

# ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1969



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

4

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

УДК 621.331:681.14

## Принципы кибернетики и вычислительная техника в электрической тяге

Доктор техн. наук проф. И. П. ИСАЕВ

Московский институт инженеров  
железнодорожного транспорта

Развитие методов и средств кибернетики, создание новых типов электронных устройств, предназначенных для обработки информации и передачи данных, открыли новые возможности для решения многих актуальных проблем электрической тяги и электровозостроения. К ним относятся: автоматизация работы железных дорог, автоматическое управление движением поездов, автоматизация работы устройств энергоснабжения, надежность работы электрических локомотивов, разработка теоретических принципов построения схем электроподвижного состава, определение оптимальной системы обслуживания и ремонта электровозов, электропоездов и т. п.

Десять — пятнадцать лет назад решение этих проблем считалось невозможным. Теперь, в свете новых научных положений, известно, что железная дорога является типичным примером кибернетической системы с ее сложной вероятностной природой и гомеостатической структурой, которая «приспособливается» к своему любому динамическому состоянию. Благодаря большому быстродействию и достаточному объему памяти средств обработки и передачи информации мы можем постоянно иметь наглядное представление о ситуации на железной дороге в каждый момент времени и делать прогнозы на различные периоды длительности ее работы. Это позволяет в принципе осуществить автоматическое централизованное руководство работой железной дороги в целом, обеспечивающее в реальном времени протекания оптимальный режим транспортного процесса, исходя из наилучших технико-экономических показателей.

Проблема автоматизации работы железных до-

рог возникла лишь в последние несколько лет и находится в начальной стадии решения.

В настоящее время как у нас, так и за границей разрабатываются большие кибернетические комплексы для управления в реальных условиях крупной железной дороги в целом, как сложной автоматической системой.

Главная задача при создании таких комплексов управления состоит в научном обосновании и выборе принципов их построения (структуре), количества узлов и функций каждого узла системы с целью пропуска максимального количества поездов при удовлетворении всех требований эксплуатации.

С использованием современных вычислительных средств и методов эта задача теоретически выполняется и до некоторой степени подобна тем, которые возникают в различных отраслях промышленности. Однако задача автоматического управления работой железной дороги значительно богаче возможными ситуациями и, будучи связана с переработкой весьма большого количества разнообразной информации, может быть осуществлена только с помощью самых крупных вычислительных машин.

Выбор той или иной системы управления, числа вычислительных центров, их технического оснащения и устройств связи должен базироваться на количестве информации, поступающей за определенное время, скорости, точности и трудоемкости ее переработки. Исследования, например, показывают, что в среднем количество информации, характеризующей только перевозочный процесс на железной дороге, составляет 10—12 млн. десятичных знаков в сутки.

В системе автоматического управления железной дорогой электронной вычислительной машине отводится значительно более ответственная роль, чем просто пассивному вычислительному устройству для переработки большого объема оперативных данных.

Известно, что ЭЦВМ обладают качественно новыми возможностями — способностью выполнять логические функции, близкие по своим разрешающим возможностям к деятельности человеческого мозга. Такие машины могут взять на себя логическую обработку самой различной информации о перевозочном процессе, оперативно изменять график движения поездов и т. д. Все это делает ЭЦВМ ядром автоматической системы управления железной дорогой.

Однако сами по себе, без вложенной в них программы работы, электронные машины мертвые; они выполняют свое предназначение только тогда, когда имеют математическое обеспечение, главная задача которого — разработка алгоритма.

Самое трудное при создании оптимальной управляющей системы дороги — определение общего вида или структуры алгоритма. Интуиция и знания инженера могут помочь лишь в простейшем случае, когда обозрима сложившаяся в первоначальном процессе ситуация, но бессильны в сколько-нибудь сложных случаях.

Из-за сложности рассматриваемой задачи заранее не известны ни общий вид алгоритма, ни даже достаточно узкий класс зависимостей, к которому он принадлежит. Всякое же необоснованное принятие зависимостей, естественно, лишает решение той ценности, которую оно имело бы при отсутствии подобных ограничений.

В общем случае алгоритм задачи по оптимальному управлению железной дорогой, принципиальная схема которого, применительно к одному из технических устройств, представлена на рис. 1, определяется следующими основными факторами: характеристикой перевозочного процесса дороги; требованиями, предъявленными к перевозочному процессу; характером информации о работе железной дороги, поступающей на вычислительный центр.

