РЭН из фазы в фазу является инвертор с нечетным числом фаз при соединении нагрузки в звезду. При несовпадении числа фаз нагрузки с требуемым можно использовать промежуточный преобразователь фаз.

5\*

Если в качестве нагрузки взят многофазный асинхронный двигатель с короткозамкнутым ротором, то для определения электромагнитных процессов уравнения двигателя следует привести к эквивалентной двухфазной машине:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\bar{\Psi}_1}{dt} &= \bar{U}_1(t) - (\omega_0 \alpha'_s + j\omega_k) \bar{\Psi}_1 + \omega_0 \alpha'_r k_r \bar{\Psi}_2; \\ \frac{d\bar{\Psi}_2}{dt} &= -[\omega_0 \alpha'_r + j(\omega_k - \omega)] \bar{\Psi}_2 + \omega_0 \alpha'_r k_s \bar{\Psi}_1; \\ M &= \frac{m}{2} z_p \omega_0 \frac{k_r}{x_{s\sigma}} \text{Im}(\bar{\Psi}_1^* \bar{\Psi}_2); \\ \frac{d\omega}{dt} &= \frac{z_p}{J} (M - M_c), \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где  $\omega_0$ ,  $\omega$ ,  $\omega_k$  — угловые скорости вращения поля статора, ротора и координат;  $\bar{\Psi}_1$ ,  $\bar{\Psi}_2$  — векторы потокоцеплений статора и ротора идеализированного двигателя;  $M$ ,  $M_c$ ,  $J$  — моменты двигателя, сопротивления, инерции;  $z_p$  — число пар полюсов двигателя;  $\alpha'_s$ ,  $\alpha'_r$ ,  $k_r$ ,  $k_s$ ,  $x_s$ ,  $\sigma$  — величины, выраженные через параметры двигателя.

Система (12) нелинейна, однако для случая  $\omega_k = \text{const}$  при нулевых начальных условиях

$$\left. \begin{aligned} k_u a \bar{F}(q) &= (q + 2\pi \alpha'_s) \bar{\Psi}_1^{\partial}(q) - 2\pi \alpha'_s k_r \bar{\Psi}_2^{\partial}(q); \\ 0 &= -2\pi \alpha'_r k_s \bar{\Psi}_1^{\partial}(q) + (q + 2\pi \alpha'_r - j2\pi b) \bar{\Psi}_2^{\partial}(q), \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

откуда находятся векторные передаточные функции:

$$\tilde{k}_1(q) = \frac{\bar{\Psi}_1^{\partial}(q)}{F_1(q)} = k_u \pi a \frac{q + 2\pi \alpha'_r - j \frac{b}{a}}{(q - q_1)(q - q_2)},$$

$$\tilde{k}_2(q) = \frac{\bar{\Psi}_2^{\partial}(q)}{F_1(q)} = k_u \pi a \frac{2\pi \alpha'_r k_s}{(q - q_1)(q - q_2)}.$$

Здесь

$$2\pi a = \omega_0 T; \quad 2\pi b = \omega T; \quad k_u = \frac{E_{\Pi}}{U_{\Pi}};$$

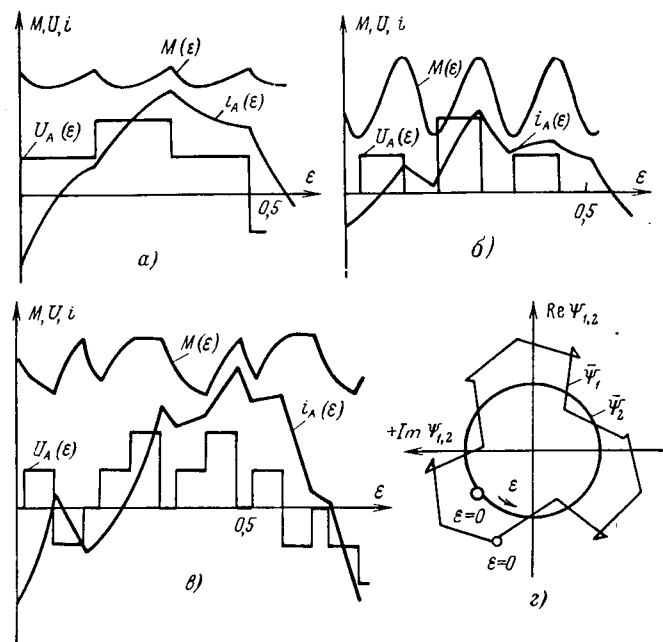


Рис. 3. Временные диаграммы момента двигателя, тока статора и фазного напряжения.

а — управление 180°; б — ШИМ импульсами одинаковой ширины; в — ШИМ по синусоидальному закону;  $\bar{\Psi}_1$  — потокоцепления статора;  $\bar{\Psi}_2$  — ротора.

$$q_{1,2} = -\pi a \left( \alpha'_r + \alpha'_s - j \frac{b}{a} \right) \mp \sqrt{\left( \alpha'_r + \alpha'_s - j \frac{b}{a} \right) + 4\alpha'_r \alpha'_s (1-b)}. \quad (14)$$

Решения для квазиустановившихся векторов потокоцеплений эквивалентной двухфазной машины при ШИМ по любому закону и совпадении периодов модуляции:

$$\left. \begin{aligned} \bar{\Psi}_{1kl}^{\partial} &= -\frac{4}{m} \left[ c_0^{(1)\lambda}(k) + \sum_v \frac{c_{kv}^{(1)} e^{q_v [s + s'_{1l}(k)]}}{1 - e^{q_v}} \right] \\ \bar{\Psi}_1^{\partial} &= \sum_{k=0}^{N-1} \sum_{l=0}^{m-1} \bar{\Psi}_{1kl}^{\partial}; \\ \bar{\Psi}_{2kl}^{\partial} &= -\frac{4}{m} \left[ c_0^{(2)\lambda}(k) + \sum_v \frac{c_{kv}^{(2)} e^{q_v [s + s'_{2l}(k)]}}{1 - e^{q_v}} \right]; \\ \bar{\Psi}_2^{\partial} &= \sum_{k=0}^{N-1} \sum_{l=0}^{m-1} \bar{\Psi}_{2kl}^{\partial}. \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

По (15) составлен алгоритм и программа расчета на ЦВМ. На рис. 3 приведены расчетные кривые. Из кривых и результатов расчета видно, что пульсации момента при ШИМП имеют период  $1/2m$ , при ШИМС —  $1/m$  ( $m$  — нечетно).

В этом случае также существует значение  $N''_{гр}$ , до которого ШИМП лучше ШИМС с точки зрения величины пульсации момента; это значение лежит в пределах 12—18.

В случае, если в (15)  $F$ -функция имеет  $\mu=1$  при ШИМП и  $N=2km$ , определение векторов потокоцеплений лучше проводить методом наложения.

Ток любой фазы статора или ротора двигателя находится из выражений:

$$\left. \begin{aligned} i_{si}^{\partial}(\epsilon) &= \operatorname{Re} \left\{ \frac{\alpha'_s}{r_1^{\partial}} [\bar{\Psi}_1^{\partial}(\epsilon) - k_r \bar{\Psi}_2^{\partial}(\epsilon)] \right\}; \\ i_{ri}^{\partial}(\epsilon) &= \operatorname{Re} \left\{ \frac{\alpha'_r}{r_2^{\partial}} [\bar{\Psi}_2^{\partial}(\epsilon) - k_s \bar{\Psi}_1^{\partial}(\epsilon)] \right\}. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Максимально средние и действующие значения токов элементов инвертора при двигательной нагрузке определяются в соответствии с (16) и [Л. 1].

**Выводы.** 1. Компенсация РЭН передачей из фазы в фазу наиболее благоприятна при ШИМП, зависит от числа и четности фаз и соединения нагрузки. Предпочтительно нечетное количество фаз и соединение нагрузки в звезду.

2. Энергетические процессы при нечетном числе фаз (ток источника, момент двигателя при постоянной скорости вращения) имеют период повторяемости  $1/2m$  при ШИМП и  $1/m$  при ШИМС.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Иванчура В. И., Соустин Б. П. Исследование  $m$ -фазных мостовых инверторов напряжения.— В сб.: Повышение эффективности устройств преобразовательной техники, т. 2. Киев, «Наукова Думка», 1972.
2. Иванчура В. И., Соустин Б. П. Определение выходных напряжений  $m$ -фазных инверторов через коммутационные функции.— Изв. Томского политехнического института, т. 262. Томск, 1972.
3. Иванчура В. И., Соустин Б. П. Метод анализа мостовых  $m$ -фазных инверторов напряжения.— Изв. Томского политехнического института, т. 262, Томск, 1972.
4. Цыпкин Я. З. Теория линейных импульсных систем. М., Физматгиз, 1963.
5. Сандлер А. С., Сарбатов Р. С. Преобразователи частоты для управления асинхронными двигателями. М., «Энергия», 1966.

[31.5.1973]

УДК 538.245

## Способ аппроксимации основной кривой намагничивания

ВИНОГРАДОВ С. Е., НИЦЕНКО Е. М.

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

Анализ процессов в электротехнических устройствах, содержащих ферромагнитные элементы, обычно связан с необходимостью аналитического выражения нелинейной зависимости магнитной индукции  $B$  от напряженности магнитного поля  $H$  ферромагнитных материалов. Вопросу выбора удачной аппроксимирующей функции для описания основной кривой намагничивания посвящены исследования многих авторов [Л. 1—6]. Однако аппроксимирующие формулы, применяемые для этой цели, хорошо описывают только отдельные участки основной кривой намагничивания.

В области слабых полей, например, кривая намагничивания может быть описана следующими соотношениями:

$$B = a \operatorname{arctg} \alpha H; \quad H = a \operatorname{th} \alpha B; \quad B = b \operatorname{sh} \beta H;$$

$$H = \sum_{k=1}^{\infty} a_{2k-1} \sin(2k-1) B; \quad B = \sum_{k=1}^{\infty} b_{2k-1} \sin(2k-1) H$$

(в суммах обычно ограничиваются тремя членами).

В области сильных полей часто используют аппроксимирующие выражения вида:

$$H = aB + bB^3 + cB^5; \quad B = H/(a + bH);$$

$$H = a \operatorname{sh} \beta B; \quad B = b \operatorname{th} \beta H.$$

Основная кривая намагничивания с достаточной степенью точности может быть описана также уравнениями

$$B = aH + bH^3 + cH^5; \quad B = kH^{1/n},$$

которые в зависимости от значений коэффициентов применимы либо только для сильных, либо для слабых полей.

Ни один из указанных видов уравнений не может с достаточной точностью описать всю кривую намагничивания. Поэтому для точного описания всей характеристики применяют кусочную аппроксимацию ее уравнениями разного вида.

Большинство характеристик различных ферромагнитных материалов может быть сведено с помощью преобразования масштабов к одной общей кривой, называемой универсальной кривой намагничивания, которую предложено аппроксимировать семью участками с помощью уравнений вида  $B = kH^{1/n}$ , либо четырьмя участками с помощью уравнений вида  $B = a + b \ln H$  [Л. 6]. Однако способ кусочной аппроксимации является далеко не всегда удобным, например, при анализе процессов, в которых магнитное состояние материала меняется в широком диапазоне индукций. Кроме того, в точках сопряжения аппроксимирующих участков могут иметь место скачки производной  $\frac{dB}{dH}$ , приводящие к резкому ухудшению сходимости итерационных процессов при расчетах полей в ферромагнитных средах. Попытки же аналитически выразить всю кривую намагничивания приводят, как правило, к сложным выражениям, которые практически трудно использовать в расчетах [Л. 3].

В настоящей статье предлагается способ аппроксимации основной кривой намагничивания с помощью простой формулы с постоянными коэффициентами, дающей хорошие результаты как для области сильных полей, так и для области слабых полей (исключая область Релея). Способ основан на предположении о симметрии основной кривой намагничивания относительно некоторой оси  $Ox$ , пересекающей кривую в области «колена» (рис. 1).

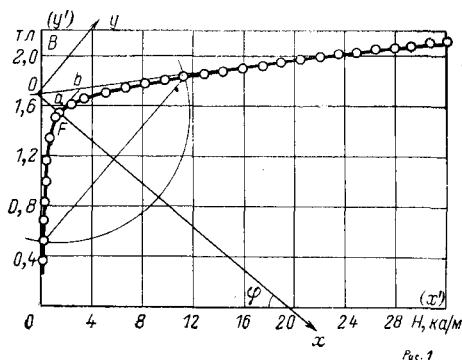


Рис. 1. Основная кривая намагничивания стали АРМКО.  
— исходная кривая; О — точки аппроксимирующей кривой.

Характерным свойством кривой намагничивания для сильных полей является асимптотическое стремление производной  $\frac{dB}{dH}$  при увеличении  $H$  к постоянной величине, равной  $\mu_0$ . Это означает, что кривая намагничивания в указанной области характеристики близка к гиперболе [Л. 5]. Вследствие этого, а также ввиду предполагаемой симметрии основной кривой намагничивания имеет смысл аппроксимировать ее ветвью гиперболы

$$\frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2} = 1 \quad (x > 0) \quad (1)$$

в системе координат  $xOy$ , начало которой находится в точке пересечения асимптоты основной кривой намагничивания с ее осью симметрии, совпадающей с осью  $x$  (рис. 1).

Уравнение кривой в исходной системе координат  $x'O'y'$  можно получить, осуществляя известные преобразования координат — поворот на угол  $\varphi$  и параллельный перенос. При этом связь между исходными и новыми координатами будет следующей:

$$\begin{aligned} x &= (x' - d) \cos \varphi - (y' - c) \sin \varphi; \\ y &= (x' - d) \sin \varphi + (y' - c) \cos \varphi, \end{aligned}$$

где  $d, c$  — координаты точки  $O$  в системе  $x'O'y'$ ;  $\varphi$  — угол между осями абсцисс обеих систем координат;  $x' = H/m_H$ ;  $y' = B/m_B$ ;  $m_H, m_B$  — масштабы.

Решая уравнение для основной кривой намагничивания в исходной системе координат

$$\frac{[(x' - d) \cos \varphi - (y' - c) \sin \varphi]^2}{a^2} - \frac{[(x' - d) \sin \varphi + (y' - c) \cos \varphi]^2}{b^2} = 1,$$

получим:

$$y' = A + Bx' \pm K \sqrt{M(x' - d)^2 + N}, \quad (2)$$

где  $A, B, K, M, N$  — постоянные коэффициенты, рассчитываемые по формулам:

$$\begin{aligned} A &= c - Bd; \quad B = K(a^2 + b^2) \sin 2\varphi; \\ K &= \frac{\varepsilon_1}{2(b^2 \sin^2 \varphi - a^2 \cos^2 \varphi)}; \quad M = 4a^2 b^2; \quad N = \frac{M}{2K}. \end{aligned}$$

В выражении (2) кривой намагничивания соответствует ветвь гиперболы со знаком «минус» перед радикалом.

Аппроксимирующая формула (2) позволяет хорошо описать как основную кривую намагничивания  $B(H)$  для различных материалов, так и характеристики  $\Psi(i)$  катушек с массивными ферромагнитными сердечниками. При достаточно большом сечении сердечника характеристика материала сердечника  $B(H)$  и характеристика расположенной на нем катушки  $\Psi(i)$  качественно отличаются друг от друга вследствие того, что различные участки сечения сердечника находятся в различном магнитном состоянии [Л. 3].

В качестве примеров реализации предлагаемого способа приведем аппроксимацию универсальной кривой намагничивания [Л. 6] для материалов первой группы ( $\mu_r > 10\,000$ ), аппроксимацию основной кривой намагничивания стали АРМКО и аппроксимацию характеристики  $\Psi(i)$  катушки с сердечником из электротехнической стали.

Таблица 1

$H^*$	$B^*$	$B_p^*$	$H^*$	$B^*$	$B_p^*$
0,4	0,284	0,279	4,0	1,541	1,539
0,6	0,530	0,670	6,0	1,642	1,662
0,8	0,794	0,845	8,0	1,730	1,737
1,0	0,942	0,965	10	1,780	1,789
1,2	1,050	1,055	12	1,820	1,828
1,4	1,130	1,127	14	1,860	1,860
1,6	1,195	1,187	16	1,878	1,885
1,8	1,258	1,238	18	1,88	1,907
2,0	1,300	1,282	20	1,920	1,927
2,2	1,338	1,321	25	1,980	1,967
2,4	1,361	1,355	30	2,010	1,999
2,6	1,390	1,386	35	2,028	2,028
2,8	1,420	1,414	40	2,040	2,054
3,0	1,447	1,440	45	2,060	2,077
3,2	1,468	1,463	50	2,080	2,099
3,4	1,490	1,484	55	2,090	2,121
3,6	1,510	1,504	60	2,100	2,141
3,8	1,530	1,522			

Для универсальной кривой намагничивания  $B^*(H^*)$ , численные значения которой указаны в табл. 1, получено аппроксимирующее соотношение:

$$B_p^* = 0,293 - 0,649H^* +$$

$$+ 0,1 \sqrt{42,54(H^* + 2,6) - 376,8}; \quad H^* \geq 0,4. \quad (3)$$

Значения  $B_p^*$  также приведены в табл. 1.

Сопоставим точность соотношения (3) с точностью аппроксимации универсальной кривой намагничивания гиперболой

$$B = \frac{H}{a + bH}. \quad (4)$$

Для оценки точности совпадения исходной и аппроксимирующих кривых будем определять средние отклонения кривых в различных диапазонах изменения  $H^*$  по формуле:

$$\Delta B_{\text{ср}} = \frac{\sum_{k=1}^n |\Delta B_k|}{n},$$

где  $n$  — количество точек, расположенных через равные интервалы  $\Delta H$ , в которых производится сравнение;  $|\Delta B_k|$  — модуль разности истинного и расчетного значения индукции в каждой точке.

Определение коэффициентов  $a$  и  $b$  в формуле (4) с помощью рекомендуемого обычно метода выравнивания не является оптимальным с точки зрения обеспечения минимального отклонения  $\Delta B_{\text{ср}}$  расчетной кривой от исходной. Как показали исследования и расчеты, для минимизации величины  $\Delta B_{\text{ср}}$  коэффициенты  $a$  и  $b$  соотношения (4) необходимо рассчитывать из условия совпадения кривых в двух опорных точках, одна из которых находится в области максимальной кривизны, а другая в области максимальной ожидаемых значений  $H$  [Л. 5].

Даже при выборе коэффициентов  $a$  и  $b$  в формуле (4) из условия минимизации величины  $\Delta B_{\text{ср}}$  оказывается возможным аппроксимировать заданную кривую с той же точностью, что и предлагаемый способ, лишь в одном из интервалов (табл. 2); в остальных интервалах точность аппроксимации предложенным способом в 3—4 раза выше, чем при использовании выражения (4).

Таблица

Средние отклонения аппроксимирующих кривых от универсальной кривой намагничивания (в относительных единицах)

Диапазоны напряженности магнитного поля	Средние отклонения		
	Уравнение (3)	Уравнение (4) при минимизации $\Delta B_{\text{ср}}$	Уравнение (4) при выравнивании $\Delta B_{\text{ср}}$
$0,4 \leq H^* \leq 4$	0,0272	0,0979	0,0612
$4 \leq H^* \leq 20$	0,0078	0,0564	0,1280
$20 \leq H^* \leq 60$	0,0184	0,0240	0,0510

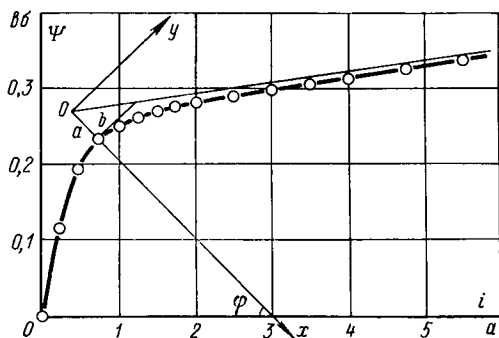


Рис. 2. Основная кривая намагничивания катушки с ферромагнитным сердечником из электротехнической стали.

— экспериментальная кривая; О — точки аппроксимирующей кривой.

Основная кривая намагничивания для стали АРМКО описана с помощью соотношения

$B = 0,962 - 1,82 \cdot 10^{-3} H + 10^{-2} \sqrt{0,0337 (H + 400)^2 - 11430}$ ,  
причем расчетные точки ложатся на заданную кривую намагничивания с высокой точностью (рис. 1).

Характеристика  $\Psi(i)$  катушки с массивным ферромагнитным сердечником приведена на рис. 2. Аппроксимирующая формула для этого случая имеет вид:

$$\Psi = 0,1508 + 0,298i - 0,025 \sqrt{128(i - 0,4)^2 + 15,6}. \quad (5)$$

Точки, рассчитанные по этой формуле, хорошо ложатся на экспериментальную характеристику.

С помощью предлагаемого способа были получены аппроксимирующие выражения основной кривой намагничивания и для других материалов, причем всегда удавалось добиться весьма хорошего совпадения кривых. На основании опыта аппроксимации характеристик различных материалов можно дать некоторые рекомендации по выбору новой системы координат.

Положение центра симметрии основной кривой намагничивания определяется следующим образом. Выбрав некоторую точку  $F$  в области колена основной кривой намагничивания, проводим касательную к кривой в этой точке. Затем, описав окружность произвольного радиуса с центром в точке  $F$ , соединяем полученные точки пересечения кривой намагничивания и окружности прямой (рис. 1). Если эта прямая и касательная не параллельны, то выбранная точка  $F$ , находится между искомым центром симметрии и точкой пересечения прямой с касательной; если же эти прямые параллельны, то точка  $F$  является центром симметрии.

Нормаль к кривой намагничивания, проведенная через центр симметрии, является ее осью симметрии и одновременно осью  $x$  новой системы координат.

В первом приближении за асимптоту можно принять касательную к кривой намагничивания, проведенную в точке с напряженностью  $H$  превышающей величину напряженности в найденном центре симметрии в 8—12 раз. Точка пересечения асимптоты с осью симметрии определит положение начала координат новой системы координат, а катеты прямоугольного треугольника, образованного нормалью и касательной в центре симметрии и асимптотой, являются полуосями  $a$  и  $b$  гиперболы (рис. 1).

Кривая, рассчитанная по формуле

$$y = \pm \frac{b}{a} \sqrt{x^2 - a^2},$$

по своему характеру весьма похожа на исходную кривую намагничивания, но, как правило, точки гиперболы будут иметь несколько меньшие ординаты, чем точки исходной кривой. Это объясняется сделанным выше допущением о возможности замены асимптоты касательной. Для улучшения совпадения аппроксимирующей и исходной кривых следует выбрать одну опорную точку на характеристике и увеличить полуось гиперболы  $b$  так, чтобы в выбранной точке кривые совпали. Тогда все остальные расчетные точки ложатся на кривую с достаточно высокой точностью. В качестве опорной точки целесообразно выбрать начало координат  $O'$  системы  $x'O'y'$ , поскольку необходимо, чтобы аппроксимирующая кривая проходила через эту точку.

Положение оси симметрии основной кривой намагничи-

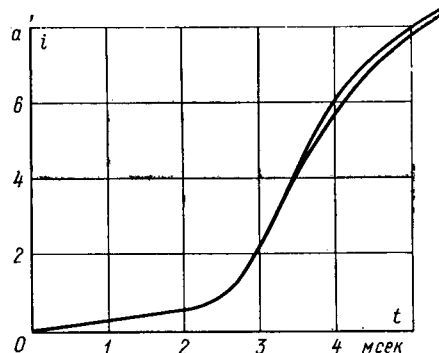


Рис. 3. Расчетные кривые тока в переходном процессе.  
 $a$  — расчет по формуле (6);  $b$  — расчет методом графического интегрирования.

вания определяется практически однозначно. Могут возникнуть затруднения в проведении асимптоты к кривой намагничивания из-за задания ее в ограниченном диапазоне. В этом случае для определения уравнения аппроксимирующей кривой можно выбрать две опорные точки, расположенные на одной из ветвей, и вычислить полуоси  $a$  и  $b$  гиперболы из условия совпадения кривых в опорных точках.

Предлагаемый способ аппроксимации может быть использован не только для численных расчетов, но и дает возможность получить интересные аналитические зависимости. В качестве примера проведем расчет переходного процесса при включении цепи, состоящей из резистора  $r = 10$  ом и нелинейной катушки с характеристикой, представленной на рис. 2, под постоянное напряжение  $U_0 = 100$  в. Для дифференциального уравнения

$$\frac{d\Psi}{dt} + ri = U_0,$$

описывающего процесс в этой цепи, используя (5), после разделения переменных и интегрирования имеем:

$$t = -0,0298 \int_0^i \frac{di}{10 - i} + 0,32 \int_0^i \frac{di}{\sqrt{128(i - 0,4)^2 + 15,6}} + 3,072 \int_0^i \frac{di}{(i - 10) \sqrt{128(i - 0,4)^2 + 15,6}}. \quad (6)$$

Решение уравнения (6) получается с использованием табличных интегралов:

$$t = -0,0298 \ln |10 - i| + 0,0282 \ln |22,6 \sqrt{128(i - 0,4)^2 + 15,6} + 256i - 102,4| - 0,0282 \ln \left| 217,24 \sqrt{\frac{11812}{(10 - i)^2} - \frac{2457,6}{10 - i} + 128} - \frac{23624}{10 - i} + 2457,6 \right| + 0,122.$$

Результаты расчета показаны на рис. 3.

Рассмотренная аппроксимация также может быть использована для расчета полей в нелинейных средах. В случае необходимости описанным способом могут быть аппроксимированы восходящая или нисходящая ветви кривой намагничивания.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Архангельский Б. И. Аналитическое выражение кривой намагничивания электрической машины. — «Электричество», 1960, № 3.
2. Бессонов Л. А. Электрические цепи со сталью. — М. — Л., Госэнергоиздат, 1948.
3. Кифер И. И. Характеристики ферромагнитных материалов. М., «Энергия», 1967.
4. Нейман Л. Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. М. — Л., Госэнергоиздат, 1949.
5. Филиппов Е. Нелинейная электротехника. М., «Энергия», 1968.
6. Шигина Л. Г. Численное и экспериментальное исследование поверхностного эффекта в ферромагнитных средах на основе их универсальных характеристик. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. Л., 1965.