В этих условиях можно представить себе сложность алгоритма оптимального управления железной дорогой. Для возможного его упрощения и наиболее эффективного использования вычислительной техники нужно прежде всего определить, исходя из

степени полезности и ценности информации, какой конкретно ее вид должен составить необходимый объем, каковы единицы измерения и счетная система этой информации.

Возможно, окажется целесообразным в системе автоматизации железной дороги разработать свой «транспортный» машинный язык программирования задач, может быть, ввести даже систему специальных символов, универсальные «транспортные» формы перфокарт и т. д.

При этом задачу нельзя идеализировать настолько, чтобы информацию о работе железной дороги считать полной. Казалось бы достаточно для этой цели иметь график движения. Однако в условиях эксплуатации приходится считаться с фактом неизбежных отступлений от условий составления графика: при движении поезда проявляются многочисленные факторы, оказывающие влияние на сам процесс движения, которые невозможно учесть заранее. Поэтому, несмотря на наличие графика, существует некоторая неопределенность условий движения.

Именно в силу известной неопределенности перевозочного процесса возникает необходимость в разработке сложной системы управления. Если бы все условия работы железной дороги были известны заранее и соответствовали действительности, то вряд ли вообще возникла бы необходимость в разработке специальных систем управления, так как создание системы с заранее разработанной «жесткой» программой управления можно было бы выполнить в относительно короткий срок.

Причинами такой неопределенности является различие в эксплуатационном состоянии локомотивов, изменение плана и профиля пути, колебания напряжения в контактной сети и т. п.

Поэтому неполная информация о действительных условиях перевозочного процесса вызывает необходимость его изучения во время самого процесса управления.

Таким образом, при разработке алгоритма управления железной дорогой приходится решать две взаимосвязанные задачи: выяснить реальные характеристики ее технических устройств и определять действия системы управления, обеспечивающие оптимальные показатели дороги. Эта двойственность порождает и противоречивость требований, предъявляемых к системе управления железной дорогой.

Действительно, успешное управление перевозочным процессом возможно лишь при своевременном воздействии на технические устройства железной дороги. Запоздалое воздействие только ухудшит работу дороги или сделает ее вовсе невозможной.

Однако успешно управлять можно, если достаточно хорошо известны свойства подвижного состава, условия движения и другие данные. Уточнение их в ходе процесса управления требует определенной затраты времени. При этом слишком поспешная выдача команды управления приведет к необоснованным режимам работы устройств, которые не будут оправданы получаемой в дальнейшем информацией; вследствие этого дорога уже не будет работать как оптимальная. Слишком замедленная система управления будет излишне долго накапливать

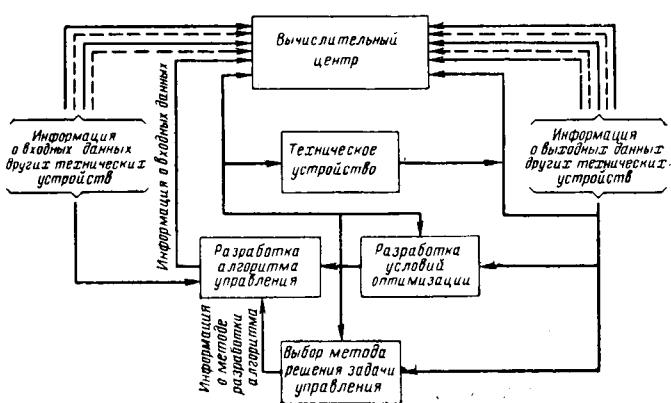


Рис. 1.

и перерабатывать информацию и не сможет вовремя передать техническим устройствам команду, обеспечивающую оптимальный режим их работы, так как ситуация процесса перевозок за это время изменится.

Таким образом, решение задачи об автоматическом управлении железной дороги должно обеспечивать автоматическую оптимизацию режимов работы дороги в условиях неполной информации, т. е. автоматическое отыскание наилучшего алгоритма управления применительно к быстро изменяющимся условиям движения поезда на перегонах.

Задача сводится к тому, чтобы в условиях случайных воздействий, появляющихся в эксплуатации, полностью или частично неизвестных, но имеющих вероятностные характеристики, получить на основании зафиксированного изменения информации прогноз оптимальных условий работы железной дороги в самом ближайшем будущем.

Разработка алгоритма, соответствующего указанным условиям, требует специальных математических методов.

Практическая реализация таких алгоритмов невозможна без совершенной и надежной системы связи на железных дорогах.

Необходимо выполнить очень большую и сложную комплексную работу для создания реальной системы автоматического управления работой железной дороги с тем, чтобы перебросить мост между теорией и практикой.

**Автоматическое управление движением поездов.** Несмотря на то, что до практического решения проблемы автоматизированной железной дороги еще далеко, ряд технических задач, связанных с автоматизацией перевозочного процесса, уже принципиально решен. К таким задачам относится прежде всего создание опытных систем автоматического управления движением поездов, внедрение телеконтроля тяговыми подстанциями и другими устройствами энергоснабжения, осуществление автоматизации работы крупных сортировочных и грузовых станций, оптимизация плана формирования поездов, осуществление учета и отчетности, решение инженерно-экономических задач и т. п.

Системы автоматического управления движением поездов являются в своей основе системами автоматического регулирования силового привода. Однако, в отличие от уже освоенных и эффективно используемых систем автоматического регулирования силовых приводов промышленных установок, системы управления движением поездов значительно сложнее, так как требуют решения совершенно новых проблем. Эти проблемы заключаются в необходимости обеспечения более жестких и высоких требований, предъявляемых к процессам регулирования.

1. Обеспечение широкого диапазона регулирования и надежной работы при соблюдении высокой точности в условиях изменения скорости движения пассажирских поездов от 0 до 200—250 км/ч, в меньших интервалах изменения скорости при весе поезда 6—8 тыс. т с соблюдением всех требований безопасности движения.

2. Ограничение рабочих режимов, в частности толчков силы тяги по условиям безопасности дви-

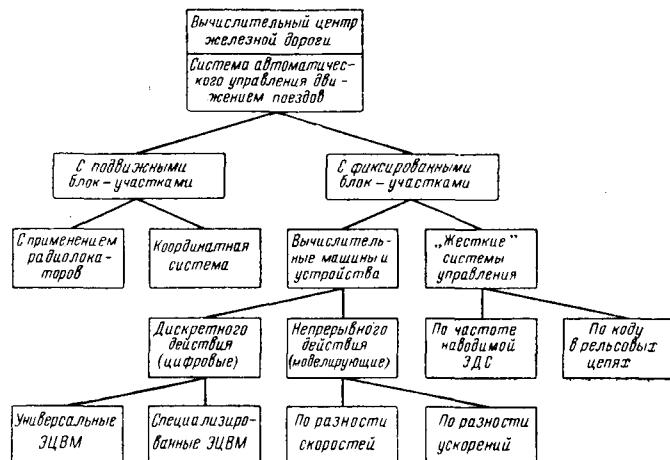


Рис. 2.

жения, предупреждения срывов сцепления, нарушения коммутации тяговых двигателей и т. п.

3. Обеспечение необходимой последовательности действия аппаратов управления и силовой цепи электрического локомотива.

Поскольку пока еще не разработан оптимальный алгоритм управления движением поездов и нет единой точки зрения о наиболее пригодных и надежных устройствах для его реализации, в разных странах системы автоматического управления движением поездов отличаются как по принципу действия, так и по исполнению: с фиксированными и переменными блок-участками, централизованные и децентрализованные, с применением ЭЦВМ и приемов сигналов управления от напольных устройств и т. д.

В зависимости от принципа действия таких систем их программы задают либо в виде перфокарт или перфолент, расположенных непосредственно на локомотиве или в центральном диспетчерском пункте, либо получают от путевого фидера, питающегося током различных частот, или от зигзагообразно уложенного вдоль пути проводника с переменным шагом, питающегося током постоянной частоты.

Общая классификация систем автоматического управления движением поездов, известных к настоящему времени, приведена на рис. 2.

Конструктивной разработке устройств автоматического управления движением поездов в значительной мере способствовало широкое внедрение прогрессивных видов тяги — электрической и тепловозной. Электроподвижной состав по сравнению с другими видами локомотивов наиболее подготовлен к переходу на автоматическую систему управления, поскольку его силовое и вспомогательное оборудование имеет дистанционное управление, при котором для привода исполнительных механизмов использована электрическая энергия.