[7.12.1973]

# О форме коэрцитивных блоков постоянных магнитов больших габаритов

ДЕКАБРУН Л. Л., КИЛЬЯНОВ Ю. Н.

Институт химической физики АН СССР

Работа по совершенствованию методов расчета постоянных магнитов ведется многие десятилетия, уже накопился огромный опыт и сложились установившиеся представления. Тем не менее время от времени возникает необходимость в новом рассмотрении некоторых относящихся к этой области вопросов. В данном случае это связано с тем, что созданы эффективные коэрцитивные сплавы (например, отечественный сплав ЮНДК-25-БА), благодаря которым стали технически осуществимыми и рентабельными постоянные магниты для решения таких задач, которые ранее решались только с помощью электромагнитов. В основном это задачи, связанные с физическими экспериментами, а в последнее время также и задачи контроля технологических процессов на основе некоторых, недавно открытых, физических явлений. Речь идет о магнитах, создающих поле напряженностью до 1,5 тл в пространстве объемом 200 см<sup>3</sup> и более. (Были попытки разработать постоянные магниты, создающие поле свыше 2,4 тл, но эти магниты пока конкуренции с электромагнитами не выдерживают.) У таких магнитов масса коэрцитивного материала составляет десятки и сотни килограммов, они имеют большие геометрические размеры. Это делает некорректными некоторые допущения, принимаемые при расчете магнитов малых габаритов, которые в огромных количествах используются в электроаппаратостроении. Кроме того, практически полностью исключается возможность экспериментальной корректировки расчетов.

Поле рассматриваемых здесь весьма дорогостоящих магнитов по существу выполняет функции измерительного инструмента, в связи с чем оно должно быть высокооднородным и высокостабильным. Методы достижения однородности здесь не рассматриваются: это весьма сложная автономная проблема. Стабильность поля постоянных магнитов достигается путем стабилизации их температуры и защиты от внешних помех. Последнее однозначно определяет конструктивную схему магнита: «бронированная» конструкция (рис. 1), где собственные поля во внешнем пространстве настолько слабы, что всякое случайное изменение проводимости для них (например, в результате перемещения вблизи магнита железных предметов) не вызывает ощутимого изменения напряженности поля в рабочем пространстве.

На конструктивной схеме рис. 1 полюсные наконечники имеют профиль « $B=\text{const}$ », детально рассмотренный в [Л. 1]. Коэрцитивные блоки имеют форму цилиндров. Цель статьи — показать, что такая форма коэрцитивных блоков нерациональна (более того, из-за высокой стоимости коэрцитивных материалов она неприемлема), и предложить метод выбора этой формы.

В системе рис. 1 магнитный поток замыкается не только через поверхности полюсных наконечников, но и через боковые поверхности коэрцитивных блоков на внешний магнитопровод. В результате поляризации коэрцитивного материала будет неодинаковой в разных его сечениях: примерное ее распределение вдоль оси коэрцитивного блока представлено диаграммой на рис. 1.

Пренебречь «боковой» проводимостью у больших магнитов нельзя даже при прикидочных расчетах. Проводимость между двумя коаксиальными цилиндрами (между коэрцитивным блоком и внешним магнитопроводом) на один сантиметр аксиальному направлению равна:

$$\sigma_{\text{м1}} = \frac{2\pi}{\ln \frac{d_1}{d_{\text{м}}}} \quad (1)$$

График этой зависимости представлен на рис. 2. По-видимому, приемлемым диапазоном значений  $d_1/d_{\text{м}}$  можно считать:

$$2 \leq d_1/d_{\text{м}} \leq 3.$$

Дальнейшее уменьшение  $d_1 (d_1/d_{\text{м}} < 2)$  ведет к стремительному увеличению боковой проводимости; дальнейшее его увеличение ( $d_1/d_{\text{м}} > 3$ ) малоэффективно. Несколько конкретизирует такую оценку график

$$\frac{d\sigma_{\text{м1}}}{d[d_1/d_{\text{м}}]} = f\left(\frac{d_1}{d_{\text{м}}}\right),$$

приведенный также на рис. 2.

Величина  $\sigma_{\text{м1}}$  в этом диапазоне значений  $d_1/d_{\text{м}}$  такова, что у коэрцитивного блока длиной 12—15 см суммарная боковая проводимость может в несколько раз превышать результирующую проводимость между полюсными наконечниками  $\Sigma\sigma_{\text{в}}$ .

Вследствие того, что в системе, представленной на рис. 1, коэрцитивный материал поляризован неравномерно, классические методы расчета постоянных магнитов [Л. 2 и 3] неприемлемы. Эта система поддается (и притом с большим трудом) только приближенному расчету.

Авторы полагают, что более правильным будет отказ от цилиндрической (т. е. технологически простейшей) формы коэрцитивных блоков и переход к такой форме, при которой имело бы место разделение функций: на боковые потоки утечки работали бы специально предусмотренные для этой цели слои коэрцитивного материала. Схематически такая система представлена на рис. 3: цилиндрическая часть, имеющая диаметр  $(2r_{\text{м}})_1$ , работает на основную проводимость, образованную полюсными наконечниками, и создает заданный магнитный поток в рабочем пространстве. Потоки, замыкающиеся на внешний магнитопровод, создаются соответствующими слоями коэрцитивного материала. Расчет такой системы не представляет принципиальных трудностей, поскольку (рис. 3)

$$\Phi'_{\text{в}}; \Phi''_{\text{в}} \ll \Phi_{\text{в}}$$

поляризацию материала в пределах внутреннего цилиндра с диаметром  $2r_{\text{м1}}$  можно считать однородной и рассчитывать этот цилиндр по классическим уравнениям:

$$H_{\text{м}} l_{\text{м}} = H_{\text{в}} l_{\text{в}}; \quad (2)$$

$$B_{\text{м}} [\pi (r_{\text{м1}})^2] = B_{\text{в}} S_{\text{м1}} = \Phi_{\text{в}}, \quad (3)$$

откуда

$$\frac{B_{\text{м}}}{H_{\text{м}}} = \frac{l_{\text{м}}}{S'_{\text{м}}} \sum \sigma_{\text{в}}. \quad (4)$$

Как известно, в этом случае (однородная поляризация коэрцитивного материала) целесообразно выбирать  $l_{\text{м}}$ ,  $S_{\text{м}}$  и  $\Sigma\sigma_{\text{в}}$  такими, чтобы магнитное состояние материала соответствовало его максимальной удельной энергии. Обозначим напря-

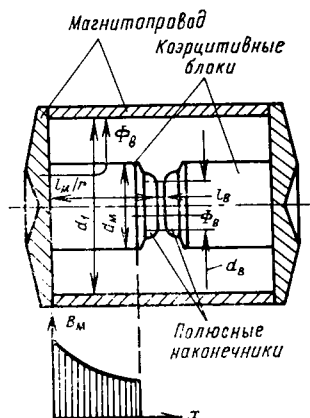


Рис. 1.

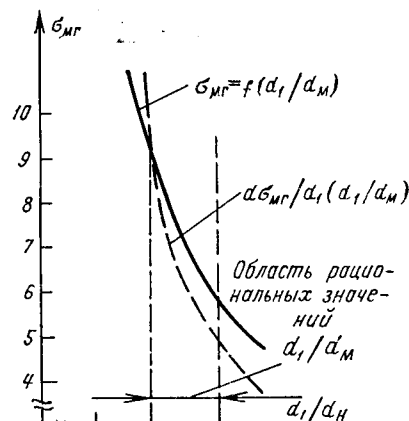


Рис. 2.





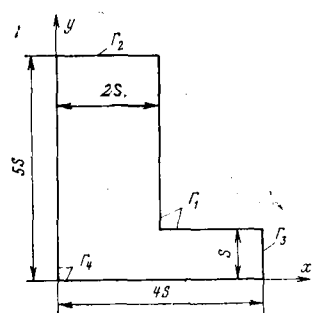


Рис. 1.

Решая систему (3), получаем коэффициенты  $C_i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ). Доказательство сходимости разностно-аналитического метода изложено в [Л. 4]. Функции  $\omega(x, y)$  и  $\psi(x, y)$  могут быть построены с помощью аппарата R-функций [Л. 5].

Для оценки точности разностно-аналитического метода рассмотрим поле «угол—угол» (рис. 1), для которого известно точное решение. Построение функций  $\omega(x, y)$  и  $\psi(x, y)$  для данной конфигурации приведено в [Л. 6]. На рис. 2 построены

зависимости напряженности вдоль главной силовой линии в точках, через которые проходят соответствующие эквипотенциалы  $U/U_0$  (1 — точное решение, полученное методом конформных преобразований, 2 — приближенное решение, полученное разностно-аналитическим методом, 3 — решение, полученное методом электролитической ванны). Из рассмотрения этих результатов можно сделать вывод, что относительная погрешность по напряженности не превышает 5%, что является вполне удовлетворительным для расчета изоляции.

В процессе исследования решения рассматриваемой задачи было установлено, что наименьшая погрешность имеет место при оптимальном шаге  $H=0,2S$ . В качестве системы координатных функций использовались полиномы Лежандра при  $n=16$ . Дальнейшее увеличение числа полиномов не приводит к значительному уменьшению погрешности.

На основании полученных результатов можно перейти к расчету электрических полей более сложных изоляционных промежутков. Рассчитаем электрическое поле промежутка между обмоткой в средней ее части и экраном. Поскольку расстояние между экраном и обмоткой существенно меньше радиуса обмотки, поле в этом промежутке можно считать плоским. Кроме того, будем полагать, что среда является однородной, хотя применение разностно-аналитического метода не встречает принципиальных трудностей при расчете трехмерных полей и полей с неоднородной средой [Л. 7].

Ограничим рассматриваемую область прямыми, соединяющими середины достаточно удаленных от центральной зоны катушек с экраном (рис. 3). Вдоль этих прямых распределение потенциалов можно считать линейным, что подтверждается соответствующими исследованиями на электролитической ванне. Для определенности потенциалы на катушках будем считать равными, что соответствует испытанию промежутка приложенным напряжением. Число катушек выберем равным 7, поскольку учет остальных катушек практически не влияет на распределение поля вблизи центральной зоны обмотки.

Функции  $\omega(x, y)$  и  $\psi(x, y)$ , входящие в (2), могут быть построены в следующем виде:

$$\omega(x, y) = f_1(x, y) \Lambda_{\alpha} f_2(x, y) \Lambda_{\alpha} f_3(x, y) \Lambda_{\alpha} \times$$

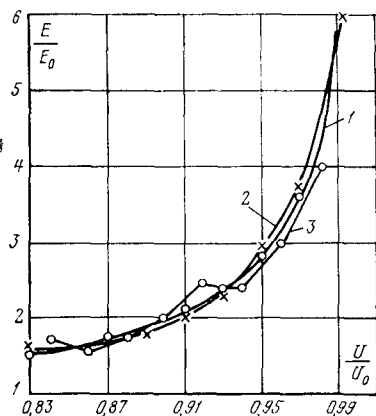


Рис. 2.

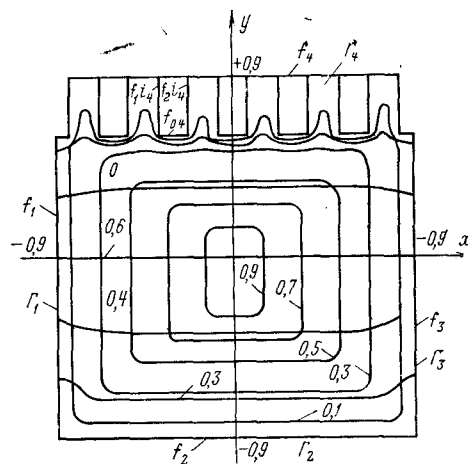


Рис. 3.

$$\times \left\{ - \sum_{i=1}^7 \alpha f_{1i4}(x, y) \Lambda_{\alpha} f_{2i4}(x, y) \Lambda_{\alpha}(x, y) \Lambda_{\alpha} f_4(x, y) \right\} \quad (4)$$

$$\psi(x, y) = \frac{\sum_{i=1}^4 \theta_i(x, y) \varphi_0^{(i)}(x, y)}{\sum_{i=1}^4 \theta_i(x, y)}, \quad (5)$$

где

$$\varphi_0^{(i)}(x, y) = \begin{cases} \varphi_0^{(1)} = \frac{y - y_2}{y_1 - y_2} & \text{на } \Gamma_1, \\ \varphi_0^{(2)} = 0 & \text{на } \Gamma_2, \\ \varphi_0^{(3)} = \frac{y - y_2}{y_1 - y_2} & \text{на } \Gamma_3, \\ \varphi_0^{(4)} = 1 & \text{на } \Gamma_4. \end{cases}$$

На рис. 3 изображены линии уровня функций  $\omega(x, y)$  и  $\psi(x, y)$ . На рис. 4 вычерчены эквипотенциальные линии в зоне угла катушки, полученные разностно-аналитическим методом — пунктирные линии и методом электролитической ванны — сплошные линии. Относительная погрешность ванны по потенциалам составляла  $\pm 1\%$ , а по напряженностям  $\pm 5\%$  точного решения. Вблизи угла катушки наблюдается хорошее совпадение соответствующих эквипотенциалов, однако в зоне середины канала погрешность относительно метода электролитической ванны растет до 1—2%. Это объясняется тем, что на этом участке функции  $\omega(x, y)$  и  $\psi(x, y)$  меняются мало, и дискретная замена уравнения Лапласа выполняется на ЭВМ

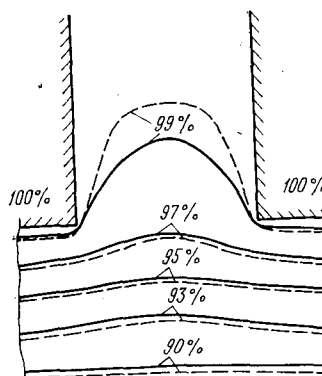


Рис. 4.

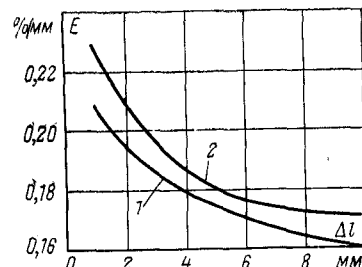


Рис. 5.

## О нормировании и контроле ресурса электродинамической стойкости силового трансформатора

В статье В. Ф. Никифоровой и Я. А. Циреля [Л. 1], так же как и в других работах [Л. 2], обсуждается важный вопрос нормирования и контроля ресурса электродинамической стойкости силового трансформатора. Как показано в [Л. 3], эта проблема приобретает особое значение на тяговых подстанциях железных дорог, электрифицированных на однофазном переменном токе. Условия работы трансформаторов на этих подстанциях характеризуются средним значением параметра потока внешних несимметричных коротких замыканий  $\bar{\omega} = 100\text{—}800$  1/год и относительным износом при очередном единичном коротком замыкании данной кратности  $X = 0,05\text{—}0,7$  при математическом ожидании  $\bar{X} = 0,25$  (здесь использованы условные обозначения величин, принятые в [Л. 1]).

Предложенная авторами математическая модель износа трансформатора от электродинамических воздействий с учетом случайного характера потока внешних коротких замыканий представляет несомненный интерес для прогнозирования надежности трансформаторов на длительную перспективу или же при отсутствии в эксплуатации учета числа и кратности токов короткого замыкания, фактически воздействующих на трансформатор. При наличии такого учета в энергосистемах [Л. 1] или при его организации с помощью специальных регистраторов ударных токов короткого замыкания [Л. 3] нет необходимости усложнять задачу до применения вероятностной математической модели.

В этом случае, как показано в [Л. 3], достаточно точный для практических целей результат обеспечивает контроль износа трансформатора и соответственно его относительного остаточного ресурса по выражению:

$$R_d = 1 - \frac{1}{n_0 i_{y0}^2} \sum_{j=1}^m n_j i_{yj}^2,$$

где  $R_d$  — относительный остаточный ресурс динамической прочности трансформатора;  $i_{y0}$  — максимально допустимый для данного типа трансформатора ударный ток короткого замыкания;  $n_0$  — число коротких замыканий с током  $i_{y0}$ , допускаемое трансформатором, т. е. его располагаемый ресурс;  $i_{yj}$  — ударный ток короткого замыкания  $j$ -го режима;  $n_j$  — число коротких замыканий в  $j$ -м режиме;  $1, 2, \dots, j, \dots, m$  — число режимов по размеру тока короткого замыкания.

Значение  $i_{y0}$  определяется типом трансформатора, и задача сводится к нормированию параметра  $n_0$  и контролю в условиях эксплуатации  $\sum n_j i_{yj}^2$ . При  $R_d \leq 0$  ресурс трансформатора исчерпан — необходимы его вскрытие и ремонт.

Допустимость и достаточность контроля ресурса трансформатора по приведенному выражению проиллюстрируем на приведенном в [Л. 1] примере прогноза надежности трансформатора Т-1. При этом для сопоставления результатов расчета принимаем также  $n_0 = 6$  и в каждой точке короткого замыкания определяем  $n_j = \bar{\omega} t$ , где  $\bar{\omega}$  — параметр потока короткого замыкания в данной точке в соответствии с табл. 1 [Л. 1]. Результаты расчета показывают, что на 10, 11 и 15-й годы эксплуатации значение  $R_d$  соответственно равно  $+0,013$ ,  $-0,08$  и  $-0,44$ . Отсюда следует вывод, что ресурс электродинамической стойкости практически исчерпан после 10 лет эксплуатации. Табл. 5 [Л. 1] подтверждает такой вывод. Из приведенных в ней данных видно, что вероятность безотказной работы на 10 и 15-й год эксплуатации соответственно равна 0,472 и 0,026. Ясно, что при снижении этой характеристики ниже 0,5 необходимы срочные меры по повышению уровня надежности.

Как справедливо отмечается в [Л. 1], допустимое число сквозных коротких замыканий с максимально возможной для данного трансформатора кратностью тока  $G_0 = n_0$  можно определить лишь путем проведения специальных исследований. Несомненно и целесообразность включения этого параметра в техническую документацию и стандарт на трансформаторы. Вместе с тем, даже такой международный орган, как СИГРЭ, при обсуждении этого вопроса не смог сделать вывод о разноречивости интересующего нас ресурса [Л. 4]. В то же время очевидно, что и с грубым приближением нельзя ставить знак равенства между значением  $G_0$  и шестью короткими замыканиями, которые должен выдержать трансформатор при типовых заводских испытаниях согласно ГОСТ 3484-65. Недопустимость такого приближения легко показать, опираясь на опыт эксплуатации трансформаторов, питающих тяговые сети переменного тока [Л. 3].

В соответствии с [Л. 1] ресурс трансформатора будет практически исчерпан при  $\bar{X} \bar{\omega} t \geq G_0$ , откуда допустимая продолжительность эксплуатации между профилактическими ремонтами:

$$t_{доп} \approx \frac{G_0}{\bar{\omega} \bar{X}}.$$

Как уже отмечалось, условия работы трансформаторов на тяговых подстанциях характеризуются значениями  $\bar{\omega} = 100\text{—}800$  1/год и  $\bar{X} = 0,25$ . Если принять  $G_0 = 6$ , то даже при минимальном значении  $\bar{\omega} = 100$  1/год получаем  $t_{доп} \approx 0,24$  года. Используя предложенную модель надежности, можно показать, что с вероятностью безотказной работы менее 0,5 транс-

менее точно, чем в других зонах области вследствие большого влияния вычислительной погрешности.

В процессе выбора изоляционных расстояний необходимо знать воздействующие при испытаниях напряженности, средние на длине какой-либо силовой линии для сравнения их с допускаемыми напряженностями. В рассматриваемом случае наиболее нагруженная силовая линия идет с углов катушек. На рис. 5 представлены зависимости напряженностей, средних на длине наиболее нагруженной силовой линии, идущей с угла катушки (1 — расчет на ЭВМ; 2 — электролитическая ванна). Погрешность по напряженности относительно метода электролитической ванны можно оценить в пределах 5—8%, что вполне удовлетворительно. Полученные результаты имели место при  $H = 0,2S$  и  $n = 16$  (полиномы Лежандра). Программа составлена на языке АЛГАС и занимает 10—15 мин (без трансляции) на ЭВМ МИНСК-22.

**Выводы.** 1. Разностно-аналитический метод решения задачи Дирихле для уравнения Лапласа с использованием аппарата  $R$ -функций позволяет производить расчет электрических полей реальных изоляционных промежутков.

2. Относительная погрешность по потенциалам составляет менее 1—2%, а по напряженности в пределах 5—8% решения, полученного методом электролитической ванны.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тихомиров П. М. Расчет трансформаторов. М., «Энергия», 1968.
2. Морозова Т. И., Панов А. В. Электрические характеристики и методика расчета главной изоляции мощных высоковольтных трансформаторов. — «Труды ВЭИ», вып. 79, 1969.
3. Дорохов В. А., Кривошеева Г. Н., Шкляров Л. И. Об одном методе решения задач математической физики. — В сб. Теоретическая электротехника. Львовский государственный университет, 1973, вып. 5.
4. Дорохов В. А., Шкляров Л. И. Про один наблужений розв'язок крайових задач. — «Доклады АН УРСР», 1974, № 2.
5. Рвачев В. Л. Геометрические приложения алгебры логики. М., «Техника», 1967.
6. Иванов С. А., Шкляров Л. И. Об одном методе расчета электрических полей. — «Электричество», 1972, № 7.
7. Слесаренко А. П. О решении краевых задач для многосвязных областей сложной формы структурным методом. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. Харьков, 1971.

[18.3.1974]

форматор может проработать в этих условиях еще 1—2 месяца, что не мешает дела и не соответствует опыту эксплуатации. Последний показывает, что тяговые трансформаторы успешно работают без ремонта 5—10 лет и более. Данные их внутренних осмотров свидетельствуют, что по условиям электродинамической стойкости вскрытие и ремонт необходимы не ранее, чем после воздействия на трансформатор 1500—2500 коротких замыканий.

Используя опыт эксплуатации трансформаторов тяговых подстанций, в [Л. 3] была сделана попытка оценить значение  $n_0 = I_0$ , исходя из принятой модели износа и сработки ресурса трансформатора. Оказалось, что допустимое число сквозных коротких замыканий максимальной кратности для рассматриваемых трансформаторов имеет порядок 400—600, в связи с чем для опытной проверки было рекомендовано значение параметра  $n_0 = 500$ .

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Никифорова В. Ф., Цирель Я. А. Математическая модель надежности силового трансформатора. — «Электричество», 1973, № 6.
2. Цирель Я. А. Усовершенствование профилактических испытаний электрооборудования. — «Электрические станции», 1968, № 4.
3. Бобров Е. Г. Нормирование и контроль ресурса динамической прочности трансформаторов тяговых подстанций переменного тока. — «Вестник Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта», 1973, № 4.
4. Трансформаторы. Переводы докладов XXII сессии международной конференции по большим электрическим системам (СИГРЭ). Под ред. С. И. Рабиновича. М., 1968.

Канд. техн. наук БОБРОВ Е. Г.

◆◆◆◆◆  
Ответ авторов

В отклике Е. Г. Боброва на нашу статью ставится под сомнение сама необходимость использования математической модели износа трансформатора в случае, если налажен учет числа и кратности токов короткого замыкания, фактически воздействующих на трансформатор. Однако подобный учет можно организовать только на действующих подстанциях и использовать лишь для ограниченной цели определения срока очередного ремонта или испытания трансформатора (после срабатывания располагаемого ресурса), как это предлагалось нами в [Л. 1]. В то же время необходимость в прогнозе срока службы трансформатора и затрат на его эксплуатацию, связанных, естественно, с периодичностью ремонтов и испытаний, может возникнуть на стадии проектирования, например при технико-экономическом сопоставлении разных вариантов схемы сети, отличающихся по надежности, а следовательно, и по степени воздействия на трансформатор сквозных коротких замыканий; аналогична и задача сопоставления разных режимов работы существующей сети, существенно сказывающихся на износе трансформатора. Очевидно, решение подобных задач возможно только путем разработки соответствующей модели процесса износа, опирающейся, естественно, на данные эксплуатационной статистики. Таким образом, организация учета сквозных коротких замыканий, в том числе и с помощью предлагаемых в [Л. 2] автоматических регистраторов, отнюдь не исключает необходимости моделирования.

Далее в рассматриваемом отклике поднимается вопрос о необходимости пересмотреть принятое в [Л. 1] число допустимых коротких замыканий максимальной кратности; при этом Е. Г. Бобров вновь, как это уже было сделано в [Л. 2], предлагает увеличить число допустимых коротких замыканий до 500.

С другой стороны, как уже указывалось в [Л. 1], число коротких замыканий непосредственно на вводах трансформатора, которым он подвергается при типовых испытаниях, выбрано нами в качестве меры ресурса трансформаторов в связи с тем, что эта величина является единственным количественным нормативом, имеющимся в настоящее время в отечественных директивных материалах, рассматривающих вопрос электродинамической стойкости трансформатора при коротком замыкании. Во всяком случае, из того факта, что трансформаторы, выполненные в соответствии с ГОСТ 11677-65, должны обладать способностью выдерживать без повреждения внешние короткие замыкания при испытаниях по ГОСТ 3484-65, безусловно следует, что все отечественные трансформаторы и автотрансформаторы общего назначения должны выдерживать без повреждения не менее шести коротких замыканий максимальной кратности. В последнее время проведение типовых испытаний трансформаторов на электродинамическую стойкость внедряется в практику большинства стран, причем число коротких замыканий с максимальным током при этих испытаниях не выше, чем по ГОСТ 3484-65.

Несомненно, фактический ресурс трансформатора должен быть больше названной величины, и, следовательно, оценка ресурса по числу коротких замыканий при типовых испытаниях занижена, чем обеспечивается определенный запас по надежности. Однако истинный размер ресурса электродинамической стойкости трансформаторов, а значит и коэффициента

запаса, могут быть установлены только по результатам разрушающих испытаний достаточно представительных выборок трансформаторов различного исполнения. К сожалению, в настоящее время, несмотря на проводимые в ряде стран исследования, однозначного результата не получено. При этом, судя по некоторым источникам, трансформаторы способны успешно переносить значительное число коротких замыканий с большими кратностями тока: по [Л. 3] трансформатор 15 Мва, 132/33 кВ успешно выдержал 156 коротких замыканий с кратностью около четырех; по [Л. 4] трансформаторы 5—30 Мва, 63—90 кВ выдержали до 50 коротких замыканий на фазу. Приходится сделать вывод, что в связи со значительным расхождением значений, приводимых разными авторами, а также в связи с тем, что они относятся к зарубежным конструкциям, использовать эти данные для нормирования ресурса отечественных трансформаторов нельзя.

Различаются и сведения о числе коротких замыканий, воздействующих на трансформаторы в эксплуатационных условиях. Отражением эксплуатационной статистики, накопленной отечественной практикой, является предложение, ранее приводившееся в проекте стандарта на трансформаторы: трансформатор подлежит внеочередному капитальному ремонту после 100 сквозных коротких замыканий, из которых пять — вблизи подстанции, на которой он установлен [Л. 5]. Большинство зарубежных авторов также называет относительно небольшое число коротких замыканий, которое может иметь место в эксплуатации: по [Л. 6] число коротких замыканий с максимальной кратностью не превышает 15 за весь срок службы трансформатора, по [Л. 7] это значение не превышает 10 для кратности более 0,75 максимальной. Таким образом, если исходить из приведенных данных, то принятый нами ресурс обеспечивает возможность работы трансформаторов с приемлемой периодичностью профилактических испытаний и ремонтов. Можно сослаться также на анализ эксплуатационных данных по одной из сетей, показавший, что для силовых трансформаторов с высшим напряжением 220 и 330 кВ, питающим развитые воздушные сети 110 кВ, число сквозных коротких замыканий с кратностью более 0,75 максимальной в среднем не превышает 0,5 в год.

Анализируя вопрос о ресурсе трансформаторов по электродинамической стойкости, очевидно, нельзя отвлекаться от условий их работы и, в частности, неправомерно ориентироваться на одинаковый размер ресурса как для трансформаторов общего назначения, так и для трансформаторов, предназначенных для работы в условиях частых сквозных коротких замыканий, пусковых токов и т. п. Видимо, для этой группы трансформаторов некоторые зарубежные авторы сообщают об исключительно большом числе сквозных коротких замыканий в эксплуатации: по [Л. 8] число коротких замыканий с максимальной кратностью лежит в пределах от 9 до 18, но в некоторых случаях достигает 150 в год; по [Л. 9] число коротких замыканий при кратности 10 составляет в среднем 10 в год.

Размер необходимого ресурса трансформаторов, работающих в особо тяжелых условиях, несомненно требует отдельного рассмотрения; именно к этой группе, наряду с трансформаторами дуговых печей и т. п., относятся и трансформа-

торы тяговых подстанций, на основе опыта эксплуатации которых в рассматриваемом отзыве делается вывод о недостаточном размере принятого нами ресурса и делается попытка обосновать необходимость увеличения числа коротких замыканий с предельной кратностью, выдерживаемого трансформаторами, до 500.

В прежних работах Е. Г. Бобров указывал на повышенную аварийность трансформаторов на тяговых подстанциях, объясняя это тем, что условия их работы чрезмерно тяжелы для трансформаторов существующей конструкции. Так, на подстанциях Омской железной дороги, электрифицированной на постоянном токе, отмечались случаи выхода из строя трансформаторов после пяти месяцев эксплуатации. Подобный трансформатор, перенесший 125 обратных зажигания с кратностью тока короткого замыкания до пяти, оказался совершенно непригодным для дальнейшей эксплуатации, так как у него была полностью нарушена прессовка обмоток [Л. 10]. Серьезные нарушения прессовки (иногда со сдвигом витков обмоток и повреждениями изоляции) имели место после 5—12 лет эксплуатации трансформаторов тяговых подстанций при электрификации на переменном токе; по этой причине вышло из строя более 20% установленных трансформаторов [Л. 2]. Именно в связи с повышенной аварийностью трансформаторов на тяговых подстанциях как постоянного, так и переменного тока Е. Г. Бобровым в [Л. 2 и 10] ставился вопрос об изготовлении трансформаторов для тяговых подстанций по специальным техническим условиям с применением винтовой стяжки обмоток, допускающей периодическую подпрессовку без подъема активной части. Тогда непонятно утверждение Е. Г. Боброва о допустимости производить вскрытие и ремонт трансформаторов тяговых подстанций только после воздействия на трансформатор 1500—2500 коротких замыканий или после 5—10 лет эксплуатации и более.

Следует критически подойти и к указываемому Е. Г. Бобровым как необходимому для тяговых трансформаторов значению 2000 коротких замыканий за период между ремонтами. Очевидно, обоснованием этого должна быть эксплуатационная статистика, учитывающая фактическое число сквозных коротких замыканий. Однако, если с этой точки зрения рассмотреть описываемый Е. Г. Бобровым опыт эксплуатации трансформаторов тяговых подстанций Омской железной дороги, то прежде всего надо иметь в виду, что данные [Л. 10] относятся к периоду использования на тяговых подстанциях постоянного тока ртутных выпрямителей, конструкция которых не исключает относительно частых обратных зажигания; в настоящее время с переходом к полупроводниковым выпрямителям обратные зажигания исключены. Кроме того, как показано в [Л. 10], рассматриваемые тяговые трансформаторы работали в особо тяжелых условиях, так как имело место неблагоприятное сочетание мощностей главного и тягового трансформаторов, в связи с чем кратность тока при обратном зажигании достигала 5,1, а при коротком замыкании на стороне постоянного тока — 7,1, и, кроме того, из-за повышенной грузонапряженности магистрали и в связи с тяжелым климатом было велико число коротких замыканий на стороне постоянного тока, а также обратных зажигания. Следовательно, нет никаких оснований распространять требования, вызванные исключительными условиями работы этих подстанций, на все трансформаторы. Что касается тяговых подстанций переменного тока, то, к сожалению, ни в отклике, ни в [Л. 2] не содержится каких-либо ссылок на расчеты или статистические данные, подтверждающие необходимость обеспечить названный Е. Г. Бобровым ресурс.

Резюмируя сказанное, приходим к выводу, что необходимость обеспечения повышенного ресурса электродинамической стойкости главных понижающих трансформаторов тяговых подстанций требует дополнительного рассмотрения. Вместе с тем, как это уже отмечалось нами в [Л. 1], принятый размер ресурса (шесть коротких замыканий предельной кратности) носит ориентировочный характер и должен быть уточнен специальными исследованиями; не исключено, естественно, что этими исследованиями может быть подтверждена целесо-

образность различных по размеру ресурсов трансформаторов общего и специального назначения.

Положенное в основу обсуждаемой модели износа трансформатора предположение об определяющей роли электродинамических воздействий токов короткого замыкания и принятый характер аналитических связей между рассматриваемыми величинами (квадратичная зависимость части ресурса, срабатываемой при единичном коротком замыкании, от кратности тока короткого замыкания) в отклике Е. Г. Боброва сомнению не подвергаются. Однако следует оговорить, что эта модель не является единственно справедливой. Например, в случаях подстанций глубокого ввода, питающих относительно короткие и надежные кабельные сети, когда мала как вероятность короткого замыкания за трансформатором, так и в ряде случаев кратность возникающего при этом тока, рассмотренная модель износа неприменима. Если на такой подстанции можно ждать частые и значительные перегрузки трансформаторов, то эта модель должна быть заменена моделью, учитывающей влияние перегрузок по току [Л. 11]. В случаях трансформаторов сверхвысоких напряжений с большими напряженностями электрического поля в изоляции может оказаться оправданной модель износа, принимающая в качестве определяющего фактора смену суточных и сезонных циклов изменения температуры. Если же необходимо считаться с воздействием совокупности любых двух или всех трех названных факторов, вероятность отказа трансформатора должна определяться как вероятность суммы независимых событий — отказов, рассчитанных отдельно для каждой из моделей.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Цирель Я. А. Усовершенствование профилактических испытаний электрооборудования. — «Электрические станции», 1968, № 11, с. 82—84.
2. Бобров Е. Г. Нормирование и контроль ресурса динамической прочности трансформаторов тяговых подстанций переменного тока. — «Вестник Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта», 1973, № 4, с. 13—16.
3. Waters M., Stalewski A., Farr J. C., Whitaker J. D. Short-circuit testing of power transformers and the detection and location of damage. — «CIGRE. International Conf. Large High Tens. Electr. Syst. Paris, 1968, Sess. 10—20 June». S. I., s. a., 12—05/1 — 12 — 05/15.
4. Roge G., Rirkte E. Probleme der Kurzschlussfestigkeit grosser Transformatoren. — «Brown Boveri Mitteilungen», 1972, 59, № 8, 404—409.
5. Воскресенский В. Ф. Некоторые итоги опыта профилактических испытаний электрооборудования. — «Электрические станции», 1967, № 6, с. 42—48.
6. Kulikowski J. F., Lech W., Rachwalski J., Tyminski L. Experience in short-circuit testing of transformers. — «CIGRE. Internat. Conf. Large High Tens. Electr. Syst. Paris, 1968, Sess. 10—20 June». S. J., s. a., 12—13/1—12—13/8.
7. Kuijper C. E. M. de. Short-circuit testing of transformers. — «CIGRE. Internat. Conf. Large High Tens. Electr. Syst. Paris, 1968, Sess. 10—20 June». S. J., s. a., 12—01/11—12—01/18.
8. EEI survey of power-transformer through faults reported. — «Transmission and Distribution», 1971, 23, № 1, s. 42.
9. Aicher L. C. Is transformer through-fault capability achievable? — «Proc. Amer. Power Conf., vol. 33». Chicago, Ill., 1971, 1006—1012.
10. Бобров Е. Г. О динамической устойчивости главных понижающих трансформаторов на тяговых подстанциях. — «Электрические станции», 1959, № 2, с. 86—87.
11. Никифорова В. Ф., Цирель Я. А. Математические модели надежности силовых трансформаторов. — В кн.: Доклады на III Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1973, с. 583—588.

Никифорова В. Ф., Цирель Я. А.



## Статистический анализ режима напряжения сетей 500 кВ

(Статья Лыскова Ю. И. и Мельзака И. Я., «Электричество», 1973, № 3)

ГЕРШЕНГОРН А. И.

Москва

В обсуждаемой статье приводятся результаты статистического анализа распределения уровней напряжения в сетях 500 кВ Советского Союза. Анализ был проведен на основе накопленных энергосистемами данных об изменениях напряжений на шинах 500 кВ шести электростанций (двух базисных ТЭС и четырех базисных и полупиковых ТЭС в различных районах страны), семи промежуточных и одной тупиковой подстанций 500 кВ.

Проведенная Лысковым Ю. И. и Мельзаком И. Я. работа является первой попыткой исследования подобного рода, и инициативу авторов следует приветствовать. Вместе с тем следует принять во внимание, что данные, положенные в основу статистического анализа, разнохарактерны, их количество невелико и недостаточно для широких обобщений.

Поэтому было бы весьма желательно, чтобы авторы продолжали накапливать материал и произвели дальнейший анализ, который позволил бы установить, какие уровни и графики напряжений характерны для пиковых и базисных электростанций при различных конфигурациях сетей 500 кВ, присоединенных к этим электростанциям, для промежуточных и конечных, тупиковых и узловых подстанций и т. п., и использовать полученные данные как полезную информацию для проектирования систем сверхвысокого напряжения.

Представляет также интерес увязка уровней напряжения с нагрузкой электропередач и мощностью подстанций. В частности, важно знать, в каких режимах (максимальной или минимальной нагрузки) имеют место наибольшие рабочие напряжения.

Заслуживает внимания также следующее обстоятельство. Авторы статьи указывают, что источниками информации послужили суточные ведомости. Это дает основание считать, что замеры напряжений производились обычными щитовыми или регистрирующими приборами. Согласно ГОСТ 8711 щитовые измерительные приборы должны иметь класс точности не ниже 1,5. Щитовые вольтметры присоединяются к вторичным обмоткам трансформаторов напряжения НКФ-500, которые обеспечивают при нагрузке до 500 в·а точность 1% и при нагрузке до 1000 в·а — 3%, или к емкостным делителям напряжения НДЕ-500, которые дают точность измерения 1—3% при нагрузке 300—600 в·а.

Если даже не принимать во внимание возможность дополнительных ошибок (неточность визуального отсчета, изменения показаний под влиянием внешних факторов, температуры и пр.), но допустить, что ошибки прибора и трансформатора напряжения суммируются, следует считаться с возможностью ошибки измерений в отдельных случаях до  $\pm 3\%$  (т. е. до 15 кВ) и больше. Это снижает достоверность показаний, так как число замеров отдельных значений в общем невелико. Авторы не указывают, как может влиять на результаты проведенного ими статистического анализа возможная неточность измерений. Между тем, как указано в статье, в 5% случаев отмечаются напряжения выше 525 кВ.

В свете сказанного выше возникает сомнение, действительно ли напряжения достигали указанных в статье высоких значений и имели ли они место столь часто. Представляет также интерес, сколь продолжительны были замеренные высокие значения напряжений.

Согласно ГОСТ 721-62 на номинальные напряжения электрических сетей и ГОСТ 17544-72 на трансформаторы класса 500 кВ длительно приложенное рабочее напряжение в сетях 500 кВ не должно превосходить 525 кВ. В соответствии с этим мощность шунтирующих реакторов, компенсирующих генерируемую линиями 500 кВ реактивную мощность, в режимах минимальной загрузки, а в электропередачах, содержащих установки продольной емкостной компенсации, и в режимах максимальной загрузки в проектах выбирается таким образом, чтобы рабочее напряжение ни в одном пункте не превосходило 525 кВ. Поэтому более высокое напряжение (если оно правильно замерено) может быть обусловлено либо меньшей, чем запроектированная мощностью установленных реакторов, либо их аварийными отключениями.

Желательно, чтобы авторы привели дополнительные разъяснения относительно длительности воздействия, повторяемости и причин возникновения напряжений, превосходящих допустимые по ГОСТ значения. Кроме того, представляет интерес, когда было изготовлено и сколько времени находится в эксплуатации оборудование, подвергавшееся воздействию повышенного напряжения.

СТАРШИНОВ Ю. И.

Москва

Как и частота, напряжение в узлах сети является основным показателем качества электрической энергии. В отличие от частоты, значение которой желательно поддерживать неизменным и равным номинальному во всех режимах сети, значение напряжения необходимо изменять в зависимости от активной и реактивной нагрузки сети (см., например [Л. 1]). Имеется и экономическая сторона вопроса, заключающаяся в том, что регулирование напряжения в широких пределах позволяет снизить суммарные потери энергии на нагрев и корону на линиях и уменьшать капитальные затраты на сооружение электропередач и сетей сверхвысокого напряжения (СВН) [Л. 2 и 3].

В соответствии с ГОСТ 721-62 на номинальные напряжения электрических сетей верхний предел рабочего напряжения для класса 500 кВ составляет 105%  $U_{ном}$ , что во многом определяет условия работы изоляции и оборудования этой сети. При этом действующие стандарты не ограничивают нижний предел рабочего напряжения, и для конкретной сети он устанавливается в зависимости от условий нормальной ра-

боты силового оборудования и цепей управления, автоматики и защиты. Учитывается и уровень статической устойчивости системы, экономичность последней, а также возможность нормальной работы примыкающих к узлам 500 кВ сетей более низких номинальных напряжений.

В конечном счете рекомендуемый диапазон изменения рабочих напряжений в сетях СВН устанавливается на основе технико-экономического анализа для конкретной сети, исходя из заданных суточных, месячных и сезонных графиков нагрузки и условий работы энергосистемы. При проектировании сети определяются все необходимые средства компенсации реактивной мощности и средства автоматического и неавтоматического регулирования напряжения в узлах, что и обеспечивает оптимальный диапазон изменения рабочих напряжений.

В этом отношении представляется весьма условным утверждение авторов обсуждаемой статьи о том, что напряжение сети 500 кВ является величиной случайной. В то же время из перечисленных авторами факторов, влияющих на значение напряжения, лишь аварийное отключение элементов сети

может рассматриваться как случайный фактор, но по оценке самих авторов процент аварий в течение года весьма мал и может не учитываться при определении годового изменения напряжения.

Другие же указанные факторы: активная и реактивная мощность, степень компенсации реактивной мощности и плановые отключения элементов сети, — все они, как правило, не являются случайными факторами, число их ограничено, их взаимодействие известно наперед и известна их аналитическая связь с величиной напряжения в сети СВН. К примеру, соответствующие службы энергосистем систематически составляют диспетчерские графики активных и реактивных нагрузок и уровней напряжения на предстоящие сутки, на месяц (с учетом ремонтов) и т. д. При этом прогноз оказывается очень точным и само составление графиков не вызывает каких-либо трудностей. С большим основанием можно рассматривать напряжение в узле как случайную величину в сложной по конфигурации распределительной сети среднего и высокого напряжения, в которой случайные изменения нагрузок, наличие большого количества ремонтируемых объектов и другие факторы затрудняют и делают нецелесообразным аналитическое определение величин напряжения и мощностей в узлах.

В связи с этим необходимо отметить, что анализ режима напряжений сетей 500 кВ, если он проводится на основе методов математической статистики, должен быть выполнен особенно тщательно с использованием достаточной по объему и достоверной информации.

В настоящее время в Советском Союзе эксплуатируется значительная (16 тыс. км) сеть ВЛ 500 кВ в одноцепном исчислении и большое количество (более 50) понижающих и повышающих подстанций 500 кВ. При этом сети 500 кВ имеют почти 20-летний опыт эксплуатации, и первые магистральные электропередачи превратились в часть единой разветвленной сети 500 кВ. Сейчас сооружаются первые электропередачи 500 кВ в Средней Азии и первые промышленные электропередачи 750 кВ в Центре и на Юге Европейской части Советского Союза.

Поэтому заслуживает внимания постановка задачи авторами статьи — подвергнуть анализу опыт эксплуатации сетей 500 кВ и выявить общие закономерности изменения режима напряжения, имея в виду использовать их во вновь сооружаемых и проектируемых сетях 500 кВ и выше. Целью такого анализа могло бы явиться следующее:

выявление максимальных значений рабочего напряжения сети, длительности их существования и причин появления;

установление закономерностей изменения рабочих напряжений сети для характерного суточного графика нагрузок и в разрезе месяца и года для разных энергосистем нашей страны;

выявление закономерностей изменения рабочих напряжений сети для разных энергосистем страны в зависимости от этапов ее развития, т. е. за продолжительный период эксплуатации;

определение достаточности средств компенсации реактивной мощности и средств регулирования напряжения сети для разных энергосистем Советского Союза;

выявление погрешностей измерения величин напряжения и их влияния на результаты исследования.

Учет полученных закономерностей оказал бы огромную пользу при планировании сетей и выполнении проектов отдельных электросетевых объектов, повысил бы их экономическую эффективность. Однако материал обсуждаемой статьи не дает оснований считать, что получены какие-либо общие закономерности и выводы.

Собранные данные по уровням напряжений дают характеристику отдельных объектов за непродолжительный период их наблюдения (1—2 года). Авторы, применяя метод математической статистики для получения общих для всех сетей Советского Союза закономерностей, не обследуют всю генеральную совокупность объектов, а берут только незначительную часть их. Поскольку объекты выбирались не случайно (это видно хотя бы из того, что из выбранных 14 объектов — подстанций и электростанций — более половины расположены на смежных участках), выборочная совокупность не является репрезентативной, т. е. нельзя полагать, что выводы могут быть распространены на всю генеральную совокупность.

Остается неясным, зачем разделены подстанции и электростанции с отходящими от них линиями 500 кВ. Если исходить из того, что сети 500 кВ становятся разветвленными, как утверждают авторы, то электростанции с ОРУ 500 кВ и подстанции 500 кВ могут быть объединены в одну генеральную

совокупность. Это подтверждается, в частности, опытом работы передачи 500 кВ Волгоград — Москва. В дневные часы она существенно загружена, а ночью разгружается, причем приемные подстанции 500 кВ Московского кольца становятся генерирующими узлами, так как выдают избыточную мощность ТЭЦ из сети 220 кВ. Волжская ГЭС в этих режимах максимально разгружена и поток мощности по передаче идет в обратном направлении.

Далее авторы дают ссылку на [Л. 4], где рассматривается современное состояние сетей 500 кВ в СССР, но почему-то в табл. 2 рассматриваемой статьи все подстанции, за исключением одной, примыкают к недостаточно мощным энергосистемам, что является нехарактерным, если судить по [Л. 4]. Отметим, что в табл. 1 и 2 даются характеристики, не несущие никакой функциональной нагрузки. Неясно, зачем указывается степень загрузки подстанции и участие станции в покрытии суточного графика, если в статье не анализируется связь этих характеристик с колебаниями напряжения в сети, вызванными изменениями ее нагрузки.

Точно так же неясны взаимосвязи с уровнями напряжения количества отходящих от станций и подстанций ВЛ 500 кВ с указанием их длин в одноцепном исчислении и суммарной мощности установленных реакторов. Известно, что в качестве средств компенсации зарядной мощности ВЛ могут рассматриваться и генераторы станции, и синхронные компенсаторы, установленные на подстанциях, и нагрузки, питающиеся от этих подстанций.

Известно также, что суточный график объекта в течение года меняется мало и число часов наблюдений, равное 8760, хотя и является большим само по себе, но не отражает в должной степени работу объекта за весь период его эксплуатации. Сети 500 кВ Советского Союза прошли этапы превращения магистральных электропередач (мало загруженных в первые годы) во внутрисистемные разветвленные сети. Естественно, что этот процесс сопровождался существенно различными уровнями рабочих напряжений в сети и не учитывать их было бы неправильным. В качестве примера можно упомянуть передачи 500 кВ от Волжских ГЭС в Москву, эксплуатирующиеся более 15 лет.

Следовательно, необходимо констатировать, что периоды наблюдения объектов, указанные в табл. 3, 4 и 5, являются недостаточными и не могут отразить общие закономерности, присущие всей генеральной совокупности. Очевидно, этим можно объяснить и результаты, полученные авторами. Так, несмотря на то, что аварийные и ремонтные ситуации в сетях признаны крайне незначительными по частоте и длительности, число случаев превышения в сетях и на станциях длительно допустимого напряжения 525 кВ очень велико. Было бы более правильным привести значения напряжения в последних колонках указанных таблиц с интегральной вероятностью не 0,9, а 0,95, что отвечало бы требованию ГОСТ 13109-67 в большей степени. В этом случае выявилось бы, что почти половина из отобранных для наблюдения объектов работала с превышением длительно допустимых для оборудования напряжений! Это обстоятельство требует того, чтобы его специально проанализировать.

Поскольку в качестве исходного материала авторам служили диспетчерские суточные ведомости и записи велись не чаще, чем каждый час, то это означает, что на станции 2 в 1969 г. было сделано несколько десятков, а на станции 6 — более 150 записей о превышении допустимой величины рабочего напряжения 525 кВ. Становится очевидным, что эти превышения носили продолжительный характер и не были кратковременными.

Авторы склонны объяснять такие отклонения тем, что эксплуатационный персонал не использует средства регулирования напряжения в полной мере или что этих средств не хватает.

В связи с этим следует заметить, что записи в суточные ведомости заносятся по показаниям щитовых приборов визуально, и это снижает достоверность появления на оборудовании и линии фиксируемых напряжений. В большинстве сетей 500 кВ Союза для замера напряжений применяются емкостные делители напряжения типа НДЕ-500. Погрешность этих трансформаторов напряжения вкупе со щитовыми вольтметрами составляет 3—4%, что существенно перекрывает значение среднеквадратического отклонения напряжения в приведенном авторами анализе. Кроме того, известен тот факт, что измеренные напряжения в одной электрической точке отличаются в отдельных фазах на 2—3%, что объясняется несимметрией



фазовых проводов и параметров оборудования, например шунтовых реакторов. Это обстоятельство не проанализировано авторами статьи.

Следует отметить и тот факт, что обследование в течение только одного года ряда объектов 500 кВ не позволяет с достоверностью распространить результаты, полученные авторами, на вновь сооружаемые сети 500 кВ и тем более на проектируемые сети ультравысокого напряжения. В статье не обосновывается возможность переноса выводов, полученных для сетей 500 кВ, на сети более высокого номинального напряжения, и в связи с этим становится неясно, можно ли эти выводы отнести и к сетям 330, 220 кВ и ниже. Тем не менее авторы опубликовали статью в журнале «Электрические станции», 1974, № 1, где результаты частичного анализа режима напряжений в сетях 500 кВ автоматически переносятся на расчеты параметров сети напряжением 1150 кВ со ссылкой на рассматриваемую здесь статью.

Таким образом, анализ, проведенный Лысковым Ю. И., Мельзаком И. Я., неизбежно приводит к следующим положениям:

в сетях 500 кВ оборудование подстанций и линий работает зачастую при напряжениях, превышающих допустимое значение 525 кВ, в связи с чем необходима установка дополнительных реакторов на ряде подстанций;

запроектированные и установленные в сетях 500 кВ средства компенсации реактивной мощности и регулирования на-

пряжения не используются для сохранения уровней напряжения в заданном диапазоне, и последние отличаются от значений, определяемых по ГОСТ:

напряжения в узлах 500 кВ являются величинами случайными, и регулирование напряжения в соответствии с проектными рекомендациями и диспетчерскими графиками не оправдывает себя, т. е. не является технико-экономической задачей для каждой конкретно рассматриваемой сети.