В последние годы возросли попытки автоматизации также тепловозов с электрической передачей. Однако наличие контактной сети и централизованного преобразования энергии на тяговых подстанциях, возможность трансформации напряжения и выпрямленного тока на электроподвижном составе облегчают его автоматизацию в значительно большей мере, чем тепловозов и дизель-поездов.

В настоящее время на всех типах электроподвижного состава полностью автоматизированы такие процессы, как поддержание уровня напряжения и емкости питающих источников цепей управления, защиты электрического оборудования, взаимодействие между видами торможения, переключения машин и аппаратов и т. д. Достигнут высокий уровень автоматизации во взаимодействии локомотива с путевыми системами сигнализации и системами контроля бдительности машиниста. Отмеченные обстоятельства явились причиной того, что система автоматического управления движением поездов впервые возникла на дорогах с электрической тягой.

Опыт показывает, что сравнение систем автоматического управления движением поездов целесообразно проводить в первую очередь по их надежности и долговечности, размерам капитальных затрат, точности выполнения требований эксплуатации, удобству обслуживания и профилактики, простоте смены программ и увязке автомашиниста с системой локомотивной автоматики с обеспечением быстроты установления связи машиниста с диспетчерским пунктом при критических ситуациях.

Сравнения показывают, что, например, в системах автомашиниста с вычислительными машинами, используемыми на московском метрополитене (САУ-М), обеспечивается высокая точность управления режимами движения поездов в различных эксплуатационных условиях. Так, например, линейные испытания первых образцов таких систем показали, что в подавляющем большинстве случаев поезд выдерживает заданный график движения с точностью до 2 сек.

Однако система автомашиниста с вычислительной машиной пока еще очень дорога.

При существующем качестве исполнения эта система управления требует тщательного ухода в эксплуатации. Программы профиля пути и удельных сил поезда выходят из строя вследствие тряски и трудно поддаются оперативному изменению.

Системы «жесткого» типа от этого недостатка свободны. Однако при движении по участку поездов разных весовых категорий размещение нескольких программ вдоль пути затруднительно, так же как и корректировка режимов движения поездов при изменении условий эксплуатации.

Система такого типа, применяемая на ленинградском метрополитене, позволяет выдерживать заданный график движения с точностью до 5 сек, место остановки поезда — до 0,3 м.

Приведенные данные свидетельствуют о том, что существующие у нас системы автомашиниста достаточно точно выполняют возложенные на них функции и поэтому приняты за основу дальнейших разработок по их совершенствованию.

Необходимо прежде всего повысить надежность этих систем как в целом, так и отдельных элементов, из которых они изготовлены. Следует максимально упростить логику, обслуживание и профилактику таких систем, разработать и ввести их техническую диагностику.

Требуемое повышение надежности системы автоматического управления движением поездов может быть достигнуто только в том случае, когда создание их или модернизация будет идти не по пути

нагромождения различного рода устройств, а в направлении максимального их упрощения. Всякая автоматизация должна быть оправдана тем, чтобы она не превратилась в источник неисправностей вследствие необоснованного усложнения и увеличения числа элементов схемы.

**Автоматизация работы устройств энергоснабжения.** Все возрастающий объем перевозок на электрических железных дорогах и большая густота движения предъявляют высокие требования к бесперебойности энергоснабжения и качеству электротехники.

Если учесть, что в скором времени в эксплуатации появятся новые мощные скоростные электровозы, на линию выйдут электровозы двойного питания, пассажирские поезда будут переведены на электрическое отопление, а силовые установки рефрижераторных поездов будут питаться от системы энергоснабжения электрических железных дорог, то дальнейшее повышение надежности работы энергоснабжения становится одной из актуальных задач совершенствования системы электрической тяги.

Исследования и опыт эксплуатации устройств энергоснабжения показывают, что наиболее перспективными путями решения этой задачи являются: широкое внедрение полупроводниковой техники, систем телеуправления устройствами энергоснабжения, их автоматизации, стабилизации напряжения на шинах тяговых подстанций; компенсация реактивности мощности и ряд других мероприятий, базирующихся на внедрении новой техники. Благодаря проведенным в этом отношении работам протяженность электрифицированных линий, оборудованных системой телеуправления, превысила 15 тыс. км. Опыт отечественных и зарубежных дорог свидетельствует о высоких преимуществах системы бесконтактного (электронного) телеуправления: отсутствие подвижных элементов, высокая скорость действия, хорошая защита от мешающих импульсов и т. д. Эти обстоятельства позволили значительно повысить надежность работы системы энергоснабжения, высвободить большое число работников обслуживающего и оперативного персонала.

В 1962 г. ЦНИИ МПС разработал новую систему телеуправления с применением специально созданных модулей, типовых металлоконструкций и печатно-монтажных схем, что позволило получить дальнейшее повышение ремонтопригодности аппаратуры телеуправления и ее надежности. Наблюдения за работой новой системы показали, что количество ее отказов в 2 раза меньше, чем в ранее существующих системах. Отказы составляют лишь две — три десятые доли процента. Наработка на отказ полукомплекта новой аппаратуры составляет 10—13 тыс. ч, тогда как у аппаратуры предыдущих выпусков она не превышала 4—6 тыс. ч.

Предполагается, что к 1970 г. протяженность участков, оборудованных системой телеуправления, достигнет 20 тыс. км; в Москве и Ленинграде будут функционировать центральные пункты телеуправления.

**Разработка теоретических принципов построения схем управления электрических локомотивов.** Эта проблема непосредственно связана с надежностью локомотива. До настоящего времени неизвестны

общие законы построения схем управления локомотивами, поэтому проектирование таких схем сейчас является скорее искусством, чем наукой.

Однако в наши дни, когда преобразовательная техника вторгается в сам принцип превращения энергии из одного вида в другой, системы управления значительно усложняются. Для обеспечения надежности эти системы должны быть построены уже не на интуиции людей, а на научной основе, когда каждый узел имеет обоснованную логическую схему и минимальное количество элементов.

Вместе с тем в ряде проектных организаций при создании новых типов локомотива наметилось неоправданное стремление к чрезмерному усложнению схем за счет введения большого количества вспомогательных аппаратов и их блокировок, предназначенных, по мнению авторов, для обеспечения повышенной надежности. Между тем, упускают из виду, что потребуется увеличение надежности самих аппаратов и блокировок, иначе усложнение схемы не будет оправдано в эксплуатации. Повышение же надежности электроаппаратуры потребует новой технологии ее изготовления и осуществления более строгого контроля за качеством. Эти мероприятия связаны с дополнительной затратой средств. Они будут оправданы только в тех случаях, когда такие нововведения обеспечат локомотивной бригаде быстрое и ясное представление о причине и месте неисправности в случае возникновения ее. Только при этом условии время простоя поезда и связанные с этим затраты будут минимальными.

Пока таких систем не создано, опыт показывает, что затраты времени на обнаружение отказа блокировок аппаратов оказываются значительно больше времени, необходимого для определения состояния самого аппарата. Поэтому, чем больше блокировок или точек возможных нарушений насчитывают электрические цепи, тем труднее задача машиниста: за то же допустимое время простоя на линии он должен при возникновении неисправности проверить состояние большего числа элементов схемы. В таких случаях стремление повысить надежность работы локомотива за счет усложнения его схемы приводит к обратным результатам: надежность работы локомотива снижается.

По-видимому, существует какой-то оптимум надежности, учитывающий, с одной стороны, вероятность обнаружения неисправности, а с другой стороны, — условия эксплуатации локомотива и, в частности, резерв времени, отводимого на отыскание неисправности при работе локомотива на линии. Решение задач по отысканию этого оптимума, а также анализ условий его существования составляют один из основных научных принципов построения схем управления локомотивами.

Представляется наиболее перспективным путем решения этой проблемы использование методов схемной алгебры и матричного исчисления.

Так, например, известно, что для двухполюсных однотактных схем, состоящих из  $m$  одновременно включаемых (или выключаемых) контактов различных реле, замкнутое состояние схемы можно описать функцией  $h(p)$ , определяющей вероятность замыкания цепи:

Вологодская областная универсальная научная библиотека

$$h(p) = \sum A_m^n p^n (1-p)^{m-n},$$

где  $A_m$  — число способов, которыми можно выбрать множество  $n$  контактов в схеме так, что она будет замкнута при остальных  $m-n$  контактах разомкнутых.

Аналогично можно представить вероятность разомкнутого состояния схемы. Эти методы позволяют получить сравнительную оценку надежности схем, имеющих разную степень автоматизации и количество элементов. С этой целью необходимо применительно к каждой из рассматриваемых схем составить матрицу состояний, характеризующую количество элементов схемы и очередность их включения на каждом шаге управления. Используя далее двоичную систему исчисления, можно определить количество информации или, наоборот, ее неопределенность (энтропию) на каждой позиции любой из проектируемых схем и на основании сопоставления результатов сравнить надежность проектируемых систем.