Однако вряд ли с этими выводами можно согласиться.

Проблема, поднятая авторами, является актуальной, но методы ее решения и выводы требуют корректировки.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Маркович И. М. Режимы энергетических систем. М., «Энергия», 1969.
2. Старшинов Ю. Н. Об экономической эффективности режимов с перепадом напряжения в дальних электропередачах 330—500 кВ — «Электричество», 1966, № 1.
3. Возможности снижения потерь в линиях электропередачи 220—750 кВ с учетом короны регулирования рабочего напряжения. — «Электричество», 1972, № 11. Авт.: Емельянов Н. П., Мельников Н. А., Роддатис В. К., Шеренцис А. Н.
4. Давыдов И. С., Мельзак И. Я., Шеренцис А. Н. Современное состояние сетей 500 кВ в СССР. — «Электричество», 1971, № 2.

## Ответ авторов

В связи с выступлениями Гершенгорна А. И. и Старшинова Ю. Н. авторы считают необходимым отметить следующее.

1. Статистико-вероятностные методы исследования находят все более широкое применение в различных областях электроэнергетики. В частности, их успешно используют при анализе режима рабочего напряжения распределительных сетей [Л. 1 и 2]. Что касается режима напряжения сетей сверхвысокого напряжения, то дискутируемая статья, а также [Л. 3], являются практически первыми публикациями подобного рода.

2. Сомнение относительно правомерности рассмотрения напряжения в узлах сетей 500 кВ в качестве случайной величины необоснованно. Случайной можно считать любую переменную величину, которая при неоднократном воспроизведении одного и того же опыта принимает неодинаковые значения [Л. 4]. Именно это положение лежит в основе современных методов расчета и анализа режимов работы электрических сетей и систем [Л. 5 и 6].

3. Прогнозируемые диспетчерские графики нагрузок и уровней напряжения не имеют ничего общего с полученными путем соответствующей обработки эксплуатационных данных функциями распределения вероятностей этих величин. Первые позволяют судить о возможностях обеспечения предельных режимов работы объединенной энергосистемы, а вторые — об интегральной длительности любого характерного режима из этого диапазона.

4. Можно согласиться с Гершенгорном А. И. и Старшиновым Ю. Н., что данные, положенные в основу настоящего статистического анализа, разнохарактерны, а их количество невелико и недостаточно для широких обобщений. Отмеченное обстоятельство свойственно начальной стадии подобных исследований. Тем ценнее, что уже на основе располагаемого объема информации об изменении напряжения в узлах сетей 500 кВ, удаленных друг от друга даже на несколько тысяч километров, были получены близкие статистические функции распределения вероятностей. Это свидетельствует о правильности выбранного направления исследований и позволяет сделать ряд важных практических выводов.

5. Объединять замеры напряжения на шинах 500 кВ электрических станций и подстанций в единую генеральную совокупность нецелесообразно, так как среднеквадратические отклонения напряжения для каждой из этих групп узлов сетей 500 кВ отличаются весьма существенно. Пример Волжской ГЭС им. XXII съезда КПСС пока что является исключением.

6. Выявление связей между уровнями напряжения в узлах и нагрузкой линий электропередачи и подстанций пред-

ставляет безусловный интерес. Авторами в этом направлении ведутся дополнительные исследования.

7. В обоих выступлениях обращается внимание на то, что в ряде узлов сетей 500 кВ наибольшее рабочее напряжение в течение (1—3)% времени года превышает 525 кВ и достигает 540—550 кВ. Причиной этого, как отмечалось в статье, являлась недостаточная степень компенсации реактивной мощности. Наиболее ярко это можно проиллюстрировать на примере подстанции 6. Сравнение данных 1969 и 1972 гг. показывает, что после ввода в эксплуатацию отремонтированных шунтирующих реакторов напряжение в узле значительно снизилось: минимальное — с 510 до 500 кВ, максимальное — с 550 до 535 кВ, среднее — с 530 до 510 кВ, с вероятностью 0,9 (не более) — с 540 до 522 кВ.

В рассмотренном выше случае было получено специальное разрешение завода-изготовителя на временное (в течение года) повышение допустимого напряжения на очень слабо загруженных автотрансформаторах 500 кВ до величины 550 кВ. Кроме того, следует иметь в виду, что в соответствии с ПТЭ при аварийных и диспетчерских переключениях в течение не более одного часа в сутки допускается поддерживать рабочее напряжение на уровне 550 кВ. Эксплуатационный персонал довольно часто прибегает к этому.

8. Несомненно, что с погрешностями измерения напряжения, обусловленными невысоким классом точности оборудования и приборов, пофазовой несимметрией, визуальным наблюдением за показаниями приборов со стороны диспетчеров энергосистем и т. д., следует считаться. Однако более точная информация чем та, которой располагали авторы, в настоящее время отсутствует.

Вопрос об измерении напряжения является вполне самостоятельной темой для исследований. В связи с этим здесь уместно заметить, что сети сверхвысокого напряжения, по всей видимости, было бы целесообразно оснастить приборами для статистического анализа качества напряжения, аналогичными применяемыми в распределительных сетях [Л. 7].

9. В заключение авторы выражают признательность Гершенгорну А. И. и Старшинову Ю. Н., принявшие участие в дискуссии. Учитывая актуальность и перспективность темы, начатые исследования будут углублены и расширены. В них по возможности будут учтены высказанные в наш адрес пожелания и замечания.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Баркан Я. Д., Маркушевич Н. С. Использование статистической информации о качестве напряжения в электрических сетях. М., «Энергия», 1972.

2. Аберсон М. Л., Сысоев Л. П. Вероятностные характеристики напряжения в электрических сетях. — «Электричество», 1973, № 8.

3. Лысков Ю. И., Мельзак И. Я. Анализ работы линий электропередачи с повышенными градиентами электрического поля. — В сб.: Вопросы проектирования электрической части линий электропередачи, подстанций и энергосистем на современном этапе. М., «Энергия», 1974.

4. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М., «Наука», 1969.

5. Сенди К. Современные методы анализа электрических систем. М., «Энергия», 1971.

6. Расчеты и анализ режимов работы сетей. М., «Энергия», 1974. Авт.: Анисимова Н. Д., Веников В. А., Ежков В. В. и др.

7. Горбич Ю. С., Мельников Н. А., Окунцов Е. И. К применению прибора САКН. — «Промышленная энергетика», 1973, № 2.

Канд. техн. наук ЛЫСКОВ Ю. И., инж. МЕЛЬЗАК И. Я.

УДК 621.316.54.06

## Контактные и бесконтактные электрические аппараты

(Статья доктора техн. наук О. Б. Брона, «Электричество», 1973, № 7)

Инж. ГИРШБЕРГ В. В.

Москва

В обсуждаемой статье трактуется актуальная тема о свойствах, сравнительных характеристиках и областях применения контактных и бесконтактных электрических аппаратов.

1. При рассмотрении этих вопросов рекомендуется учитывать, что контактные аппараты к настоящему времени прошли длительный путь эффективного развития. Значительный вклад в развитие контактных аппаратов сделан, как известно, лично Броном О. Б.

Однако представляется, что пути дальнейшего быстрого развития контактной аппаратуры в значительной мере ограничены. Бесконтактная же аппаратура находится еще в стадии дальнейшего развития и усовершенствования. Это необходимо иметь в виду, рассматривая особенности полупроводниковых аппаратов, ограничивающие области их применения. Так, гальваническая развязка цепей управления в бесконтактных системах просто и надежно выполняется опико-электронными методами. Этими же методами можно выполнять гальванические развязки и главных цепей.

При применении интегральных схем можно надежно и при малых габаритах устройства выполнить защиту тиристорных от недопустимых сверхтоков и сверхнапряжений, не прибегая в дальнейшем к помощи контактных аппаратов (быстродействующих автоматов, предохранителей и др.). Этим снимаются указанные в статье недостатки, связанные с небольшой перегрузочной способностью тиристорных.

Бесконтактные системы управления на интегральных схемах и, в особенности на больших интегральных схемах с высоким коэффициентом интеграции, позволяют реализовать самые сложные алгоритмы управления, регулирования и защиты, в том числе цифрового управления, в минимальных габаритах; размеры преобразователя будут определяться только аппаратами главной цепи.

С помощью испарительного охлаждения, видимо, можно будет выполнять в приемлемых габаритах тиристорные преобразователи на номинальные токи более 10 кА при напряжениях порядка 1 кВ. При дальнейшем росте номинальных токов и допустимых напряжений тиристорных можно будет не прибегать к параллельному и последовательному включению вентилей, либо число их будет сводиться к минимуму.

Тиристорное устройство управления и регулирования будет встраиваться непосредственно в электродвигатель. По мере роста объемов производства, усовершенствования конструкции и технологии изготовления вентилей их стоимость и цена снижается. Предполагается, что эта тенденция будет иметь место и в будущем. В перспективе будут разработаны и освоены полупроводниковые структуры с незначительным значением прямого падения напряжений.

Таким образом, дальнейшее быстрое развитие полупроводников снимает или значительно ослабляет особенности полупроводниковых аппаратов, ограничивающие области их применения.

2. Тиристорный преобразователь является не только и не столько коммутационным устройством, сколько устройством управления и регулирования. Он заменяет не только коммутационные аппараты (автоматы, контакторы), но также и электромашинные и ртутные преобразователи. Поэтому следует сопоставлять по габаритам, стоимости и другим техническим и экономическим показателям не контактный аппарат и тиристорный преобразователь, а контактный аппарат и электрома-

шинный или ртутный преобразователь с одной стороны, и тиристорный — с другой. Тогда выводы получатся существенно другими.

В настоящее время большая часть электрических приводов выполняется нерегулируемыми с асинхронными короткозамкнутыми электродвигателями. Преимущественное распространение нерегулируемых электроприводов объясняется отнюдь не тем, что по технологии производства не требуется регулирования, а тем, что до последнего времени не было удобных и экономичных способов регулирования электроприводов переменного тока, а привод постоянного тока не мог получить широкого распространения при распределении энергии на трехфазном переменном токе, сложности и громоздкости регулируемых преобразователей переменного тока в постоянный. Поэтому во многих случаях нерегулируемый электропривод применялся и применяется в сочетании с неэлектрическими способами регулирования.

Положение изменилось с появлением тиристорных преобразователей, которые позволяют надежно преобразовывать трехфазный переменный ток промышленной частоты в постоянный с регулируемым значением напряжения на выходе или в переменный ток с регулируемой частотой.

По мере дальнейшего улучшения полупроводниковых управляемых вентилей и преобразователей, тиристорные регулируемые электроприводы постоянного и переменного тока будут находить все большее применение во всех отраслях материального производства, все более оттесняя нерегулируемые электроприводы.

Поскольку в тиристорных преобразователях контактная аппаратура применяется в небольших объемах, а в дальнейшем практически не будет применяться совсем, то все возрастающее применение получит бесконтактная аппаратура. Бесконтактная аппаратура, в особенности в интегральном исполнении, получает широкое применение также в сложных системах технологической автоматики, где контактные аппараты неприемлемы по своему ресурсу, надежности, габаритам. Будут стираться границы между электронными вычислительными управляющими машинами и цифровыми системами управления. Все расширяющееся применение получают самонастраивающиеся системы.

В таком простом и массовом применении, как пускатель и установочный автомат, бесконтактная техника также начинает теснить контактную. Появились и изготавливаются серийно тиристорные станции управления, где в тиристорном блоке соединены в единое целое функции обоих контактных аппаратов.

В 1972 г. в общем выпуске реле управления и защиты бесконтактные реле — элементы «Логика Т» и другие — составили заметную часть. Доля бесконтактных реле в общем выпуске все время возрастает. Этот процесс ускорится с развитием применения интегральных схем.

Широкое и быстрое распространение регулируемых тиристорных электроприводов, а также все расширяющееся применение бесконтактной аппаратуры в схемах управления сложными технологическими процессами позволяют предположить, что к 1990 г. объемы производства бесконтактных аппаратов составят не менее 20—30% от общего объема производства низковольтной аппаратуры, а не 4,3% (!), как указано в рассматриваемой статье.



РОЗЕНБЕРГ В. А.

Ленинград

Объективное освещение вопроса о реальных возможностях бесконтактной коммутационной аппаратуры (БКА), выполненное проф. Броном О. Б., привело к выводу об ограничении ее применения некоторыми специальными областями (при большой частоте операций, для создания быстродействующих АВР и АПВ, для ограничения токов коротких замыканий и т. п.) в основном вследствие высокой стоимости и больших габаритов. Это заключение не может быть оспорено, если исходить из уровня силовой полупроводниковой техники 1970—1971 гг. В 1974 г. наша промышленность стоит на пороге массового выпуска тиристоров 15—30 классов на силу тока до 500 а с улучшенными динамическими характеристиками.

Так, например, если сооружение тиристорного выключателя (ТВ) без искусственной коммутации 6 кВ, 1 ка, выдерживающего в течение одного периода 50 ка, требовало в 1971 г. более 1400 тиристоров 12-го класса, 250 а, то в 1975 г. потре-

буется для той же цели менее 300 тиристоров 30 класса, 500 а. Так как число параллельно соединяемых тиристоров определяется значением ударного тока (короткого замыкания), то в нормальном режиме тиристоры будут нагружены примерно на 20% номинального тока. Это позволяет применить облегченные радиаторы с объемом и весом не более 20% обычно применяемых. Такой ТВ легко размещается в габаритах нормальной ячейки КРУП.

Примерно такая же картина и в отношении стоимости БКА.

Эти выводы показывают, что силовая полупроводниковая техника не только еще далеко не исчерпала своих возможностей, но находится в состоянии развития, а предположения о возможностях БКА не должны строиться на ее сегодняшнем уровне. Область применения БКА будет несомненно расширяться.

## Ответ автора

В настоящее время большие достижения в области использования тиристорных аппаратов и систем управления, широкие перспективы, которые они открывают для дальнейшего развития, несомненны. Это подчеркнуто в обсуждаемой статье. Тиристорные аппараты будут получать все большее применение в регулируемых приводах с интегральными схемами, в установках с большой частотой работы, в выключателях, осуществляющих бездуговую коммутацию, в реле управления и защиты для осуществления заданных характеристик, в быстродействующих системах. Нет сомнения в том, что ряд особенностей, ограничивающих область использования бесконтактных аппаратов и устройств, будет устранен в будущем и это расширит область их использования. И здесь я вполне согласен с высказываниями обоих оппонентов. Какие из этих особенностей и в какой мере будут устранены, это покажет будущее и здесь нет оснований для возражений. Однако нет оснований утверждать, что контактная аппаратура не будет развиваться и совершенствоваться, что возможности для этого ограничены.

В последние десятилетия, несмотря на развитие полупроводниковой техники, значительно возрос интерес к контактным материалам и контактам. Глубокое изучение физики твердого тела, которое привело к открытию ( $p-n$ )-перехода, послужило основанием и для установления путей, позволяющих влиять на свойства контактных материалов. В результате появилась возможность создавать контактные материалы с наперед заданными свойствами. Повысилась коммутационная способность, износостойчивость и надежность работы контактных соединений. Особое место здесь занимают металлокерамические композиции на основе мелкодисперсных структур. На этом пути несомненно дальнейшие значительные достижения. Исследования последних лет в области физики плазмы и процессов эрозии открыли новые пути для усовершенствования дугогасительных систем и повышения износостойчивости контактов.

Быстро расширяется использование герметизированных магнитоуправляемых контактов, вакуумных дугогасительных камер, позволяющих осуществлять практически бездуговую коммутацию. Бездуговая коммутация осуществляется синхронными и синхронизированными выключателями. Повышается быстродействие токоограничивающих выключателей. Осуществляются быстродействующие селективные системы. Появились коммутационные устройства с использованием энергии взрывных реакций, позволяющие отключать ток за несколько микросекунд. По быстродействию они приближаются к тому, что может быть осуществлено бесконтактными аппаратами при искусственной коммутации.

Следует ожидать, что в ближайшие годы появятся силовые герконы с коммутируемым напряжением 380 в и электрической износостойчивостью 4—6 млн. циклов при коммутации цепей с электродвигателями. Достоинством контакторов и других аппаратов на герконах является их высокая надежность, обусловленная отсутствием движущихся частей (кроме самих контактов), и защищенностью от воздействия внешней

среды. Благодаря высокой надежности они в ряде случаев более выгодны для управления, чем аппараты на полупроводниках.

Большие изменения в аппаратостроении вносят все более совершенствующиеся, жидкометаллические контакты, гальвано-электрические и другие элементы автоматики и т. д. Более того, само появление бесконтактных аппаратов с их ценными свойствами поставило перед контактной техникой новые задачи. Появилось стремление с помощью контактных аппаратов осуществлять ряд режимов, свойственных бесконтактным аппаратам, или приблизиться к ним. Возникло плодотворное творческое соревнование двух технических направлений. Это следует приветствовать, отдавая должное каждому из них.

Говоря о перспективах дальнейшего развития, не следует думать, что процесс внедрения бесконтактной аппаратуры будет происходить в силу общих технических преимуществ полупроводниковых аппаратов. Применение бесконтактной аппаратуры должно быть технически и экономически оправдано. Не следует пытаться применять дорогие бесконтактные аппараты и устройства там, где задача может быть решена дешевой контактной аппаратурой. Так, например, такие технические достоинства бесконтактных аппаратов, как быстродействие, большая частота работы, высокая износостойчивость и т. д. во многих случаях не требуются, а стоимость электронных систем во много раз выше электромагнитных.

В настоящее время контакторы с бездуговой коммутацией стоят в 10—15 раз дороже контакторов обыкновенных. Надо полагать, что в дальнейшем стоимость бесконтактных аппаратов будет снижаться, но ведь и с контактными аппаратами происходит тот же процесс. Уменьшаются их габариты, снижается стоимость.

Не менее 90% потребителей удовлетворяют современные пускатели с электрической износостойчивостью в миллион циклов и только около 10% требуют пускателей с большей износостойчивостью. Такое же или почти такое же положение имеет место и с другими аппаратами автоматического управления.

В связи с изложенным следует остановиться на появившихся в последнее время ошибочных утверждениях, что в недалеком будущем контактная аппаратура будет заменена бесконтактной. Контактная аппаратура — это аппаратура массового применения. В настоящее время наблюдается значительный рост ее производства, и этот рост будет убыстряться в ближайшие годы.

В наш век технической революции прогнозы на 15—20 лет вперед носят весьма ориентировочный характер. Поэтому вряд ли стоит спорить о том, какую долю в общем выпуске будет занимать бесконтактная аппаратура к 1990 г.: составит ли она вместе с комбинированной 8%, как это указано в моей статье, или 20—30%, как это предполагает Гиришберг В. В. Дело не в этом, а в том, что и к 1990 г. основной массовой аппаратурой будет контактная.

## РОБЕРТ АНДРЕЕВИЧ ЛЮТЕР

(К 85-летию со дня рождения)

Роберт Андреевич Лютер является одним из основателей отечественного электромашиностроения, в особенности его теоретической школы. Научная и практическая деятельность Р. А. Лютера началась еще до революции и совпала с развитием электротехники в нашей стране. Перефразируя известные слова академика Л. А. Арцимовича, можно сказать, что Р. А. Лютер встретил избранную им область техники «в пору ее утренней свежести...».

Роберт Андреевич Лютер поступил в Электротехнический институт в 1906 г. и окончил его в 1911 г. Еще студентом Р. А. Лютер опубликовал первую научную работу «Расчет линий электропередачи на большие расстояния», сыгравшую большую роль в разработке методов расчета дальних электропередач. После непродолжительной работы на заводе «Вольта» в Ревеле Р. А. Лютер переходит в Центральное правление русского акционерного общества «Сименс—Шукерт», в отдел железных дорог. Он разрабатывает проекты трамвая для различных городов России, занимается электрооборудованием железных дорог, морского флота и другими вопросами.

В 1919 г., когда возобновились работы по строительству Волховской ГЭС, Г. О. Графтио предложил Р. А. Лютеру, в то время уже заведовавшему отделом Правления, стать консультантом Волховстроя. Р. А. Лютер принимает участие в комиссии по плану ГОЭЛРО, выполняет расчеты электрификации железных дорог, расчеты гидрогенераторов Волховской ГЭС, турбогенераторов для тепловых электростанций.

С 1923 г. по настоящее время Р. А. Лютер работает на «Электросиле» в должности шеф-электрика. Сначала им лично, а позднее под его руководством и при непосредственном участии, были спроектированы все серии электросиловых турбогенераторов, гидрогенераторы для Волховской, Днепровской, Свирских, Волжских, Братской и Красноярской ГЭС, серии асинхронных и синхронных машин, машин постоянного тока для прокатных станов и т. д.

За работы в области расчетов электрических машин Р. А. Лютеру в 1941 г. без защиты диссертации была присвоена ученая степень доктора технических наук.



Научная работа Р. А. Лютера охватывает широкий круг вопросов электротехники. В 20-х годах им был разработан курс «Распределительные устройства», в котором были изложены практически все необходимые методы расчета аппаратуры и токоведущих элементов распределительных устройств, методы выбора нагрузок и др. В те же годы Р. А. Лютер составил и читал курс «Электрооборудование кораблей», явившийся первым курсом, содержавшим систематическое изложение теории электропривода применительно к корабельному электрооборудованию. На основе прочитанного курса лекций по синхронным машинам Р. А. Лютер пишет книгу «Теория переходных процессов синхронной машины с применением операторного анализа» (1939 г.), которая была первой в мире систематической работой по теории переходных процессов синхронной машины. Уравнения для моментов синхронной машины в установившихся и переходных режимах, полученные Р. А. Лютером, были наиболее точными.

Преподавательская работа Р. А. Лютера продолжалась сравнительно недолго — с 1918 по 1930 гг. Из-за занятости на заводе он отказался от преподавания в ЛЭТИ, тем не менее его роль в воспитании и подготовке специалистов также велика.

Научный и деловой авторитет Р. А. Лютера необычайно высок. Это человек редкого технического дарования, огромной эрудиции и кругозора, математик, механик, электрик и инженер с великолепной технической хваткой, который умеет всегда найти или подсказать самое простое решение трудной задачи.

В настоящее время Роберт Андреевич продолжает работать над научными и практическими задачами, которые продвигает развитие техники. Ни один серьезный вопрос не считается на «Электросиле» решенным окончательно без его консультации. Большинство книг и диссертаций, написанных работниками «Электросилы» проходит через фильтр его доброжелательной и принципиальной критики. Под его общей редакцией вышла монография «Турбогенераторы» и ряд других книг.

Рассказ о Р. А. Лютере был бы не полон, если не упомянуть о его общественной деятельности. Он — один из старейших общественных деятелей энергетической промышленности. Еще в двадцатые годы после создания Всесоюзного Энергетического Комитета, Р. А. Лютер был докладчиком на всех конференциях по электрическим машинам, где совместно с другими крупными отечественными специалистами помогал формировать техническую политику советского электромашиностроения. Позднее, после создания ВНИТОЭ, Р. А. Лютер вошел в бюро секции электрических машин, которое возглавлял вплоть до Великой Отечественной войны и в котором активно работает по сей день.

Обладая высокой принципиальностью, исключительной эрудицией, Р. А. Лютер завоевал глубочайшее уважение и любовь широких кругов энергетической общественности Советского Союза. Его заслуги высоко оценены правительством. Роберт Андреевич — дважды лауреат Государственной премии, заслуженный деятель науки и техники РСФСР.

*Группа товарищей*

Приведенные значения выпуска относятся к низковольтным аппаратам. Здесь в настоящее время уже существуют освоенные производством системы и имеется положительный опыт их эксплуатации. Что же касается высоковольтных неконтактных выключателей, о которых пишет Розенберг В. А., то в настоящее время они еще находятся в стадии разработки. К тому же стоимость их остается весьма высокой.

Так, по соображениям В. А. Розенберга, удешевленный тиристорный выключатель ТВ (630 а, 6 кВ) с предельным током 10 кА в 1975 г. предположительно должен стоить 10 тыс. руб., тогда как контактный выключатель ВМП (6—10 кВ, 630 а), выпускаемый нашей промышленностью, стоит 450—500 руб., т. е. почти в 20 раз меньше. Конечно, и при этих условиях применение высоковольтных тиристорных выключателей может быть в некоторых случаях оправдано их

особыми свойствами, например бездуговой коммутацией и возможностью производить большое количество операций и т. д. Однако это уже аппараты не массового, а специального и ограниченного применения.

Учитывая все это, нужно полагать, что к 1990 г. доля тиристорных выключателей в общем выпуске высоковольтной аппаратуры будет значительно меньше, чем это планируется для бесконтактных систем низкого напряжения.

Таким образом, высказывания моих оппонентов не опровергают основного положения о том, что на ближайшие полтора — два десятилетия основной массовой аппаратурой будет контактная. Бесконтактные же аппараты будут только расширять и обогащать осуществление коммутационных процессов.

**Доктор техн. наук, проф. БРОН О. Б.**

## СВЕНЧАНСКИЙ АЛЕКСАНДР ДАНИЛОВИЧ

(К 70-летию со дня рождения)

Исполнилось 70 лет доктору технических наук, профессору Александру Даниловичу Свенчанскому, одному из крупных специалистов в области электротермии.

Окончив в 1928 г. МВТУ им. Н. Э. Баумана, он посвятил свою научную деятельность развитию промышленного электронагрева, внедрению электротермического оборудования в народное хозяйство.

Возглавляемые Александром Даниловичем вот уже 30 лет кафедра электротермических установок МЭИ и проблемная лаборатория превратились в ведущий научный центр страны.