Современная теория минимизации логических функций и переключательных схем дает возможность, применяя в ряде случаев специальные алгоритмы, получить схемы узлов с наименьшим числом элементов. Алгоритмы минимизации схем при большом числе переменных весьма трудоемки для ручного расчета, но поддаются программированию и реализации на ЭЦВМ. В настоящее время ввиду отсутствия подобных оценок неоправданное усложнение схем только снижает их надежность.

Примером может служить первый вариант автомата машиниста метрополитена САУ-М, насчитывающий более 1 500 типовых двухтактных феррит-транзисторных ячеек и около 48 000 паяк проводов. После упрощения схемы была найдена возможность уменьшить на одну треть общее количество таких ячеек, вследствие чего повысилась наработка автомата на отказ и его надежность. Благодаря введению системы автоматического резервного торможения оказалось возможным продублировать около 500 ячеек арифметического устройства САУ-М.

Есть основания полагать, что проводимое в настоящее время дальнейшее упрощение логических и функциональных схем этих устройств позволит еще более повысить их надежность.

**Проблема надежности электрических локомотивов.** В настоящее время приходится считаться с тем неизбежным фактом, что рост сложности оборудования электрических локомотивов и интенсификация их использования опережают рост качества применяемых элементов. Это требует принятия соответствующих мер по повышению надежности оборудования во избежание того, чтобы электрические локомотивы не оказались фактически неработоспособными из-за частых отказов в эксплуатации.

Отмеченные обстоятельства делают необходимым разработку инженерных методов расчета надежности локомотивов. На основании этих расчетов можно будет выработать обоснованные рекомендации по обеспечению их надежности на стадии проектирования, в процессе производства и изготовления, а также в условиях эксплуатации.

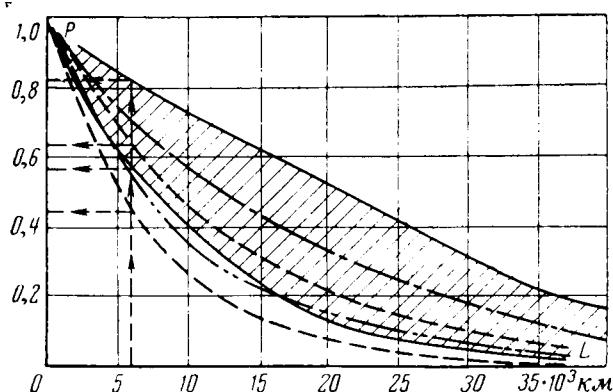


Рис. 3.

Важно подчеркнуть, что эти рекомендации должны составлять единую систему управления качеством локомотивов, а не случайный набор разрозненных мероприятий.

Надежность проявляется как результат многообразия действующих факторов, законы изменения которых не могут быть установлены только классическими методами функционального анализа или математической физики. Эти законы, отражающие специфические условия работы электрических локомотивов, нуждаются в специальных вероятностных и статистических методах исследования. Поэтому пока еще не существует твердой системы критериев надежности электрических локомотивов и методики ее расчета.

Учитывая, однако, что локомотив является восстанавливаемой системой, его надежность следует рассчитывать с учетом вероятности восстановления за допустимое время. При этом условии локомотив сможет выполнить свои функции при любой из следующих ситуаций:

он исправен к моменту выезда на контрольный пункт и не откажет за установленное время пробега (оперативное время);

не готов к моменту выезда, но его восстанавливают за время, значительно меньшее оперативного, и он не откажет за оставшееся время;

после первого и последующих отказов восстанавливается на линии за время  $\tau$ , меньшее (или равное) допустимого по условиям эксплуатации (без учета восстановления в депо или на заводе).

Понимая надежность как вероятность одновременного появления указанных независимых событий, ее событие  $P_n(t)$  можно рассчитать в первом приближении по формуле:

$$P_n(t) = P_0(t) P(t) \left\{ 1 + \sum_1^n \gamma^k(\tau_d) [1 - P(t)]^k \right\}, \quad (1)$$

где  $P_0(t)$  — вероятность исправного состояния в течение оперативного времени; обычно эта вероятность характеризуется стационарным значением коэффициента готовности

$$k_r = \frac{\mu}{\lambda + \mu},$$

где  $\lambda$  — интенсивность отказов;

$\mu$  — интенсивность восстановления;

$P(t)$  — вероятность безотказной работы;  
 $\gamma^k(\tau_d)$  — вероятность восстановления за допускаемое время при  $k$ -м отказе;  
 $n$  — общее число независимых отказов.