Прекрасный педагог, Александр Данилович настойчиво и умело передает свои глубокие знания и обширный опыт молодежи, ведет большую работу по подготовке молодых ученых, постоянно совершенствует систему преподавания, тесно связывая теорию с практикой. Десятки его учеников успешно защитили докторские и кандидатские диссертации.

А. Д. Свенчанский опубликовал более 100 научных трудов, в которых нашли решение многие теоретические и прак-



тические вопросы электронагрева. Его фундаментальная книга «Электрические промышленные печи» и в соавторстве «Дуговые печи и установки спецнагрева», «Автоматическое управление электротермическими установками» вошли в золотой фонд учебников для электротермистов и стали настольными книгами для тысяч специалистов молодого и старшего поколений.

А. Д. Свенчанский ведет большую общественную работу. Он — неизменный председатель Оргкомитета ряда Всесоюзных совещаний по электротермии и электротермическому оборудованию, делегат нескольких международных конгрессов по электротермии, член Советского национального комитета по электротермии, председатель секции электротермии Московского Правления НТО Э и ЭП, член редсовета издательства «Энергия». А. Д. Свенчанский — человек неумной энергии, большого трудолюбия и доброго сердца.

Поздравляя Александра Даниловича, многотысячный отряд советских электротехников и ученых желает ему доброго здоровья и многих лет вдохновенного, плодотворного труда.

*Группа товарищей*

## ВОРОНОВ РОСТИСЛАВ АЛЕКСАНДРОВИЧ

(К 70-летию со дня рождения)

В августе 1974 г. исполнилось 70 лет со дня рождения доктора технических наук, профессора Ростислава Александровича Воронова, заведующего кафедрой теоретической электротехники Омского института инженеров железнодорожного транспорта.

Научную и педагогическую деятельность Р. А. Воронов начал в 1923 г. после окончания Томского технологического института.

В 1939 г. он успешно защищает диссертацию на соискание ученой степени кандидата технических наук, а в 1942 г. — на соискание ученой степени доктора технических наук; в этом же году он утверждается в ученом звании профессора.

Значительный вклад сделан Р. А. Вороновым в теорию четырехполусников. Позднее в круг его интересов входят вопросы теории нелинейных цепей. Под научным руководством профессора Р. А. Воронова большая группа аспирантов и научных работников кафедры теоретической электротехники около двух десятков лет ведет широкие исследования в области нелинейных электрических цепей и систем.

Он является автором 62 научных работ и монографий.



Р. А. Воронов более 40 лет беспрерывно работает заведующим кафедрами Томского индустриального института. Томского электромеханического института инженеров железнодорожного транспорта (ныне Омского института инженеров железнодорожного транспорта) и все это время руководит подготовкой научных кадров через аспирантуру. Под его руководством выполнены и защищены четыре докторских и двадцать пять кандидатских диссертаций.

Человек высокой культуры и большой эрудиции, прекрасный педагог, крупный ученый, коммунист Р. А. Воронов отдает много сил и энергии подготовке инженерных кадров для нашей страны. Он член президиума Всесоюзного совета по теоретической электротехнике при Министерстве высшего и среднего специального образования СССР. Его заслуги отмечены орденом «Знак почта» и медалями.

Ростислав Александрович пользуется заслуженным авторитетом и любовью студентов и преподавателей института.

Сердечно поздравляем Ростислава Александровича с юбилеем, желаем ему крепкого здоровья и дальнейших успехов в научной и педагогической деятельности.

*Группа товарищей*

## Публикуем перечень книг из плана издательства «Энергия» на 1975 г., рекомендуемых читателям нашего журнала

### ОБЩИЕ ВОПРОСЫ

- Дасоян М. А., Агуф И. А. Современная теория свинцового аккумулятора. 22 л.
- Жарков Ф. П., Соколов В. А. Цепи с переменными параметрами. 12,5 л.
- Зорохович А. Е., Бельский В. П., Эйгель Ф. И. Устройства для заряда и разряда аккумуляторных батарей. 12 л.
- Ионкин П. А., Миронов В. Г. Синтез схем с невзаимными элементами. 13 л.
- Константинов В. И., Симонов А. Ф., Федоров-Королев А. А. Сборник задач по теоретической электротехнике. Учебное пособие для вузов. Изд. 6-е, перераб. 16 л.
- Липкинд М. С., Маркович И. М. Электричество в пути. Изд. 2-е, перераб. и доп. 8 л.
- Николаев С. А. Руководство к лабораторным работам по электрическим машинам. Учеб. пособие для техникумов. Изд. 3-е, перераб. и доп. 13 л.
- Основы теории цепей. Учебник для вузов. Изд. 4-е, перераб. и доп. — Авт.: Г. В. Зевеке, П. А. Ионкин, А. В. Нетушил, С. В. Страхов.
- Попов В. С. Теоретическая электротехника. Учебник для техникумов. Изд. 2-е, перераб. 32 л.
- Россия электрическая. Воспоминания старейших энергетиков. Под ред. П. С. Непорожнего, В. В. Ежкова, Ю. В. Стеклова. 30 л.
- Сухоруков В. В. Математическое моделирование электромагнитных полей в проводящих средах. 9 л. 46 к.
- Теоретические основы электротехники. Учебник для вузов. Под общ. ред. К. М. Поливанова. т. 3. К. М. Поливанов. Теория электромагнитного поля. 21 л.
- Тозони О. В. Метод вторичных источников в электротехнике. 14 л.
- Экономика электротехнической промышленности. Учеб. пособие для вузов. 23 л. — Авт.: В. Е. Астафьев, А. П. Борзунов, Л. В. Игнатьев, Л. Я. Поволоцкий.

### ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ И ТРАНСФОРМАТОРЫ

- Балагуров В. А., Гридин В. М., Лозенко В. К. Бесконтактные магнитоэлектрические двигатели постоянного тока. 7 л.
- Бельман М. Х. Переходные процессы в микродвигателях постоянного тока при импульсном питании. 10 л.
- Гаррис М., Лауренсон Р., Стефенсон Дж. Системы относительных единиц в теории электрических машин. Пер. с англ. 7 л.
- Гемке Р. Г. Неисправности электрических машин. Изд. 8-е, перераб. и доп. 17 л.
- Загорский А. Е. Электродвигатели переменной частоты (частотно-управляемые электродвигатели). 8,5 л.
- Игнатов В. А., Корицкий А. В., Мордвинов В. А. Электрические микромашины переменного тока интегрального изготовления. 6 л.
- Курочка А. Л., Суриков А. А., Янов В. П. Исследование высоковольтных электрических машин постоянного и пульсирующего тока. 13 л.
- Обмотки электрических машин. Изд. 7-е, перераб. и доп. 30 л. — Авт.: В. П. Зимин, М. Я. Каплан, А. М. Палей и др.
- Рыськова З. А. Трансформаторы для электрической контактной сварки. Изд. 2-е, перераб. и доп. 15 л.
- Станиславский Л. Я., Гаврилов Л. Г., Остерник Э. С. Вибрационная надежность мощных турбогенераторов. 16 л.
- Трансформаторы. Международная конференция по большим электрическим системам (СИГРЭ—72). Под ред. С. И. Рабиновича. 13 л.

### СЕРИЯ «ТРАНСФОРМАТОРЫ»

- Дымков А. М., Кибель В. М., Гишенин Ю. В. Трансформаторы напряжения. Изд. 2-е, перераб. 13 л.
- Тарле Г. Е. Ремонт и модернизация систем охлаждения силовых масляных трансформаторов. 12 л.

### СЕРИЯ «ЭЛЕКТРОСВАРОЧНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ»

- Белинский С. М., Каганский Б. А., Темкин Б. Я. Оборудование для сварки неплавящимся электродом в среде инертных газов. 5 л.
- Зайцев М. П., Кулешов О. М. Средства автоматизации в оборудовании для дуговой сварки. 6 л.

### ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ АППАРАТЫ

- Брон О. Б., Сушков Л. К. Потоки плазмы в электрической дуге выключающих аппаратов. 11 л.
- Силовые электрические конденсаторы. 15 л. — Авт.: Г. С. Кучинский, Н. И. Назаров, Г. Т. Назарова, И. Ф. Переселенцев.

### ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ И КАБЕЛИ

- Кранихфельд Л. И., Веселовский С. Б., Фролов Ф. Г. Кабели управления и контрольные. 13 л.
- Основы кабельной техники. Учеб. пособие для вузов. Под ред. В. А. Привезенцева. Изд. 2-е, перераб. 26 л. — Авт.: В. А. Привезенцев, И. И. Гроднев, С. Д. Холодный, И. Б. Рязанов.
- Пешков И. Б. Эмалированные провода. Изд. 2-е, перераб. и доп. 11 л.
- Свалов Г. Г., Белый Д. И. Сверхпроводящие и криогенные обмоточные провода. 11 л.
- Сорочкин Н. Х., Глейзер С. Е. Кабели постоянного тока. 6,5 л.
- Стабилизация сверхпроводящих магнитных систем. Под ред. В. В. Сычева. 22 л. — Авт.: В. А. Альтов, В. Б. Зенкевич, М. Г. Кремлев, В. В. Сычев.
- Тареев Б. М., Лернер М. М. Оксидная изоляция. Изд. 2-е, перераб. 13 л.
- Финкель Э. Э., Брагинский Р. П. Нагревостойкие провода и кабели с радиационно-модифицированной изоляцией. 12 л.
- Экономика и организация электрокерамического производства. 12 л. — Авт.: Г. С. Зиновкин, В. А. Олейников, В. А. Порфирьев, Л. Д. Цетухин.

### ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

- Гельман М. В., Лохов С. П. Тиристорные регуляторы переменного напряжения. 7 л.
- Здрок А. Г., Салютин А. А. Выпрямительные устройства электропитания и управления (теория и расчет). 18 л.
- Мощные тиристорные выпрямители для электроприводов постоянного тока. 12 л. — Авт.: Э. М. Аптер, Г. Г. Жемеров, И. И. Левитан, А. Г. Элькинд.
- Писарев А. Л., Деткин Л. П. Управление тиристорными преобразователями. 16 л.

### ЭЛЕКТРОПРИВОД

- Динамика вентильного электропривода постоянного тока. 11 л. — Авт.: Н. В. Донской, А. Г. Иванов, В. М. Никитин, А. Д. Поздеев.
- Каган В. Г. Электроприводы с предельным быстродействием для систем воспроизведения движений. 13 л.
- Марголин Ш. М. Дифференциальный электропривод. 9 л.
- Регулируемые асинхронные электродвигатели в сельскохозяйственном производстве. 24 л. — Авт.: В. Н. Андрианов, Д. И. Быстрицкий, А. В. Павлов, Е. М. Чебуркина.
- Решмин Б. И., Ямпольский Д. С. Проектирование и наладка систем подчиненного регулирования приводов. 9 л.
- Рубашкин И. Б. Адаптивные системы взаимосвязанного управления электроприводами. 10 л.
- Следящие приводы. Под ред. Б. К. Чемоданова. 50 л. — Авт.: Е. С. Блейз, Ю. А. Данилов, В. Ф. Казмирченко и др.
- Слежановский О. В., Бирюков А. В., Хуторецкий В. М. Устройства унифицированной блочной системы регулирования дискретного типа (УБСР—Д). 13 л.
- Соколов М. М., Масандилов Л. Б. Измерение динамических моментов в электроприводах переменного тока. 11 л.

### СВЕТОТЕХНИКА

- Булатов О. Г., Панфилов Д. И., Иванов В. С. Тиристорные схемы включения высокоинтенсивных источников света. 11 л.
- Денисов В. П. Производство электрических источников света. 28 л.
- Литвинов В. С., Рохлин Г. Н. Тепловые источники оптического излучения. 16 л.

Розенталь Э. С. Электроустановочные изделия. Изд. 2-е, перераб. 10 л.

Трембач В. В. Физическое и математическое моделирование световых приборов. 8,5 л.

Эпштейн М. И. Измерения оптического излучения в электронике. 14,5 л. 84 к.

### СЕРИЯ «ПРИМЕНЕНИЕ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫХ МАШИН В ИССЛЕДОВАНИЯХ И УПРАВЛЕНИИ ПРОИЗВОДСТВОМ»

Ицкович Э. Л. Контроль работы производства с помощью вычислительных машин. 24 л.

Основы технической диагностики. Под ред. П. П. Пархоменко. 27 л. — Авт.: В. В. Карибский, П. П. Пархоменко, Е. С. Согомонян, В. Ф. Халчев.

Плискин Л. Г. Оптимизация непрерывного производства. 23 л.

### АВТОМАТИКА, ТЕЛЕМЕХАНИКА И АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ

Автоматы — настройщики следящих систем. Под ред. Б. В. Новоселова. 25 л. — Авт.: Ю. С. Горохов, А. А. Кобаев, Б. В. Новоселов, А. И. Шитов.

Ахметжанов А. А. Высокоточные системы передачи угла автоматических устройств. Учеб. пособие для вузов. 17 л.

Видинев Ю. Д. Автоматизация криогенных установок. 9 л.  
Гольдман Р. С., Чепулис В. П. Техническая диагностика цифровых устройств. 14 л.

Гришин М. П., Курбанов Ш. М., Маркелов В. П. Автоматический ввод и обработка фотографических изображений на ЭВМ. 8,5 л.

Захаров В. К. Электронные элементы автоматики. Учебник для вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. 27 л.

Идентификация и оптимизация нелинейных стохастических систем. 22 л. — Авт.: Ю. С. Попков, О. Н. Киселев, Б. Л. Шмульян, Н. П. Петров.

Караев Р. А., Левин А. А. Сбор и передача информации в АСУ трубопроводами. 8,5 л.

Катыс Г. П. Объемное и квазиобъемное представление информации. 22 л.

Кувырков П. П., Темников Ф. Е. Комбинаторные системы. 8,5 л.

Либенсон М. Н., Хесин А. Я., Янсон Б. А. Автоматизация распознавания телевизионных изображений. 9 л.

Макаров В. Л., Петров В. А., Попов С. Г. Стабилизированные выпрямители с емкостным фильтром. 10 л.

Малов В. С., Купершмидт Я. А. Телеизмерение (системы промышленного назначения). 19,5 л.

Радин С. Е., Наумченко В. В. Проектирование информационных систем для дискретных технологических процессов. 8,5 л.

Райбман Н. С., Чадеев В. М. Построение моделей процессов производства. 22 л.

Скрынников Р. Г. Стабилизаторы напряженности магнитного поля. 8 л.

Смирнов К. А., Енин А. А. Информационные системы следящего управления. 16,5 л.

Тищенко Н. М. Введение в проектирование сложных систем автоматики. 16,5 л.

Трайнев В. А. Экономика автоматизации инженерных работ. 15 л.

Цирлин А. М., Балакирев В. С., Дудников Е. Г. Вариационные методы оптимизации управляемых объектов. 25 л.

### ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

Гурвич И. С. Защита цифровых вычислительных машин от внешних помех. 11 л. 56 к.

Шигин А. Г., Дерюгин А. А. Цифровые вычислительные машины (запоминающие устройства). Учеб. пособие для вузов. 27 л.

### ЭЛЕМЕНТЫ АВТОМАТИКИ И ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

Витенберг М. И. Расчет электромагнитных реле. Изд. 4-е, перераб. и доп. 30 л.

Гитис Э. И. Преобразователи информации для электронных цифровых вычислительных устройств. Изд. 3-е, перераб. и доп. 25 л.

Григорян Л. А. Запоминающие устройства на цилиндрических магнитных пленках. 14 л. 81 к.

Добронравов О. Е., Овчинников В. В. Проектирование типовых схем и узлов ЭВМ на пороговых элементах. 9 л.

Дроботов Ю. В. Ферритовые платы. 16 л.

Дубровский А. Х., Ионас С. А. Проектирование щитов и пультов систем автоматизации. 11 л.

Евтеев Ю. И., Юрухин Б. Н. Цифровые системы обработки сканируемой информации. 8,5 л.

Золотова Т. М., Кербников Ф. И., Розенблат М. А. Резервирование аналоговых устройств автоматики. 7,5 л.

Ильяшенко Е. И., Рудаков В. Ф. Ассоциативные запоминающие устройства на магнитных элементах. 8,5 л.

Китович В. В. Магнитные и магнито-оптические оперативные запоминающие устройства. Изд. 2-е, перераб. и доп. 22 л.

Моррис Р., Миллер Дж. Проектирование электронных устройств на ТТЛ — интегральных схемах. Пер. с англ. 18 л.

Напалков А. В., Целкова Н. В., Моисеев И. Ф. Эвристические методы анализа информационных структур. 6,5 л.

Хомерики О. К. Гальваномагнитные элементы и устройства автоматики и вычислительной техники. 10 л.

Юревич Е. И. Теория автоматического управления. Учебник для вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. 27 л.

### ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА И АВТОМАТИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ

Азизов А. М., Гордов А. И. Точность измерительных преобразователей. 16 л.

Алиев Т. М., Сейдель Л. Р. Автоматическая коррекция погрешностей цифровых измерительных приборов. 13 л.

Арш Э. И. Автогенераторные измерения. 8,5 л.

Гафранович М. Д. Измерение расхода газа в промышленности. 8 л.

Глазунов М. Ф., Митрофанов И. П. Термоэмиссионные измерительные преобразователи. 5 л.

Гутников В. С. Применение операционных усилителей в измерительной технике. 7 л.

Илюкович А. М. Основы электрометрии. 27,5 л.

Кнеллер В. Ю., Агамалов Ю. Р., Десова А. А. Автоматические измерители комплексных величин с координированным уравниванием. 8,5 л.

Кольцов А. А. Электрические схемы уравнивания. 17 л.

Марташин А. И., Шахов Э. К., Шляндин В. М. Преобразование электрических параметров для систем контроля и измерения. 18,5 л.

Островерхов В. В. Динамические погрешности аналого-цифровых преобразователей. 10 л.

Петров В. В., Усков А. С. Информационная теория синтеза оптимальных систем контроля и управления (непрерывные системы). 11 л.

Смеляков В. В. Цифровая измерительная аппаратура инфранизких частот. 10,5 л.

Соболев В. И. Основы измерений в многомерных системах. 6,5 л.

Шушков Е. И., Цодиков М. Б. Многоканальные аналого-цифровые преобразователи. 13 л.

Электрические измерения неэлектрических величин. Изд. 5-е, перераб. и доп. 49 л. 25 000 экз. — Авт.: А. И. Турчин, П. В. Новицкий, В. Г. Кнорринг и др.

### СЕРИЯ «ЭЛЕКТРОИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ ПРИБОРЫ»

Малиновский В. Н. Цифровые измерительные мосты. 11,5 л.

Орнатский П. П., Скрипник Ю. А., Скрипник В. И. Измерительные приборы периодического сравнения. 13 л.

### БИБЛИОТЕКА ПО АВТОМАТИКЕ

Абдулаев Д. А., Смоляк А. М. Надежность цифровых устройств на многостойчивых элементах. 7,5 л.

Абилов А. Г., Лютфалиев К. А. Автоматические микродозаторы жидкости. 5,5 л.

Бёме Г., Борн В. Программирование управляющих вычислительных систем. Пер. с нем. 5 л.

Богородицкий А. А., Рыжевский А. Г. Нониусные аналого-цифровые преобразователи. 8 л.

Бычков О. Д. Контроль внутренних поверхностей. 8,5 л.

Гинзбург В. Б., Гинзбург П. Б. Магнитоупругие датчики. Изд. 2-е, испр. и доп. 7,5 л.

Дискретное управление электрогидравлическим приводом. Под ред. Г. Н. Посохина. 7,5 л. — Авт.: Б. Е. Агафонов, Ю. С. Демидов, Г. Н. Посохин и др.

Друзин Я. В., Коганер С. Э. Телевизионные системы отображения информации. 7 л.

# УКАЗАТЕЛЬ МАТЕРИАЛОВ, ПОМЕЩЕННЫХ В ЖУРНАЛЕ «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО» В 1974 г.

Автор и название статей	№ журн.	Стр.
<b>Теоретическая электротехника</b>		
Поливанов К. М. — К 100-летию «Трактата об электричестве и магнетизме» Дж. К. Максвелла	1	1
Киятин Р. П. — О приближенном расчете поля в электрооптическом кристалле	1	78
Поливанов К. М. — К 100-летию «Трактата об электричестве и магнетизме» Дж. К. Максвелла (продолжение)	2	1
Брон Л. П. — О моделировании электрических цепей с сосредоточенными параметрами	2	83
Зихерман М. Х. — О двух способах представления магнитного поля индуктивно-связанных катушек	2	86
Поливанов К. М. — К 100-летию «Трактата об электричестве и магнетизме» Дж. К. Максвелла (окончание)	3	1
Болдырев Е. А., Зихерман М. Х., Камнева Н. П. — Переменное электромагнитное поле в проводящем листе с нелинейной магнитной проницаемостью	3	61
Файнштейн Э. Г. — О некоторых свойствах пондеромоторных сил в потенциальном магнитном поле	3	71
Князь А. И. — Метод расчета плоскомеридианных полей с «закрытой» осью	3	74
Нейман Л. Р., Попков В. И. — Развитие учения об электромагнитных явлениях в трудах Академии наук СССР и некоторые современные проблемы	4	1
Музыка Ю. А., Музыка Н. А., Завгородний В. И. — К расчету электроэлементов с массивными магнитопроводами	4	75
Есенин В. В. — Термокомпенсация цепей $RC$	5	88
Авдеев И. И. — Сравнительная оценка объема вычислений при аналитических методах расчета коэффициентов чувствительности системных функций цепей	6	81
Тихомиров Г. М., Ланкин В. Е. — О дифференциальной зависимости между током и напряжением в катушке с ферромагнитным магнитопроводом	6	83
Липман А. А. — «Электрическая» и «магнитная» схемы электромагнитной цепи	7	65
Калужный В. Ф., Лифшиц М. Ю. — Метод определения параметров цепи «подземный провод — земля»	7	74
Михайлов В. М. — Импульсное магнитное поле массивного соленоида, помещенного внутрь проводящей оболочки	8	35
Каримов А. С. — К теории автопараметрического деления частоты в феррорезонансных цепях	8	80
Письменный И. Л. — Частотный метод исследования субгармонических колебаний в электрических схемах с нелинейными элементами	9	20
Тавдгирдзе Л. Н., Лобжанидзе Н. Г., Мелкумян Э. В. — Преобразование и расчет измерительных цепей с индуктивной связью	9	83
Блажкевич Б. И., Комиссарчук А. А., Мочернюк Ю. П. — Поиск суммы ветвей графа проводимостей при расщеплении цепи на две подсхемы	9	85
Толмачев С. Т. — Расчет потенциала в прямоугольной пространственной системе сферических элементов, помещенных во внешнее однородное поле	10	30
Баранов М. И., Белый И. В., Хименко Л. Т. — Эквивалентная индуктивность системы «одновитковый соленоид — соосный замкнутый экран» с учетом поверхностного эффекта	10	38
Михайлов В. М. — Переходный процесс в электрической цепи с одновитковой катушкой из массивного провода, содержащей сердечник	10	41
Мочульский Ю. С., Синицкий Л. А. — О погрешности численных методов при расчете электрических цепей	10	73
Розенфельд А. С. — К расчету переходных процессов при скачках индуктивностей и емкостей	10	88

Автор и название статей	№ журн.	Стр.
Целебровский Ю. В., Костиков В. У. — Определение электрического сопротивления верхних слоев грунта	12	60
Виноградов С. Е., Ниценко Е. М. — Способ аппроксимации основной кривой намагничивания	12	68
<b>Электроэнергетика</b>		
Мирзабекян Г. З., Удалова В. И. — Измерение напряженности поля коронного разряда в запыленном потоке	1	5
Авруцкий В. А., Кошкин В. Н. — Возникновение эффективных электронов при пробое в воздухе	1	9
Якобс А. И., Петров П. И. — Об учете «продольного» сопротивления горизонтальных элементов крупных заземляющих устройств	1	13
Кучумов Л. А., Спиридонова Л. В. — Особенности расчета параметров фильтров высших гармонических для распределительных сетей переменного тока	1	19
Жуков В. В., Неклепаев Б. Н., Соколик Э. В., Таубес И. Р. — Экспериментальное исследование влияния комплексной нагрузки на токи короткого замыкания в энергосистеме	1	26
Белюсов Ю. Ф. — Расчет температуры нагрева провода в нестационарных режимах плавки гололеда	1	73
Литкенс И. В., Пуго В. И., Сулайманов И. К. — Влияние нестационарности периодического возмущения на резонансные явления в электрических системах	2	5
Васин В. П., Веников В. А., Скопинцев В. А. — Упрощенное математическое описание элементов электрической системы по их экспериментальным переходным характеристикам	2	9
Тафт В. А., Хейфец С. Б. — Применение обобщенного метода Хилла для исследования устойчивости сложных параметрических цепей	2	15
Щавелев Д. С., Гук Ю. Б., Окорочков В. Р., Папин А. А. — Принципы многоцелевой оптимизации больших систем в энергетике	2	19
Кискачи В. М. — Использование гармоник э. д. с. генераторов энергоблоков при выполнении защиты от замыканий на землю	2	24
Горин Б. Н., Шкилев А. В. — Развитие электрического разряда в длинных промежутках при импульсном напряжении положительной полярности	2	29
Бабашкин В. А., Гоник А. Е., Верещагин И. П., Ермилов И. В. — Экспериментальное исследование зарядки микрочастиц материала в поле коронного разряда	2	38
Колечицкий Е. С., Меликов Н. А. — Расчет электростатического поля экранов сложной формы	2	43
Орел О. А. — О регулировании быстродействующих синхронных компенсаторов	2	78
Ласло В. Ф., Самойлов Ю. Г., Цицикян Г. Н. — Индуцированные токи в электрически связанных экранах мощных токопроводов	2	89
Веников В. А., Портной М. Г. — Теория оптимального управления электрическими системами и задачи повышения их устойчивости	3	9
Митюшкин К. Г. — Многоканальные кодо-импульсные устройства телеизмерения в автоматизированных системах диспетчерского управления	3	15
Мельников Н. А., Железко Ю. С., Солдатки- на Л. А. — Влияние несимметрии параметров линий сверхвысокого напряжения на режимы их работы	3	19
Шабал М. А. — Согласование по чувствительности защит разных типов в распределительных электрических сетях	3	22

Автор и название статей	№ журн.	Стр.
Морошкин Ю. В., Чертова Г. И. — Метод расчета стационарного режима сложных электрических систем	3	27
Гайснер А. Д., Тимченко В. Ф. — Учет основных факторов повреждаемости при статистическом анализе надежности дальних линий электропередачи и применение его результатов	4	8
Зилес Л. Д. — О распределении свободных составляющих коммутационных перенапряжений в электрических сетях	4	16
Идельчик В. И., Тарасов В. И. — Исследование существования, неоднозначности и сходимости решения уравнений установившегося режима электрических систем	4	20
Сирота И. М. — Прохождение сигналов телеуправления по электрическим распределительным сетям	4	24
Пономарев А. М. — О выборе способа приема сигналов тональной частоты, передаваемых по электрической сети	4	30
Басс Э. И., Темкина Р. В. — Сравнение электрических величин с использованием магнитных элементов в устройствах релейной защиты и автоматики	4	34
Кизеветтер В. Е. — Разрядные характеристики гирлянд изоляторов	4	38
Михайлов В. М., Фертик С. М. — Распределение энергии в системе «индуктор — обрабатываемая деталь» при обработке металлов импульсным магнитным полем	4	72
Зельцер А. Н., Книжник Р. Г., Шехтман Ш. М., Каган В. Г., Шкарин Ю. П., Бресткина Е. Е. — Экспериментальные исследования параметров высокочастотных трактов по изолированным проводам расщепленных фаз ВЛ 330 кВ	4	87
Мушик Э. — Применение теории игр к проблемам электроснабжения	5	1
Каялов Г. М., Молодцов В. С. — Определение значений параметров сложной электрической сети, близких к оптимальности	5	8
Кимельман Л. Б., Лосев С. Б., Россовский Е. Л. — Основы информационной структуры комплекса программ для решения сетевых задач для ЭВМ третьего поколения	5	13
Цукерник Л. В. — О критике теории статической устойчивости энергосистем	5	21
Москалев А. Г. — Надежность, качество энергии и экономичность функционирования энергетического предприятия	5	31
Александров Г. Н., Редков В. П. — Исследование электрической прочности изоляции линий сверхвысокого напряжения	5	38
Базелян Э. М., Левитов В. И., Пулавская И. Г. — Электрический разряд в многоэлектродных системах	5	44
Мош В., Хаушильд Б. — О расчете пробивного напряжения в газе (CF <sub>6</sub> ) в системе коаксиальных цилиндров	5	50
Гончарик Е. П. — Напряжения, индуцированные на автотранспорте в электрическом поле ВЛ	5	54
Данилевич О. И. — Учет влияния тока утечки на процесс заряда емкостного накопителя	5	58
Левитов В. И., Решидов И. К., Кизим И. А. — Влияние технологических параметров газов на эффективность электрофильтров	5	71
Хачатрян В. С. — Определение установившихся режимов больших энергосистем методом подсистем	5	75
Тарасова Т. Н. — Условия накопления положительного объемного заряда при напряжении высокой частоты в воздушных промежутках различной конфигурации	5	84

Автор и название статей	№ журн.	Стр.
Авраменко А. В., Богданов В. А., Махарадзе О. П., Семенов В. А., Совалов С. А., Черня Г. А. — Автоматизированные системы управления в энергетике	6	1
Кривенцев В. И., Морозовский В. Т. — О себестоимости электрической энергии, вырабатываемой автономными электроэнергетическими системами транспортных средств	6	6
Мансветов В. Л. — О точности выявления угла расхождения эквивалентных э. д. с. частей энергосистемы и его производных по времени	6	10
Веников В. А., Соколов В. И. — О разработке системы электроснабжения промышленных предприятий с двумя номинальными частотами	6	17
Айрапетян Г. А., Этмекчян А. А., Айрапетян Ю. И. — Исследования условий возникновения лавины частоты в энергосистеме	6	20
Астахов Ю. Н., Василенко И. Н. — Чувствительность потерь мощности в линиях электропередачи сверхвысокого напряжения к регулированию напряжения	6	23
Мирзабекян Г. З. — Влияние турбулентности потока на электроосаждения частиц аэрозоля	6	25
Нерлин А. С. — Исследование разрядных характеристик газовых промежутков с диэлектрическими покрытиями на электродах при повышенном давлении	6	31
Мельзак И. Я., Мельников Н. А., Роддатис В. К., Шеренцис А. Н. — Влияние режима работы и метеорологических условий на активные сопротивления и проводимости линий электропередачи 220—1150 кВ	6	71
Шнелль Р. В., Митрофалов Е. Н., Заикин В. С. — О применении принципов векторной оптимизации к задаче расстановки опор линий электропередачи по профилю	6	74
Илиев С. — Влияние способа учета нагрузки на динамическую устойчивость сложных энергетических систем	6	76
Жуков Л. А., Стеблев В. А. — Статическая устойчивость электропередач с регулирующими статическими ИРМ на генераторном конце	7	1
Ильин В. Д., Куров Б. Н. — Метод повышения точности информации об изменении активной мощности в задачах управления режимами энергосистем	7	6
Фокин Ю. А., Мунасинха Д. — Определение расчетных нагрузок элементов систем электроснабжения с учетом показателей их функциональной надежности	7	9
Жежеленко И. В. — Резонансные фильтры в электрических сетях	7	14
Бурнашев А. Н., Лисецкий Н. В., Кирдякин А. А., Ершов Ю. А. — Определение тока и напряжения на выходе ферромагнитного преобразователя тока в установившемся и переходном режимах	7	19
Якоб Д. — Вероятностный подход к оценке технического совершенства и расчету характеристик устройств релейной защиты	7	23
Ермилов И. В. — Распределение концентраций пыли в поле коронного разряда электрофильтра	7	27
Якобс А. И., Ратнер М. П. — Зависимость допустимого сопротивления заземлителя от удельного сопротивления земли	7	31
Каялов Г. М., Молодцов В. С. — Способ эквивалентирования электрической сети	7	83
Богданов В. А., Совалов С. А., Черня Г. А. — Телеинформация в автоматизированных системах диспетчерского управления	8	1
Цирель Я. А. — Выбор схемы присоединения упрощенных подстанций к ВЛ 110—220 кВ с учетом надежности электроснабжения и транзита мощности	8	6



Автор и название статей	№ журн.	Стр.	Автор и название статей	№ журн.	Стр.
Стогний Б. С. — О целесообразном выполнении трансформаторов тока с учетом их работы в переходных режимах	8	12	Коган Ф. П. — Влияние гасительного сопротивления на асинхронный режим высокоиспользованного турбогенератора	10	80
Ванин В. К., Енин А. С. — Синтез активных фильтров симметричных составляющих	8	17	Самойлов А. Я., Филатов А. И. — Выбор мощностей тепловых электростанций и чисел часов их использования при перспективном проектировании энергосистем	10	83
Соколов В. И. — К задаче оптимизации распределения и баланса реактивной мощности в энергетической системе	8	22	Веников В. А., Либкинд М. С., Константинов Б. А. — Народнохозяйственное значение повышения качества электроэнергетики	11	1
Волкова О. В., Кокуркин Б. П., Слуцкий Л. С. — Электрические характеристики опорной изоляции сверхвысокого напряжения	8	26	Солдаткина Л. А. — Несимметрия напряжения в трехфазных электрических сетях и способы ее снижения	11	5
Ляпин А. Г., Семенов Ю. Н. — Корона в водороде и элегазе при высоком давлении	8	29	Маркушевич Н. С. — Информационное обеспечение процесса управления качеством электроэнергии	11	11
Плетнев Г. П., Мухин В. С. — Экспериментальное определение спектральных характеристик колебаний промышленной частоты	8	59	Бурков Ю. А., Казанцев В. Н. — Контроль параметров режима электрической сети энергосистемы	11	17
Поспелов Е. Г. — Алгоритм определения потерь мощности и электроэнергии от перетоков реактивной мощности в протяженных линиях электропередач переменного тока	8	62	Гусейнов Ф. Г., Мамедяров О. С. — Повышение качества электроэнергии в распределительных сетях	11	19
Каялов Г. М., Молодцов В. С. — Определение мощностей регулируемых конденсаторных батарей в узлах сложной сети	8	72	Жежеленко И. В., Сорокин В. М. — Высшие гармоники в электрических сетях	11	23
Федоров А. А., Каменева В. В., Хмель С. Р. — Определение тела рассеяния центра электрических нагрузок для оптимального размещения питающих подстанций промышленных предприятий	8	74	Винославский В. Н. — Распределение допустимой потери напряжения в электрических сетях из условия минимальных приведенных затрат	11	28
Будкин В. В., Овчаренко Н. И. — Способ повышения быстродействия измерительных реле защиты при электромагнитных переходных процессах	8	76	Шахвердян С. В. — К численным методам управления суточными режимами энергосистем с учетом нестационарных процессов в нижнем бьефе ГЭС	11	32
Дроздов А. Д., Гармаш В. А., Аллилуев А. А. — Неискажающий электромагнитный преобразователь тока для релейной защиты	8	78	Китушин В. Г., Хомлянская Л. Д. — Состав узлов нагрузок по видам токоприемников и его определение	11	37
Дубнов П. Ю. — Постановка задачи оперативной коррекции режима энергообъединения	9	1	Кимельман Л. Б., Бычуцкая С. Р., Лосев С. Б. — Автоматизация расчета параметров дистанционных защит линий 110 кВ и выше с использованием ЦВМ	11	41
Гурский С. К. — Адаптивный метод распределения нагрузок между электростанциями энергосистемы	9	5	Попков В. И., Рябая С. И. — Распределение тока униполярной короны на некоронирующем и коронирующем электродах	11	45
Литкенс И. В., Сулайманов И. К. — Влияние соотношения параметров связываемых систем конечной мощности на устойчивость при длительном асинхронном ходе	9	10	Беляков Н. Н., Зилес Л. Д. — Применение теории случайных функций к расчету статистических характеристик внутренних перенапряжений	11	51
Манов Н. А., Кузнецова И. Ф. — Показатели надежности релейной защиты и электроавтоматики по нескольким выборкам	9	16	Верещагин И. П., Заргарян И. В., Семенов А. В. — Расчет электростатического поля между иглой и плоскостью	11	54
Тарикулиев И. Я. — Влияние предшествующего нормального режима электропередачи на ток трехфазного короткого замыкания	9	24	Анненков В. З. — Расчет импульсного сопротивления протяженных заземлителей в плохо проводящих грунтах	11	59
Ковалев И. Н. — Размещение конденсаторных батарей в электросетях промышленных предприятий	9	29	Шаргородский В. Л. — Анализ феррорезонансных процессов в трехфазных сетях с изолированной нейтралью при пофазной симметрии элементов колебательных контуров	11	65
Бабкин С. Н., Благый В. С., Ланда М. Л., Холмский Д. В. — Удельные затраты на возмещение потерь электрической энергии в сельских электрических сетях	9	32	Айрапетян Г. А., Айрапетян Ю. И. — Исследование режимов энергосистем с АЭС при снижении частоты и работе АЧР	11	82
Грушин А. Н., Абрамов Ю. В., Карпова Т. Г. — Эффективность противоаварийной автоматики ГРЭС	9	75	Астахов Ю. П., Давыдов А. Е., Зуев Э. Н., Солдаткина Л. А. — Использование линий с глубоким охлаждением для передачи электрической энергии в районы крупных городов	12	1
Шнелль Р. В. — Оптимизация высоты металлических опор линии электропередачи	9	77	Гофман М. И., Дудичев Е. А., Совалов С. А., Цветков Е. В. — Определение очередности вывода в капитальный ремонт оборудования тепловых электростанций с учетом режима энергосистемы	12	7
Чебан В. М. — Некоторые вопросы фазового управления режимами электрических систем	10	1	Лысков Ю. И., Росман Л. В. — О применении вероятностной информации в АСДУ	12	12
Глазунов А. А., Мрзел Ю. Л., Кондакова Л. А., Кондаков О. А. — Оптимизация параметров двухзвеневой городской электрической сети среднего напряжения	10	5	Трещев И. И., Котомкин В. И. — Синтез токов в электроэнергетической системе по токам в отдельных элементах	12	14
Емельянов Н. П., Семенов А. С. — Коронный разряд на расщепленных проводах линий электропередачи	10	8	Бортник И. М. — К выбору рабочих и испытательных напряженностей высоковольтного оборудования с изоляцией SF <sub>6</sub>	12	20
Базелян Э. М. — Выбор точки удара разрядом молнии	10	15			
Печенкин И. Д. — Защитные свойства элементов схем грозозащиты электрических машин	10	19			



Автор и название статей	№ журн.	Стр.
<b>Электрические машины и трансформаторы</b>		
Бертинов А. И., Миронов О. М., Егошкина Л. А., Мануйлов В. Г. — Основное расчетное уравнение синхронного генератора с криогенным охлаждением обмоток	1	34
Коган Ф. Л. — Особенности асинхронного режима высокоиспользованных турбогенераторов	1	38
Вольдек А. И. — О теории асинхронной машины с массивным ферромагнитным ротором	1	77
Борю Ю. И., Стенина М. А. — Применение форсировки охлаждения для повышения эффективности использования силовых понижающих трансформаторов	2	52
Гаген А. Ф., Комиссаров Г. А., Чечушков Г. А. — Защита трансформаторов от витковых замыканий	2	56
Хуторецкий Г. М., Фридман В. М., Курилович Л. В. — Вибрация статорных обмоток турбогенераторов большой мощности	2	59
Морозов Г. Г. — Условия устойчивой работы гистерезисного двигателя при изменении частоты источника питания	2	62
Шафир Ю. Н. — Циркулирующие токи в обмотках трансформаторов при внезапном коротком замыкании	3	36
Пашек В., Глинка Т. — Исследование коммутационных свойств машин постоянного тока при изменяющемся токе нагрузки	3	41
Цветков В. А. — К расчетной модели стержней обмоток статора синхронных генераторов	3	77
Чернопятов Н. И. — Допустимая нагрузка трехфазных двигателей при однофазном питании	3	80
Дулькин А. И. — Периодичность повторения обмоточных коэффициентов трехфазных обмоток	4	69
Сидельников Б. В., Чагласян Б. О. — Метод учета пространственных гармоник магнитного поля насыщенных управляемых асинхронных двигателей	4	79
Попичко В. В., Черных М. А., Фильц Р. В. — Дифференциальные индуктивности некомпенсированных машин постоянного тока	6	51
Корякин М. А., Мангилев В. И. — Быстродействие систем возбуждения и устойчивость параллельной работы турбогенераторов	6	61
Рогозин Г. Г., Ларин А. М. — Расчет параметров эквивалентных роторных контуров синхронных машин по их экспериментальным частотным характеристикам	6	63
Дзержинский А., Дудек В., Лоханин А. К., Погостин В. М. — Расчет продольной емкости катушечных обмоток высоковольтных трансформаторов	7	54
Бертинов А. И., Миронов О. М., Базаров В. Н., Иванов В. Ф. — Расчет катушки возбуждения с охлаждающими ребрами на максимальное значение н. с. с учетом распределения температур	7	59
Попова М., Динов В. — Эквивалентность обобщенного метода симметричных составляющих и метода вращающихся полей при исследовании трехфазных несимметричных асинхронных машин	7	68
Кутателадзе С. С., Романов В. В. — Опыт низкотемпературного охлаждения турбогенератора	7	71
Мамедов Ф. А. — Переходные электрохимические процессы в асинхронном малонерционном двигателе при обрыве и коротком замыкании одной из фаз	7	88
Никитин Ю. М. — Учет температуры окружающей среды при определении износа изоляции трансформатора	8	40
Кофман Д. Б. — Аналитический метод теплового расчета трансформатора малой мощности	8	44

Автор и название статей	№ журн.	Стр.
Протанский С. А. — Круговая диаграмма непреобразованных токов асинхронной машины	8	53
Широков Н. Г. — Определение параметров двухфазных асинхронных машин с полым ротором	8	68
Чистяков А. А. — Расчетно-экспериментальный метод определения электродинамических усилий, действующих на лобовые части обмоток статоров генераторов	8	70
Голубков Н. Е. — Основные уравнения и векторная диаграмма двигателя с экранированными полюсами	9	40
Инкин А. И., Литвинов Б. В. — Электромагнитное поле в активном объеме трехфазного торцевого асинхронного электродвигателя с короткозамкнутым ротором	9	47
Домбровский В. В., Александрова Л. П. — Практические методы расчета поля турбогенератора с большим зазором и низкой магнитной проницаемостью сердечника ротора	9	79
Тенетко Н. И., Черемисов И. Я. — Расчет стационарных электрических, магнитных и температурных полей в сложных областях, заполненных неоднородной средой	10	33
Подрез В. М. — Намагничивающая сила симметричных многофазных обмоток с максимальным распределением	10	44
Хожанов А. И., Кузнецов С. Е., Рыскина Н. Б. — Исследование кондукционного линейного электродвигателя с жидкометаллическим токоподводом	10	52
Кравченко Ю. П., Билан В. П., Вакуленко К. Н. — Влияние технологических отклонений параметров асинхронного двигателя на процесс разгона	10	56
Сипайлов Г. А., Лоос А. В. — Электромашинные источники импульсной мощности	10	77
Чабан В. И. — Расчет переходных процессов неявнополюсных машин с учетом насыщения	10	90
Гурьянов С. И., Зархи М. И., Мешков В. П., Фейгин С. Г., Филичев О. Н., Блоцкий Н. П., Ботвинник М. М., Климов Б. П., Мамиконянц Л. Г., Фези-Жилинская М. С., Шакарян Ю. Г., Рагозин А. А., Яковлев О. И. — Испытания асинхронизированного генератора мощностью 50 Мв-а в динамических режимах	11	79
Кириленко Ю. В., Фильц Р. В., Козий Б. И., Попичко В. В. — Расчет параметров и статических характеристик высокоиспользованных турбогенераторов	12	27
Назарян А. Г., Тер-Газарян Г. Н. — Потери в стали полюсов гидрогенераторов на путях потоков рассеяния демпферных стержней	12	32
Бертинов А. И., Бочаров В. В., Мизюрин С. Р., Резников О. Б., Чорба В. Р. — Исследование совместной работы импульсного источника вторичного питания с сетью переменного тока соизмеримой мощности	12	37
Агеев В. Д. — Исследование потерь мощности в экранах экранированных асинхронных двигателей	12	63
Иванов С. А., Пучковский В. В., Шкляров Л. И. — Расчет электрических полей изоляционных промежутков высоковольтных трансформаторов	12	72
<b>Электрические аппараты, электротехнические материалы, кабели, провода</b>		
Белецкий З. М., Максимович В. Г., Черноготский В. М., Шифрин Л. Н. — Электрическая прочность изоляции обмоточных проводов силовых трансформаторов сверхвысокого напряжения	2	47
Хренков Н. Н., Гальперович Д. Я. — Механизмы диэлектрических потерь фторопластовой изоляции при криогенных температурах и сверхвысоких частотах	3	67

Автор и название статей	№ журн.	Стр.	Автор и название статей	№ журн.	Стр.
Балашов К. К., Расторгуева Т. Е. — К определению погрешностей трансформаторов тока	3	83	Кишко Р. С. — Температурная стабилизация характеристик узла токоограничения экскаваторных электроприводов	1	50
Семенова Н. А., Нехаева Л. Г. — Влияние изменения температуры на статические и динамические петли магнитно-мягких сплавов	3	87	Живов Л. Г. — Регулирование электропривода кранов для уменьшения амплитуды раскачки груза	1	56
Сиукаев А. В. — Методы вычисления оптимального цикла телеизмерения и погрешностей	4	82	Никитин В. М., Поздеев А. Д., Сабинин Ю. А. — Анализ и синтез вентильного электропривода постоянного тока	3	49
Лернер М. М. — О границах диапазона возможных потерь в безындукционном электрическом конденсаторе при воздействии несинусоидального напряжения	5	68	Ермаков Н. Г. — Определение постоянных времени САР для получения оптимальных переходных процессов привода	4	89
Вайнштейн Р. А., Пушков А. П. — Полупроводниковое направленное реле сопротивления с использованием параметрического делителя частоты	5	80	Нестерин В. А., Никитин В. М. — О выборе оптимальной формы кривой тока в вентильных двигателях	4	91
Иванов-Смоленский А. В., Абрамкин Ю. В. — Критериальная оценка электромагнитных явлений в тонкой ферромагнитной пластине, находящейся в однородном магнитном переменном поле	6	58	Корытин А. М., Соколова Е. М. — Комбинированный метод исследования быстродействующего следящего электропривода при дискретном сигнале управления на физической и математической моделях	5	78
Горшенин Н. А., Жирников Г. А., Закиров Н. М., Сабитов М. З., Шаргородский В. Л., Дунсенбаев Б. — Автоматизированный стенд для исследования загрязненной высоковольтной изоляции в полевых условиях	6	68	Петров И. И., Мейстель А. М., Наумичева К. И. — Определение тенденций развития автоматизированного электропривода с помощью статистического анализа отечественной и зарубежной литературы	6	36
Тареев Б. М. — Расчет термокомпенсированных систем конденсаторов	7	41	Орлов И. Н. — Общий анализ двухдвигательного электропривода	6	42
Фоминных Ю. А., Нарожный В. Б. — Расчет перегрузочной способности высоковольтных выключателей	7	72	Альшиц В. М., Зеленцов В. И. — Метод расчета энергетических показателей вентильных электроприводов моталок полосовых прокатных станов	7	51
Дружинин В. В., Векслер А. З., Куренных Л. К. — Зависимость потерь на перемагничивание в горячекатаной электротехнической стали от частоты переменного тока и амплитуды индукции	7	84	Вейнгер А. М., Серый И. М., Янко-Триницкий А. А. — Рекомендации по проектированию электроприводов прокатных станов с синхронными двигателями	7	80
Декабрун Л. Л., Кильянов Ю. Н. — О форме полюсных наконечников прецизионных магнитов	7	87	Хватов С. В., Титов В. Г. — Оценка энергетических показателей асинхронного вентильного каскада	9	35
Гринберг В. С., Гусельников Э. М., Кононенко Е. В. — Время трогания двухобмоточных электромагнитов с параллельным включением обмоток	8	48	Чиликин М. Г., Сандлер А. С., Гусяцкий Ю. М., Суптель А. А. — Характеристики бесколлекторной машины постоянного тока с компенсационной обмоткой	10	47
Майкопар А. С., Вольпов К. Д. — О методике оценки работоспособности линейной изоляции в районах с промышленными загрязнениями	8	57	Филатов А. С., Хотулев В. К. — Индивидуальный электропривод опорных валков стана холодной прокатки	10	59
Гурницкий В. Н. — О магнитной проводимости остаточного зазора электромагнитного механизма	9	44	Роубичек О. — Система регулируемого линейного низкочастотного колебательного электропривода	10	86
Салютин А. А., Здрок А. Г. — Исследование работы магнитных усилителей с самоподмагничиванием на входе выпрямителя	9	58	Токарева В. Д. — Одно- и двухкаскадные релейные следящие системы с быстродействующими электромагнитными муфтами	11	85
Зайдман И. Д. — О способах пересчета удельных потерь в электротехнических сталях	9	87	Браславский И. Я., Зубрицкий О. Б., Кирпичников Ю. А. — Особенности совместного управления статорными и роторными цепями тиристорных регулируемых асинхронных электроприводов	12	42
Брон О. Б., Лярский Б. А., Куклев Ю. В. — Электрическая дуга в изоляционных щелях переменного сечения	10	24	Сандлер А. С., Фролов Э. М. — Асинхронный каскадный электропривод с автономным питанием	12	46
Афанасьев В. В., Добрянская Н. А. — Математические модели процесса восстановления электрической прочности между контактами	10	91	<b>Электрический транспорт, электрические печи, электрокоррозия</b>		
Александров Г. Н., Соловьев Э. П. — Повышение стойкости к частичным дуговым разрядам изоляционных полимерных материалов	11	74	Копанев А. С., Хоменко Б. И. — Переходные процессы в силовой цепи электровоза переменного тока с тиристорным преобразователем в инверторном режиме	1	60
Абрамян В. К. — Электроизоляция проводящего тела в потоке заряженных диэлектрических частиц	11	76	Сапко А. И. — Исследование динамики систем автоматического регулирования дуговых электропечей	2	69
Смирнов Ю. В. — Обобщенные закономерности для оптимизации электромагнитных устройств малой мощности	12	54	Ткаченко В. Н. — Расчет взаимных влияний в системе двух подземных сооружений, находящихся в доле блуждающих токов	2	79
Декабрун Л. Л., Кильянов Ю. Н. — О форме коэрцитивных блоков постоянных магнитов больших габаритов	12	71	Косарев Б. И., Зельвянский Я. А. — Оценка условий электробезопасности и работы токовой защиты при отсоединении опор контактной сети переменного тока от рельсов	3	32
Любимов Э. В., Сапунков М. Л. — Исследование на АВМ процессов в приводе рудничного аккумуляторного электровоза при импульсном регулировании двигателей	1	46	Васильев А. С. — Методы анализа статических преобразователей частоты для электротермии	4	61

Автор и название статей		№ журн.	Стр.	Автор и название статей		№ журн.	Стр.
Смелянский М. Я., Минеев Р. В., Михеев А. П. — Вероятностные характеристики пульсаций тока мощных дуговых электропечей	4	65		Бронштейн А. М., Шлейфман И. Л., Иоффе Ю. Н. — Исследование перегрузочной способности тиристоров, работающих в режиме выключателей переменного тока	8	64	
Трейвас В. Г. — Определение электрических параметров дуговой сталеплавильной печи из опыта полного короткого замыкания	7	62		Высочанский В. С. — Специфика работы трехфазного мостового выпрямителя при его питании от инвертора напряжения	8	82	
Никитин Ю. М. — Аппроксимация оценок корреляционной функции в энергоснабжении электрических железных дорог	11	81		Зубов М. А., Матюхина Л. И., Михалев А. С. — Коррекция бесконтактных следящих систем постоянного тока с помощью непереворсивного тахогенератора	8	84	
Лаптева Т. И. — Методы расчета надежности тиристорных импульсных систем регулирования напряжения электроподвижного состава городского транспорта	12	49		Смольников Л. П., Бычков Ю. А., Иванов В. А., Расторгуев А. Н. — Исследование скользких режимов в кусочно-линейных системах автоматики	9	53	
<b>Автоматика и преобразовательная техника</b>				Кацнельсон С. М., Гутин Л. И., Киселева Л. Н., Охотников В. А., Шилов А. К. — Мостовые тиристорные инверторы повышенной частоты с фазовым регулированием мощности	9	61	
Любин Е. Н., Яковлев Б. С. — Устойчивость и периодические режимы автономных нелинейных регулируемых систем электропитания	1	43		Вайнштейн Р. А., Шмойлов А. В., Коломиец И. В. — Расчет ферромагнитных делителей частоты по средней собственной частоте	9	66	
Азанов В. А., Увакин В. Ф. — Магнитно-модуляционный синусно-косинусный преобразователь	1	66		Шипило В. П. — Применение z-преобразования для нахождения фактора пульсаций в замкнутых системах с вентильными преобразователями	9	68	
Куликов В. Н., Липский В. А. — Повышение точности трансформаторной дистанционной передачи	1	71		Шустер О. И., Бодров В. В., Лашивер И. Б. — Трехфазные транзисторные инверторы, выполненные по схемам кольцевых коммутаторов	9	72	
Городецкий А. Я. — Приближенный метод анализа некоторых нелинейных систем при наличии случайного сигнала	2	65		Николаев Г. А. — Опрокидывание компенсированного инвертора	10	62	
Жемеров Г. Г. — Энергетические соотношения в каскадном преобразователе частоты с непосредственной связью	2	73		Ромашкин Р. Н. — Спектральный метод анализа погрешностей однофазных индукционных фазовращателей	10	65	
Кутковецкий В. Я. — Границы режимов работы неуправляемых и управляемых мостовых трехфазных выпрямителей в машинно-вентильных каскадах	2	87		Иванчура В. И., Соустин Б. П. — Исследование электромагнитных процессов в мостовых многофазных инверторах напряжения	12	66	
Асиновский Э. Н. — Четырехобмоточный редуктосин	3	45		<b>Дискуссии</b>			
Кулик В. Д. — Методика расчета двухмостовых инверторов с широтным регулированием напряжения	3	56		Кузьмин Г. С., Соболев В. Г., Грудинский П. Г., Розанов М. Н., Эдельман В. И.; Игнатовски Д. С.; Цирель Я. А.; Неведров Г. А., Свешников В. И.; Бочаров В. И.; Москалев А. Г. — по ст. Ф. И. Синьчугова «Терминология по надежности в энергетике» («Электричество», 1972, № 7). Ответ автора	1	80	
Кузнецов В. П., Николаев А. В., Онацкий Я. И., Саликов Л. М. — К расчету систем с широтно-импульсной модуляцией	3	89		Бибко В. Г. — по ст. М. С. Левина, А. Е. Мурадяна, В. Н. Мамонтова «Информационно-экономические характеристики и их применение для оценки эффективности автоматизации проектирования электрических сетей» («Электричество», 1971, № 7). Ответ авторов	1	89	
Яцук В. Г. — Анализ электромагнитных коммутационных процессов в инверторе с двухступенчатой импульсной коммутацией	4	42		Орнов В. Г.; Зейлидзон Е. Д. — по ст. Г. А. Айрапетяна, А. А. Этмекчяна, Ю. И. Айрапетяна «Исследования условий возникновения лавины частоты в энергосистеме» («Электричество», 1974, № 6)	6	85	
Глазенько Т. А., Хрисанов В. И. — Анализ системы «широтно-импульсный преобразователь переменного тока — двухфазный асинхронный двигатель»	4	48		Куниин Р. З. — по ст. Э. Г. Куренного «К определению колебаний электрической нагрузки» («Электричество», 1972, № 2). Ответ автора	11	88	
Салютин А. А., Здрок А. Г. — Электромагнитные процессы и расчетные соотношения в однофазном выпрямителе с магнитным усилителем, включенным на входе трансформатора	4	54		Гершенгорн А. И.; Старшинов Ю. Н. — по ст. Ю. И. Лыскова и И. Я. Мельзака «Статистический анализ режима напряжения сетей 500 кВ» («Электричество», 1973, № 3). Ответ авторов	12	77	
Сосонкин В. Л. — О «шуме» дискретного регулирования исполнительных двигателей	4	84		Гиршберг В. В.; Розенберг В. А. — по ст. О. Б. Брона «Контактные и бесконтактные электрические аппараты» («Электричество», 1973, № 7). Ответ автора	12	80	
Поссе А. В. — Эквивалентные параметры вентильного преобразователя при линейном изменении угла регулирования	5	63		<b>Хроника</b>			
Некрасов В. И. — Пульсация токов при многофазном импульсном преобразовании напряжения	6	47		Шаталов А. С. — 500-й выпуск «Библиотеки по автоматике»	1	93	
Шульман М. Х. Расчет наработки до предельного состояния и уровня резервирования высоковольтных вентильных схем	6	65		Финкельштейн Б. С. — Всесоюзная научно-техническая конференция «Основные направления со-			
Палванов В. Г. — Шестифазные мостовые преобразователи	6	79					
Шаталов А. С. — Базовые характеристики линейных систем с периодически изменяемой структурой	7	36					
Гельман М. В. — Метод расчета автономных инверторов, работающих в режиме прерывистого тока	7	44					
Кокорев В. В. — Взаимная связь входных токов и напряжений мостового выпрямителя	7	48					
Федосов А. И. — Тиристорные преобразователи с активным колебательным контуром коммутации	7	77					

Автор и название статей	№ журн.	Стр.
вершенствования систем и средств электроснабжения городского электрического транспорта»	2	92
Брон О. Б., Сушков Л. К. — II Международный симпозиум в Лодзи по явлениям в электрической дуге	4	92
Мамедяров О. С. — III Всесоюзное совещание по качеству электрической энергии	4	93
Морозовский В. Т., Мурзин Г. М. — Объединенный всесоюзный семинар по электроэнергетическим системам	6	88
Кудратиллаев А. С. — «Изоляция-73» (III Всесоюзная научно-техническая конференция)	8	89
Сабанеева Г. И. — Всесоюзный научно-технический семинар по разработке и промышленному применению полупроводниковых преобразователей для индукционного нагрева металлов	9	91
Андреюк В. А. — Применение вычислительной техники для моделирования и исследования переходных процессов в электрических системах с преобразователями	11	91
Михайлов В. М. — Проблемы применения сильных импульсных магнитных полей	11	92

## Юбилей

Доктор технических наук, профессор Артеми́й Афанасьевич Сиротин	1	92
Доктор технических наук, профессор Ю́рий Алексе́евич Сабинин	1	93
Доктор техн. наук, профессор Н. Н. Дружинин	2	93
Игорь Алексеевич Глебов	6	92
Алексей Михайлович Федосеев	6	93
Георгий Николаевич Петров	7	92
Кукеков Георгий Александрович	7	93
Игорь Петрович Копылов	7	93
Профессор В. Г. Холмский	9	92
Профессор А. С. Шаталов	9	93
Роберт Андреевич Лютер	12	82
Свенчанский Александр Данилович	12	83
Воронов Ростислав Александрович	12	83

## Библиография

Хомутов Б. А., Висящев А. И., Невский В. А., Идельчик В. И., Нейман В. В., Рысев А. М. — Книга Тимофеева Д. В. «Режимы в электрических системах с тяговыми нагрузками»	5	93
Сидельников В. В. — Книга Костенко М. В., Перельмана Л. С., Шкарина Ю. П. — Волновые процессы и электрические помехи в многопроводных линиях высокого напряжения	7	91
Брускин Д. Э., Торопцев Н. Д., Айзенштейн Б. М., Голубенко Я. А., Витенберг Я. А. — Книга Паластина Л. М. «Электрические машины автономных источников питания»	8	92
Алексеев Б. А. — Книга «Изготовление обмоток электрических машин». Под общ. ред. Секвенца Х.	8	93

## Разные статьи и информации

Павлов Л. И., Фонарева М. В. — По страницам технических журналов	3	91
» »	5	89
» »	8	86
Мамиконянц Л. Г., Петров И. И., Евсеев Б. Н. — «Электричество», — орган Академии наук СССР, старейший русский электротехнический журнал	4	4
Рогинский В. Ю. — Борис Семенович Якоби (к 100-летию со дня смерти)	6	89
Горбунцов А. Ф., Гури́н В. В. — Испытания изоляции трансформаторов и шунтирующих реакторов коммутационными импульсами («Заметки и письма»)	9	89
Иоффе Х. А. — К 100-летию Минного офицерского класса	9	90
Бобров Е. Г. — О нормировании и контроле ресурса электродинамической стойкости силового трансформатора («Заметки и письма»). Никифорова В. Ф., Цирель Я. А. — Ответ авторов	12	74

## АЛФАВИТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

## А

Абрамки́н Ю. В. 6, 58  
Абрамо́в Ю. В. 9, 75  
Абрамя́н В. К. 11, 76  
Авде́ев И. И. 6, 81  
Авраме́нко А. В. 6, 1  
Авруцки́й В. А. 1, 9  
Агеев В. Д. 12, 63  
Азано́в В. А. 1, 66  
Айзе́нштейн Б. М. 8, 92  
Айрапе́тян Г. А. 6, 20; 11, 82  
Айрапе́тян Ю. И. 6, 20; 11, 82  
Алекса́ндров Г. Н. 5, 38; 11, 74  
Алекса́ндрова Л. П. 9, 79  
Алексеев Б. А. 8, 93  
Аллылу́ев А. А. 8, 78  
Альши́ц В. М. 7, 51  
Андрею́к В. А. 11, 91  
Анне́нков В. З. 11, 59  
Аси́новский Э. Н. 3, 45  
Астахов Ю. Н. 6, 23; 12, 1  
Афана́сьев В. В. 10, 91

## Б

Бабашки́н В. А. 2, 38  
Ба́бкин С. Н. 9, 32  
База́ров В. Н. 7, 59  
Базеля́н Э. М. 5, 44; 10, 15  
Балашо́в К. К. 3, 83

Бара́нов М. И. 10, 38  
Басс Э. Н. 4, 34  
Бе́бко В. Г. 1, 89  
Белецки́й З. М. 2, 47  
Белоусо́в Ю. Ф. 1, 73  
Белый И. В. 10, 38  
Беляко́в Н. Н. 11, 51  
Берти́нов А. И. 1, 34; 7, 59; 12, 37  
Била́н В. Н. 10, 56  
Благо́й В. С. 9, 32  
Блажке́вич Б. И. 9, 85  
Бло́цкий Н. Н. 11, 79  
Бобро́в Е. Г. 12, 74  
Богда́нов В. А. 6, 1; 8, 1  
Бодро́в В. В. 9, 72  
Болды́рев Е. А. 3, 61  
Бортни́к И. М. 12, 20  
Бору́ю Ю. И. 2, 52  
Ботвинни́к М. М. 11, 79  
Боча́ров В. В. 12, 37  
Боча́ров В. И. 1, 83  
Брасла́вский И. Я. 12, 42  
Брестки́на Е. Е. 4, 87  
Брон О. Б. 4, 92; 10, 24; 12, 81  
Брон О. Б. 4, 92; 10, 24; 12  
Бронште́йн А. М. 8, 64  
Бруски́н Д. Э. 8, 92  
Будки́н В. В. 8, 76  
Бу́рков Ю. А. 11, 17  
Бу́рнашев А. Н. 7, 19

Бычко́в Ю. А. 9, 53  
Бычу́цкая С. Р. 11, 41

## В

Вайнште́йн Р. А. 5, 80; 9, 66  
Вакуле́нко К. Н. 10, 56  
Вани́н В. К. 8, 17  
Василе́нко И. Н. 6, 23  
Василье́в А. С. 4, 61  
Васи́н В. П. 2, 9  
Вейнге́р А. М. 7, 80  
Вексле́р А. З. 7, 84  
Венико́в В. А. 2, 9; 3, 9; 6, 17; 11, 1  
Вереща́гин И. П. 2, 38; 11, 54  
Виногра́дов С. Е. 12, 68  
Виносла́вский В. Н. 11, 28  
Висяще́в А. Н. 5, 93  
Вите́нберг Я. А. 8, 92  
Волко́ва О. Б. 8, 26  
Вольде́к А. И. 1, 77  
Вольпо́в К. Д. 8, 57  
Высо́чанский В. С. 8, 82

## Г

Гаге́н А. Ф. 2, 56  
Гайсне́р А. Д. 4, 8  
Гальперови́ч Д. Я. 3, 67

Гармаш В. А. 8, 78  
Гельман М. В. 7, 44  
Гершенгорн А. 11, 12, 77  
Гиршберг В. В. 12, 80  
Глазенов Т. А. 4, 48  
Глазунов А. А. 10, 5  
Глинка Т. 3, 41  
Голубенко Я. А. 8, 92  
Голубов Н. Е. 9, 40  
Гоник А. Е. 2, 38  
Гончарик Е. П. 5, 54  
Горбунцов А. Ф. 9, 89  
Горин Б. Н. 2, 29  
Городецкий А. Я. 2, 65  
Горшеник Н. А. 6, 68  
Гофман М. И. 12, 7  
Гринберг В. С. 8, 48  
Грудинский П. Г. 1, 81  
Грушин А. Н. 9, 75  
Гук Ю. Б. 2, 19  
Гурин В. В. 9, 89  
Гурницкий В. Н. 9, 44  
Гурский С. К. 9, 5  
Гурьянов С. И. 11, 79  
Гусейнов Ф. Г. 11, 19  
Гусельников Э. М. 8, 48  
Гусяцкий Ю. М. 10, 47  
Гутин Л. И. 9, 61

## Д

Давыдов А. Е. 12, 1  
Данилевич О. И. 5, 58  
Декаброн Л. Л. 7, 87; 12, 71  
Дзержинский А. 7, 54  
Динов В. 7, 68  
Добрянская Н. А. 10, 91  
Домбровский В. В. 9, 79  
Дроздов А. Д. 8, 78  
Дружинин В. В. 7, 84  
Дубнов П. Ю. 9, 1  
Дудек В. 7, 54  
Дудичев Е. А. 12, 7  
Дуйсенбаев Б. 6, 68  
Дулькина А. И. 4, 69

## Е

Евсеев Б. Н. 4, 4  
Егошкина Л. А. 1, 34  
Емельянов Н. П. 10, 8  
Енин А. С. 8, 17  
Ермаков Н. Г. 4, 89  
Ермилов Н. В. 2, 38; 7, 27  
Ершов Ю. А. 7, 19  
Есенин В. В. 5, 88

## Ж

Жежеленко И. В. 7, 14, 11, 23  
Жемеров Г. Г. 2, 73  
Живов Л. Г. 1, 56  
Жирников Г. А. 6, 68  
Жуков В. В. 1, 26  
Жуков Л. А. 7, 1

## З

Завгородний В. И. 4, 75  
Зайкин В. С. 6, 74  
Зайдман И. Д. 9, 87  
Закиров Н. М. 6, 68  
Заргарян И. В. 11, 54  
Зархи М. И. 11, 79  
Здрок А. Г. 4, 54, 9, 58  
Зейлидзон Е. Д. 6, 87  
Зеленцов В. И. 7, 51  
Зельянский Я. А. 3, 32  
Зельцер А. Н. 4, 87  
Зилес Л. Д. 4, 16; 11, 51  
Зихерман М. Х. 2, 86; 3, 61  
Зубов М. А. 8, 84  
Зубрицкий О. Б. 12, 42  
Зув Э. Н. 12, 1

## И

Иванов В. А. 9, 53  
Иванов В. Ф. 7, 59  
Иванов С. А. 12, 72  
Иванов-Смоленский А. В. 6, 58  
Иванчура В. И. 12, 66  
Игнатовски Д. С. 1, 81  
Идельчик В. И. 4, 20; 5, 93  
Илиев С. 6, 76  
Ильин В. Д. 7, 6  
Инкин А. И. 9, 47  
Иоффе Х. А. 9, 90  
Иоффе Ю. Н. 8, 64

## К

Каган В. Г. 4, 87  
Казанцев В. Н. 11, 17  
Калужный В. Ф. 7, 74  
Каменева В. В. 8, 74  
Камнева Н. П. 3, 61  
Каримов А. С. 8, 80  
Карпова Т. Г. 9, 75  
Кацнельсон С. М. 9, 61  
Каялов Г. М. 5, 8; 7, 83; 8, 72  
Кизеветтер В. Е. 4, 38  
Кизим И. А. 5, 71  
Кильянов Ю. Н. 7, 87; 12, 71  
Кимельман Л. Б. 5, 13; 11, 41  
Кирдякин А. А. 7, 19  
Кириленко Ю. В. 12, 27  
Киселева Л. Н. 9, 61  
Кирпичников Ю. А. 12, 42  
Кискачи В. М. 2, 24  
Китушин В. Г. 11, 37  
Кишко Р. С. 1, 50  
Княткин Р. П. 1, 78  
Климов Б. П. 11, 79  
Книжник Р. Г. 4, 87  
Князь А. И. 3, 74  
Ковалев И. Н. 9, 29  
Коган Ф. Л. 1, 38; 10, 80  
Козий Б. И. 12, 27  
Кокорев В. В. 7, 48  
Кокуркин Б. П. 8, 26  
Колечицкий Е. С. 2, 43  
Коломиец Н. В. 9, 66  
Комиссаров Г. А. 2, 56  
Комиссарчук А. А. 9, 85  
Кондакова Л. А. 10, 5  
Кондаков О. А. 10, 5  
Конonenko Е. В. 8, 48  
Константинов Б. А. 11, 1  
Копанев А. С. 1, 60  
Корытин А. М. 5, 78  
Корякин М. А. 6, 61  
Косарев Б. И. 3, 32  
Костиков В. У. 12, 60  
Котомкин В. И. 12, 14  
Кофман Д. Б. 8, 44  
Кошеченко В. Н. 1, 9  
Кравченко Ю. И. 10, 56  
Кривенцов В. И. 6, 6  
Кудратиллаев А. С. 8, 89  
Кузнецов В. П. 3, 89  
Кузнецов С. Е. 10, 52  
Кузнецова И. Ф. 9, 16  
Кузьмин Г. С. 1, 80  
Куклев Ю. В. 10, 24  
Кулик В. Д. 3, 56  
Куликов В. Н. 1, 71  
Кунин Р. З. 11, 88  
Куренный Э. Г. 11, 89  
Куренных Л. К. 7, 84  
Курилович Л. В. 2, 59  
Куров Б. Н. 7, 6  
Кутателадзе С. С. 7, 71  
Кутковецкий В. Я. 2, 87  
Кучумов Л. А. 1, 19

## Л

Ланда М. Л. 9, 32  
Ланкин В. Е. 6, 83  
Лаптева Т. И. 12, 49  
Ларин А. М. 6, 63  
Ласло В. Ф. 2, 89  
Лашивер И. Б. 9, 72  
Левин М. С. 1, 91  
Левитов В. И. 5, 44; 71  
Лернер М. М. 5, 68  
Либкинд М. С. 11, 1  
Липман А. А. 7, 65  
Липский В. А. 1, 71  
Литвинов Б. В. 9, 47  
Литкенс И. В. 2, 5; 9, 10  
Лисецкий Н. В. 7, 19  
Лифшиц М. Ю. 7, 74  
Лобжанидзе Н. Г. 9, 83  
Лоос А. В. 10, 77  
Лосев С. Б. 5, 13; 11, 41  
Лоханин А. К. 7, 54  
Лысков Ю. И. 12, 12; 12, 79  
Любимов Э. В. 1, 46  
Любин Е. Н. 1, 43  
Ляпин А. Г. 8, 29  
Лярский Б. А. 10, 24

## М

Майкопар А. С. 8, 57  
Максимович В. Г. 2, 47  
Мамедов Ф. А. 7, 88  
Мамедяров О. С. 4, 93; 11, 19  
Мамиконянц Л. Г. 4, 4; 11, 79  
Мамонтов В. Н. 1, 91  
Мангилев В. И. 6, 61  
Манов Н. А. 9, 16  
Мансветов В. Л. 6, 10

Мануйлов В. Г. 1, 34  
Маркушевич Н. С. 11, 11  
Матюхина Л. И. 8, 84  
Махарадзе О. П. 6, 1  
Мейстель А. М. 6, 36  
Меликов Н. А. 2, 43  
Мелкумян Э. В. 9, 83  
Мельзак И. Я. 6, 71; 12, 79  
Мельников Н. А. 3, 19; 6, 71  
Мешков В. Н. 11, 79  
Мизюрин С. Р. 12, 37  
Минеев Р. В. 4, 65  
Мирзабекян Г. З. 1, 5; 6, 25  
Миронов О. М. 1, 34; 7, 59  
Митрофанов Е. Н. 6, 74  
Митюшкин К. Г. 3, 15  
Михайлов Б. М. 4, 72; 8, 35; 10, 41; 11, 92  
Михайлов А. С. 8, 84  
Михеев А. П. 4, 65  
Молодцов В. С. 5, 8; 7, 83; 8, 72  
Морозов Г. Г. 2, 62  
Морозовский В. Т. 6, 6; 6, 88  
Морошкин Ю. В. 3, 27  
Москалев А. Г. 1, 84; 5, 31  
Мочернюк Ю. П. 9, 85  
Мочульский Ю. С. 10, 73  
Мош В. 5, 50  
Мрзал Ю. Л. 10, 5  
Музыка Н. А. 4, 75  
Музыка Ю. А. 4, 75  
Мунасинха Д. 7, 9  
Мурадян А. Е. 1, 91  
Мурзин Г. М. 6, 88  
Мухин В. С. 8, 59  
Мушик Э. 5, 1

## Н

Назарян А. Г. 12, 32  
Нарожный В. Б. 7, 72  
Наумычева К. И. 6, 36  
Неведров Г. А. 1, 83  
Невский В. А. 5, 93  
Нейман В. В. 5, 93  
Нейман Л. Р. 4, 1  
Неклепаев Б. Н. 1, 26  
Некрасов В. И. 6, 47  
Нестерин В. М. 4, 91  
Нехаева Л. Г. 3, 87  
Никитин В. М. 3, 49; 4, 91  
Никитин Ю. М. 8, 40; 11, 81  
Никифорова В. Ф. 12, 75  
Николаев А. В. 3, 89  
Николаев Г. А. 10, 62  
Ниценко Е. М. 12, 68

## О

Овчаренко Н. И. 8, 76  
Окорочков В. Р. 2, 19  
Онацкий Я. И. 3, 89  
Орел О. А. 2, 78  
Орлов И. Н. 6, 42  
Орнов В. Г. 6, 85  
Охотников В. А. 9, 61

## П

Павлов Л. И. 3, 91; 5, 89; 8, 86  
Палванов В. Г. 6, 79  
Папин А. А. 2, 19  
Пашек В. 3, 41  
Перлин А. С. 6, 31  
Петров И. И. 4, 4; 6, 36  
Петров П. И. 1, 13  
Печенкин И. Д. 10, 19  
Письменный И. Л. 9, 20  
Плетнев Г. П. 8, 59  
Погостин В. М. 7, 54  
Подрез В. М. 10, 44  
Поздеев А. Д. 3, 49  
Поливанов К. М. 1, 1; 2, 1; 3, 1  
Пономарев А. М. 4, 30  
Попичко В. В. 6, 51; 12, 27  
Попков В. И. 4, 1; 11, 45  
Попова М. 7, 68  
Портной М. Г. 3, 9  
Поспелов Е. Г. 8, 62  
Поссе А. В. 5, 63  
Протанский С. А. 8, 53  
Пуго В. И. 2, 5  
Пулавская И. Г. 5, 44  
Пучковский В. В. 12, 72  
Пушков А. П. 5, 80

## Р

Рагозин А. А. 11, 79  
Расторгуев А. Н. 9, 53  
Расторгуева Т. Е. 3, 83  
Ратнер М. П. 7, 31  
Редков В. П. 5, 38  
Резников О. Б. 12, 37

Решидов И. К. 5, 71  
Рогинский В. Ю. 6, 89  
Рогозин Г. Г. 6, 63  
Роддатис В. К. 6, 71  
Розанов М. Н. 1, 81  
Розенберг В. В. 12, 81  
Романов В. В. 7, 71  
Ромашкин Р. Н. 10, 65  
Росман Л. В. 12, 12  
Россовский Е. Л. 5, 13  
Роубичек О. 10, 86  
Рысев А. М. 5, 93  
Рыскина Н. Б. 10, 52  
Рябая С. И. 11, 45

## С

Сабанеева Г. И. 9, 91  
Сабинин Ю. А. 3, 49  
Сабитов М. З. 6, 68  
Саликов Л. М. 3, 89  
Салютин А. А. 4, 54; 9, 58  
Самойлов А. Я. 10, 83  
Самойлов Ю. Г. 2, 89  
Сандлер А. С. 10, 47; 12, 46  
Сапко А. И. 2, 69  
Сапунков М. Л. 1, 46  
Свешников В. И. 1, 83  
Семенов А. В. 11, 54  
Семенов А. С. 10, 8  
Семенов В. А. 6, 1  
Семенов Ю. Н. 8, 29  
Семенова Н. А. 3, 87  
Серый И. М. 7, 80  
Сидельников Б. В. 4, 79  
Сидельников В. В. 7, 91  
Синицкий Л. А. 10, 73  
Синьчугов Ф. И. 1, 86  
Сипайлов Г. А. 10, 77  
Сирота И. М. 4, 24  
Сиукаев А. В. 4, 82  
Скопинцев В. А. 2, 9  
Слущкин Л. С. 8, 26  
Смелянский М. Я. 4, 65  
Смирнов Ю. В. 12, 54  
Смольников Л. П. 9, 53  
Соболев В. Г. 1, 80  
Совалов С. А. 6, 1; 8, 1; 12, 7  
Соколик Э. В. 1, 26  
Соколов В. И. 6, 17; 8, 22  
Соколова Е. М. 5, 78  
Солдаткина Л. А. 3, 19; 11, 5; 12, 1  
Соловьев Э. П. 11, 74  
Сорокин В. М. 11, 23  
Сосонкин В. Л. 4, 84  
Соустин Б. П. 12, 66  
Спиридонова Л. В. 1, 19  
Старшинов Ю. Н. 12, 77  
Стеблев В. В. 7, 1  
Стенина М. А. 2, 52  
Стогний Б. С. 8, 12  
Сулайманов И. К. 2, 5; 9, 10  
Суптель А. А. 10, 47  
Сушков Л. К. 4, 92

## Т

Тавдгиридзе Л. Н. 9, 83  
Тарасов В. И. 4, 20  
Тарасова Т. Н. 5, 84  
Тареев Б. М. 7, 41  
Тарикулиев И. Я. 9, 24  
Таубес И. Р. 1, 26  
Тафт В. А. 2, 15  
Темкина Р. В. 4, 34  
Тенетко Н. И. 10, 33  
Тер-Газарян Г. Н. 12, 32  
Тимченко В. Ф. 4, 8  
Титов В. Г. 9, 35  
Тихомиров Г. М. 6, 83  
Ткаченко В. Н. 2, 79  
Токарева В. Д. 11, 85  
Толмачев С. Т. 10, 30  
Торопцев Н. Д. 8, 92  
Трейвас В. Г. 7, 62  
Трещев И. И. 12, 14

## У

Увакин В. Ф. 1, 66  
Удалова В. И. 1, 5

## Ф

Файнштейн Э. Г. 3, 71  
Федоров А. А. 8, 74  
Федосов А. И. 7, 77  
Фези-Жилинская М. С. 11, 79  
Фейгин С. Г. 11, 79  
Фертик С. М. 4, 72  
Филатов А. И. 10, 83  
Филатов А. С. 10, 59  
Филчев О. Н. 11, 79  
Фильц Р. В. 6, 51; 12, 27  
Финкельштейн Б. С. 2, 92  
Фокин Ю. А. 7, 9  
Фоминых Ю. А. 7, 72  
Фонарева М. В. 3, 91; 5, 89; 8, 86  
Фридман В. М. 2, 59  
Фролов Э. М. 12, 46

## Х

Хаушильд В. 5, 50  
Хачатрян В. С. 5, 75  
Хватов С. В. 9, 35  
Хейфец С. Б. 2, 15  
Хименко Л. Т. 10, 38  
Хмель С. Р. 8, 74  
Хожаннов А. И. 10, 52  
Холмский Д. В. 9, 32  
Хоменко Б. И. 1, 60  
Хомлянская Л. Д. 11, 37  
Хомутов Б. А. 5, 93  
Хотулев В. К. 10, 59  
Хренков Н. Н. 3, 67  
Хрисанов В. И. 4, 48  
Хуторецкий Г. М. 2, 59

## Ц

Цветков В. А. 3, 77  
Цветков Е. В. 12, 7  
Целебровский Ю. В. 12, 60  
Цирель Я. А. 1, 82; 8, 6; 12, 75  
Цицкиан Г. Н. 2, 89  
Цукерник Л. В. 5, 21

## Ч

Чабан В. И. 10, 90  
Чагласян Б. О. 4, 79  
Чебан В. М. 10, 1  
Черемисов И. Я. 10, 33  
Чернык М. А. 6, 51  
Черня Г. А. 6, 1; 8, 1  
Чернопятков Н. И. 3, 80  
Чертова Г. И. 3, 27  
Чечушков Г. А. 2, 56  
Чиликин М. Г. 10, 47  
Чистяков А. А. 8, 70  
Чорба В. Р. 12, 37  
Черноготский В. М. 2, 47

## Ш

Шабад М. А. 3, 22  
Шакарян Ю. Г. 11, 79  
Шаргородский В. Л. 6, 68; 11, 65  
Шаталов А. С. 1, 93; 7, 36  
Шафир Ю. Н. 3, 36  
Шахвердян С. В. 11, 32  
Шеренцис А. Н. 6, 71  
Шехтман Ш. М. 4, 87  
Шилов А. К. 9, 61  
Шипило В. П. 9, 68  
Широков Н. Г. 8, 68  
Шифрин Л. Н. 2, 47  
Шкарин Ю. П. 4, 87  
Шкилев А. В. 2, 29  
Шкляров Л. И. 12, 72  
Шлейфман И. Л. 8, 64  
Шмойлов А. В. 9, 66  
Шнелль Р. В. 6, 74; 9, 77  
Шульман М. Х. 6, 65  
Шустер О. И. 9, 72

## Щ

Щавелев Д. С. 2, 19

## Э

Эдельман В. И. 1, 81  
Этмекчян А. А. 6, 20

## Я

Якоб Д. 7, 23  
Якобс А. И. 1, 13; 7, 31  
Яковлев Б. С. 1, 43  
Яковлев О. И. 11, 79  
Янко-Триницкий А. А. 7, 80  
Яцук В. Г. 4, 42

## РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Афанасьев В. В., Бертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ипатов П. М., Костенко М. В., Костенко М. П., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Мамиконянц Л. Г. (главный редактор), Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нейман Л. Р., Нетушил А. В., Петров И. И. (зам. главного редактора), Рабинович С. И., Слежановский О. В., Совалов С. А., Тареев Б. М., Толстов Ю. Г., Федосеев А. М., Хачатуров А. А., Чиликин М. Г., Шаталов А. С.

Адрес редакции: 103012 Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

Почтовый адрес: 101000 Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Л. Н. Никитина

Сдано в набор 14/X 1974 г.  
Формат 60×90/8  
Тираж 9 550 экз.

Подписано к печати 8/XII 1974 г.  
Усл. п. л. 12  
Зак. 962

Т-18697  
Уч.-изд. л. 16,3  
Цена 80 коп.

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва М-114, Шлюзовая наб., 10.

# СОДЕРЖАНИЕ

Астахов Ю. Н., Давыдов А. Е., Зуев Э. Н., Солдаткина Л. А. — Использование линий с глубоким охлаждением для передачи электрической энергии в районы крупных городов . . . . .	1
Гофман М. И., Дудичев Е. А., Совалов С. А., Цветков Е. В. — Определение очередности вывода в капитальный ремонт оборудования тепловых электростанций с учетом режима энергосистемы . . . . .	7
Лысков Ю. И., Росман Л. В. — О применении вероятностной информации в АСДУ . . . . .	12
Трещев И. И., Котомкин В. И. — Синтез токов в электроэнергетической системе по токам в отдельных элементах . . . . .	14
Бортник И. М. — К выбору рабочих и испытательных напряженностей высоковольтного оборудования с изоляцией SF <sub>6</sub> . . . . .	20
Кириленко Ю. В., Фильц Р. В., Козий Б. И., Попичко В. В. — Расчет параметров и статических характеристик высокоиспользованных турбогенераторов . . . . .	27
Назарян А. Г., Тер-Газарян Г. Н. — Потери в стали полюсов гидрогенераторов на путях потоков рассеяния демпферных стержней . . . . .	32
Бертинов А. И., Бочаров В. В., Мизурин С. Р., Резников О. Б., Чорба В. Р. — Исследование совместной работы импульсного источника вторичного питания с сетью переменного тока соизмеримой мощности . . . . .	37
Браславский И. Я., Зубрицкий О. Б., Кирпичников Ю. А. — Особенности совместного управления статорными и роторными цепями тиристорных регулируемых асинхронных электроприводов . . . . .	42

Сандлер А. С., Фролов Э. М. — Асинхронный каскадный электропривод с автономным питанием . . . . .	46
Лаптева Т. И. — Методы расчета надежности тиристорных импульсных систем регулирования напряжения электроподвижного состава городского транспорта . . . . .	49
Смирнов Ю. В. — Обобщенные закономерности для оптимизации электромагнитных устройств малой мощности . . . . .	54
Целебровский Ю. В., Костилов В. У. — Определение электрического сопротивления верхних слоев грунта . . . . .	60

## СООБЩЕНИЯ

Агеев В. Д. — Исследование потерь мощности в экранах экранированных асинхронных двигателей . . . . .	63
Иванчура В. И., Соустин Б. П. — Исследование электромагнитных процессов в мостовых многофазных инверторах напряжения . . . . .	66
Виноградов С. Е., Ниценко Е. М. — Способ аппроксимации основной кривой намагничивания . . . . .	68
Декабрун Л. Л., Кильянов Ю. Н. — О форме коэрцитивных блоков постоянных магнитов больших габаритов . . . . .	71
Иванов С. А., Пучковский В. В., Шкляров Л. И. — Расчет электрических полей изоляционных промежутков высоковольтных трансформаторов . . . . .	72
Заметки и письма . . . . .	74

## ДИСКУССИИ

ХРОНИКА . . . . .	82
-------------------	----

Указатель материалов, помещенных в журнале «Электричество» в 1974 г. . . . .	86
--	----

## CONTENTS

Using Deeply Cooled Lines for Power Transmission in Large Cities — U. N. Astakhov, A. E. Davidov, E. N. Zuev, L. A. Soldatkina . . . . .	1
Determining the Sequence for Overhauling Steam Station Equipment with Account Taken of Power System Operating Conditions — M. I. Hofman, E. A. Dudichev, S. A. Sovalov, E. V. Tsvetkov . . . . .	7
On Using Probability Information for Automatic Dispatch Control Systems — U. I. Liskov, L. V. Rosman . . . . .	12
Synthesis of Power System Currents from Currents in Different Elements — I. I. Treschev, V. I. Kotomkin . . . . .	14
Selecting Operating and Testing Field Intensities for H. V. Equipment with SF <sub>6</sub> Insulation — I. M. Bortnik . . . . .	20
Calculating the Parameters and Static Characteristics of Intensively Operated Turbogenerators — U. V. Kirilenko, R. V. Filtz, B. I. Kozy, V. V. Popichko . . . . .	27
Iron Losses in the Poles of Hydro-Electric Generators Due, to Leakage Flux From Damper Winding Bars — A. G. Nazaryan, G. N. Ter-Gazaryan . . . . .	32
A Study of the Joint Operation of a Secondary Surge Source with an A. C. Network of Comparable Capacity — A. I. Bertinov, V. V. Bocharov, S. R. Mizurin, O. B. Reznikov, V. R. Chorba . . . . .	37
Features of Joint Regulation of Stator and Rotor Circuits in Thyristor Controlled Asynchronous Drives — I. J. Braslavski, O. B. Zubritski, U. A. Kirpichnikov . . . . .	42

An Asynchronous Cascade Drive with Independent Supply. — A. S. Sandler, E. M. Frolov . . . . .	46
Methods for Calculating the Reliability of Thyristor Impulse Voltage Control Systems for Electrified Urban Railway Stock — T. I. Laptieva . . . . .	49
Generalized Relationships for Optimizing Small Electromagnetic Drives — U. V. Smirnov . . . . .	54
Determining the Electrical Resistance of Upper Layers of Soil — U. V. Tselebrovski, V. U. Kostikov . . . . .	60

## REPORTS

A Study of Losses in Sheaths of Screened Induction Motors — V. D. Ageyev . . . . .	63
A Study of Electromagnetic Processes in Multi-phase Bridge Type Voltage Invertors — V. I. Ivanchura, B. P. Sowustin . . . . .	66
A Way of Approximating the Main Magnetization Curve — S. E. Vinogradov, E. M. Nitsenko . . . . .	68
On the Form of Coersive Blocks for Large Permanent Magnets — L. L. Dekabrun, U. N. Kilyanov . . . . .	71
Calculating Electric Fields in Insulation Clearances of H. V. Transformers — S. A. Ivanov, V. V. Puchkovski, L. I. Shkliarov . . . . .	72

## NOTES AND LETTERS

DISCUSSION . . . . .	77
CHRONICLE . . . . .	82

УДК 621.311.4(-21):536.483

Использование линий с глубоким охлаждением для передачи электрической энергии в районы крупных городов. Астахов Ю. Н., Давыдов А. Е., Зуев Э. Н., Солдаткина Л. А. — «Электричество», 1974, № 12.

Анализируются тенденции развития систем электроснабжения крупных городов. Рассмотрены варианты систем электроснабжения с использованием криогенных кабельных линий 10—20 кВ в сопоставлении с обычными маслонаполненными кабельными линиями 110—220 кВ. Библ. 5.

УДК 621.311.23.002.51.004.6

Определение очередности вывода в капитальный ремонт оборудования тепловых электростанций с учетом режима энергосистемы. Гофман М. И., Дудичев Е. А., Совалов С. А., Цветков Е. В. — «Электричество», 1974, № 12.

Предложен метод оптимизации планов капитальных ремонтов основного оборудования тепловых электростанций для использования на уровнях ЦДУ ЕЭС СССР и ОДУ. На основе метода разработана программа для ЭВМ М-220 (БЭСМ), которая в 1973 г. внедрена в опытную эксплуатацию в ЦДУ СССР. Библ. 7.

УДК 621.311.35

О применении вероятностной информации в АСДУ. Лысков Ю. И., Росман Л. В. — «Электричество», 1974, № 12.

В статье показано, что вследствие необходимости многоцелевого использования текущей информации о состоянии схемы сети и ее режимах предъявляются жесткие требования к точности этой информации и что эти требования в большинстве случаев не позволяют систематически применять вероятные значения взамен непосредственно измеренных. Показано также, что такая замена не дала бы заметного удешевления системы сбора информации. Сделан вывод об ограниченности области применения вероятностной информации в АСДУ. Намечена эта область. Библ. 3.

УДК 621.313.33/32.001.5

Синтез токов в электроэнергетической системе по токам в отдельных элементах. Трещев И. И., Котомкин В. И. — «Электричество», 1974, № 12.

Описан метод определения токов и других величин в системе, содержащей электрические машины, если параметры ее элементов неизвестны или определены частично. С этой целью используется синтез токов в системе по токам в ее элементах без определения их параметров на основе составления и решения интегральных уравнений Вольтерра. Для сложных электроэнергетических систем целесообразно составление и решение системы интегральных уравнений Вольтерра с использованием уравнений связи. Библ. 4.

УДК 621.313.322-81

Расчет параметров и статистических характеристик высокоиспользуемых турбогенераторов. Кирилленко Ю. В., Фильц Р. В., Козий Б. И., Попичко В. В. — «Электричество», 1974, № 12.

Выведены формулы для определения дифференциальных индуктивностей турбогенератора, учитывающие насыщение магнитопровода и распределение обмоток якоря и возбуждения и рабочего поля вдоль полюсного деления. Разработаны теоретические положения для расчета статистических характеристик турбогенераторов с использованием дифференциальных индуктивностей. Составлены алгоритм и рабочая программа расчета характеристик. Результаты расчета сравниваются с экспериментом. Библ. 5.

УДК 621.313.322—82.017.3

Потери в стали полюсов гидрогенераторов на путях потоков рассеяния демпферных стержней. Назарян А. Г., Тер-Газарян Г. Н. — «Электричество», 1974, № 12.

При расчете токов и потерь в демпферной клетке гидрогенераторов, вызванных несинхронными полями статора, принимаю условие  $\mu_{ст} = \infty$ , полагая, что все потери выделяются в материале демпферной клетки, а потери в стали равны нулю.

В статье показано, что потери в стали от потоков рассеяния, замыкающихся вокруг демпферных стержней, могут быть во много раз больше потерь в материале демпферной обмотки. Исследовано влияние геометрии полюса, клетки, воздушного зазора, частоты тока на величину потерь. На основе полученных результатов предлагается методика расчета потерь в стали полюсного бабмака от потоков рассеяния заданных токов в демпферных стержнях. Библ. 2.

УДК 621.311.6.001.3

Исследование совместной работы импульсного источника вторичного питания с сетью переменного тока соизмеримой мощности. Бертинов А. И., Бочаров В. В., Мизюрин С. Р., Резников О. Б., Чорба В. Р. — «Электричество», 1974, № 12.

Рассмотрено влияние параметров импульсного источника с основным и промежуточными емкостными накопителями на модуляцию напряжения сети. Коэффициент модуляции напряжения на различных интервалах зарядно-разрядного цикла определяется методом «припасовывания». Приведено сравнение результатов расчетов по полной и упрощенной системам уравнений и результатов экспериментов с реальной системой импульсного электропривода. Полученные выражения позволяют рассчитывать коэффициент модуляции напряжения сети при различных соотношениях мощностей и параметров магистрального генератора, стационарной нагрузки и импульсного источника. Библ. 7.

УДК 62-83.35

Особенности совместного управления статорными и роторными цепями тиристорных регулируемых асинхронных электроприводов. Браславский И. Я., Зубрицкий О. Б., Кирпичников Ю. А. — «Электричество», 1974, № 12.

Совместное управление может быть реализовано при использовании асинхронных двигателей с фазовым ротором и представляет собой сочетание двух способов параметрического управления асинхронными двигателями, когда с помощью тиристорных устройств (регулятора напряжения и регулятора сопротивления) осуществляется соответственно изменение напряжения на статоре и добавочного сопротивления в цепи ротора.

Показан способ нахождения оптимальных значений параметров управления, реализация которых приводит к снижению установленной мощности двигателя и увеличению к. п. д. по сравнению с фазовым и реостатными способами регулирования. Библ. 5.

УДК 62-52.001.24

Обобщенные закономерности для оптимизации электромагнитных устройств малой мощности. Смирнов Ю. В. — «Электричество», 1974, № 12.

Предложен критерий оптимизации электромагнитных устройств малой мощности (ЭУМ), работающих в длительном режиме, из условия минимума объема, массы или стоимости при допустимом нагреве. Показано, что оптимальное ЭУМ должно иметь минимальное произведение эквивалентных магнитного, электрического и теплового сопротивлений. Дан метод расчета двухмерного температурного поля в катушках ЭУМ, позволивший определить эквивалентное тепловое сопротивление катушки. Предложены обобщенные закономерности для оптимизации геометрии ЭУМ, удобные для проведения расчетов на ЦВМ. Библ. 9.

УДК 621.335:621.314.632.019.3

Метод расчета надежности тиристорных импульсных систем регулирования напряжения электроподвижного состава городского транспорта. Лаптева Т. И. — «Электричество», 1974, № 12.

Исследуется надежность тиристорных, применяемых в импульсных системах регулирования подвижного состава городского транспорта. На основе анализа работы тиристорных в реальных схемах показано, что расчетный режим работы тиристорных состоит из двух последовательно чередующихся режимов, учет влияния которых на развитие процессов усталостного разрушения тиристорных может быть осуществлен путем использования «физического принципа надежности», сформулированного Н. М. Седякиным. Получены конечные формулы для вероятности безотказной работы тиристорных в циклическом регулярном режиме при любом числе циклов, что позволяет использовать их при расчете надежности тиристорно-импульсных систем. Библ. 7.

УДК 621.316.993.001.4

Определение электрического сопротивления верхних слоев грунта. Целебровский Ю. В., Костилов В. У. — «Электричество», 1974, № 12.

Описаны возможности двухэлектродной схемы зондирования при конечном расположении основных и вспомогательных электродов и методика зондирования, имеющая по сравнению с известными способами следующие преимущества: точное определение сопротивления верхних слоев грунта; малые размеры установки, лишь незначительно превышающие размеры исследуемой площадки; возможность работы в высокоомных грунтах без солевой обработки основных электродов.

Описан способ пересчета получаемых кривых зондирования в кривые для симметричной четырехэлектродной установки и обратно и приведены экспериментальные данные, подтверждающие теоретические положения статьи. Библ. 4.

УДК 621.313.333.017

Исследование потерь мощности в экранах экранированных асинхронных двигателей. Агеев В. Д. — «Электричество», 1974, № 12.

Приводятся результаты исследований потерь в экранах экранированных асинхронных двигателей. Приведена методика расчета потерь для замкнутого немагнитного тонкостенного экрана. Анализируются потери в замкнутом и разомкнутом экранах в зависимости от относительной длины машины и вылетов экрана. Даны рекомендации, позволяющие создать наиболее экономичную конструкцию экрана с точки зрения получения минимальных потерь. Приведены также результаты экспериментальных исследований реакции вихревых токов экрана на основное магнитное поле в зазоре ЭАД. Библ. 11.

УДК 538.245

Способ аппроксимации основной кривой намагничивания. Виноградов С. Е., Ниценко Е. М. — «Электричество», 1974, № 12.

Приводится описание способа аппроксимации основной кривой намагничивания особым образом ориентированной гиперболой. Показано, что эта аппроксимация пригодна для кривой намагничивания в целом и дает в 3—4 раза меньшую погрешность, чем ранее известные. Библ. 6.

УДК 621.318.2.001.24

О форме коэрцитивных блоков постоянных магнитов больших габаритов. Декабрун Л. Л., Кильянов Ю. Н. — «Электричество», 1974, № 12.

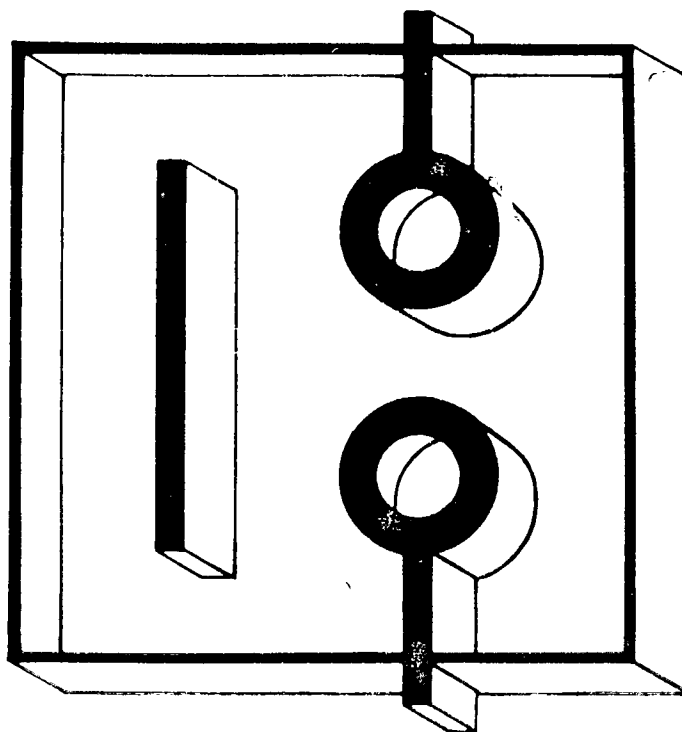
В связи с появлением высокоэффективных коэрцитивных сплавов стало возможным применение постоянных магнитов для решения задач, ранее решаемых только с помощью электромагнитов: создание сильных (свыше 1 тл) полей в большом (свыше 200 см³) объеме. В таких магнитах коэрцитивные блоки должны иметь специальную форму, обеспечивающую рациональное использование коэрцитивного материала и позволяющую аналитически определять конструктивные размеры магнита. Библ. 3.

УДК 621.314.21:537.212.001.24

Расчет электрических полей изоляционных промежутков высоковольтных трансформаторов. Иванов С. А., Пучковский В. В., Шкляр Л. И. — «Электричество», 1974, № 12.

Используется разностно-аналитический метод для расчета электрических полей изоляционных промежутков. С целью удовлетворения граничным условиям применяется аппарат R-функций, позволяющий строить относительно полные системы координатных функций для областей сложной формы. Для оценки погрешности метода рассчитывается поле, имеющее точное решение. Приводится расчет электрического поля в средней части обмотки главного изоляционного промежутка высоковольтного трансформатора. Полученные результаты сравниваются с результатами моделирования поля на электролитической ванне. Илл. 7.



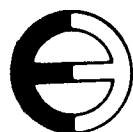


**СТУПЕНЧАТЫЕ РЕГУЛЯТОРЫ**  
**МОДИФИКАЦИЯ РС-III-400  $\alpha$ -220 220 кВ**  
**ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЬ—14 ПОЛОЖЕНИЙ**  
**РС-III-10-245 245—400  $\alpha$  ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЬ**  
**с 19 ПОЛОЖЕНИЯМИ КОМПАКТНЫЙ**  
**ПО ЛИЦЕНЗИИ МАШИНЕНФАБРИК-РАЙНХАУЗЕН**  
**ТИПА Г-III-800  $\alpha$  220 220 кВ**  
**ОДНОФАЗОВОЕ ИСПОЛНЕНИЕ 800, 1200 и 1800  $\alpha$**   
**ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЬ С 16 СТУПЕНЯМИ**  
**ТИПА Д-III-400  $\alpha$  45 110 кВ—14 СТУПЕНЕЙ**  
**ПРЕДЫЗБИРАТЕЛЯ**

**ИСПОЛНЕНИЕ:**

**НОРМАЛЬНОЕ**  
**ТРОПИЧЕСКОЕ**

**СУХОЕ**  
**ВЛАЖНОЕ**



**Electroimpex**

**ЭКСПОРТЕР**  
**000 «ЭЛЕКТРОИМПЕКС» — СОФИЯ**  
**Ул. Г. ВАШИНГТОНА, 17**  
**ТЕЛЕФОН 88-49-91**  
**ТЕЛЕКС 022575**

Электричество, 1974, № 12, 1—