Входящие в эту формулу вероятности обычно определяют на основании данных эксплуатации, используя для этого ЭЦВМ.

В качестве примера на рис. 3 представлен график надежности электровозов ВЛ60<sup>к</sup>, работавших на Северо-Кавказской железной дороге. Этот график построен по данным трехлетней эксплуатации двух первых опытных образцов.

Из рис. 3 видно, что надежность этих электровозов за пробег между профилактическими осмотрами колеблется в пределах 0,82—0,56. Благодаря ряду проведенных мероприятий в настоящее время повышена надежность электровозов с полупроводниковыми выпрямительными установками.

Более обстоятельные данные по надежности можно получить, если проанализировать график возможных состояний локомотива, представленный на рис. 4 и характеризующийся следующими интенсивностями:  $\lambda$  — отказов, последствия которых устраиваются без захода на внеплановый ремонт;  $\nu$  — отказов, требующих внепланового ремонта;  $\epsilon$  — непрерывной работы;  $\alpha$  — ожидания ремонта;  $\beta$  — межпоездного ремонта;  $\gamma$  — простоя после ремонта;  $\eta$  — простоя в ожидании поезда;  $\mu$  — восстановления на перегоне.

Статистическая матрица переходов, составленная на основании рис. 4, имеет вид:

	1	2	3	4	5	6	
1	1 — $(\lambda + \nu + \epsilon) \Delta t$	$\lambda \Delta t$	$\nu \Delta t$	0	0	$\epsilon \Delta t$	
2	$\mu \Delta t$	$1 - \mu \Delta t$	0	0	0	0	
3	0	0	$1 - \alpha \Delta t$	$\alpha \Delta t$	0	0	
4	0	0	0	$1 - \beta \Delta t$	$\beta \Delta t$	0	
5	$\gamma \Delta t$	0	0	0	$1 - \gamma \Delta t$	0	
6	$\eta \Delta t$	0	0	0	0	$1 - \eta \Delta t$	

Рассматривая процесс переходов как марковский, определим на основании этой матрицы уточненное стационарное значение коэффициента готовности локомотива в формуле (1):

$$k_r = \frac{1 + \frac{\nu}{\gamma} + \frac{\epsilon}{\eta}}{1 + \frac{\lambda}{\mu} + \nu \left[ \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\beta} + \frac{1}{\gamma} \right] + \frac{\epsilon}{\eta}}.$$

На основании этого коэффициента можно оценить степень влияния различных факторов на надежность локомотивов.

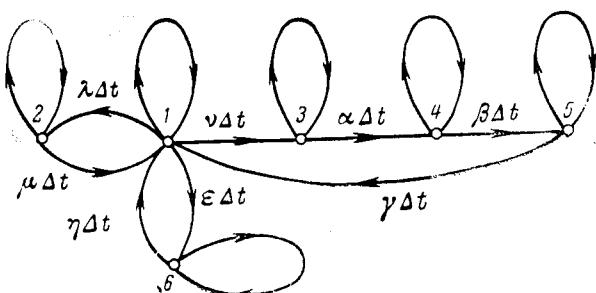


Рис. 4.

**Научные принципы построения технологических процессов изготовления электрического оборудования и оценки влияния эксплуатационных условий на работоспособность локомотивов.** В процессе проектирования современных, а тем более перспективных локомотивов необходимо всестороннее обоснование параметров и изучение режимов работы электрического оборудования и его схем. Однако известно, что из-за трудоемкости таких расчетов их выполняют для идеализированных условий, часто весьма далеких от реальных режимов работы этого оборудования. Это является одной из причин ненадежной работы локомотивов.

Применение ЭЦВМ, благодаря их колossalным решающим способностям, позволяет учесть значительно большее количество факторов, чем при ручном счете, вследствие чего расчет более отражает условия работы оборудования. При этом оказывается возможным по-новому организовать процесс проектирования: вместо единичного расчета, производимого ранее расчетчиком при заданных параметрах оборудования, представляется возможным в короткий срок просчитать ряд вариантов и выбрать оптимальный из них, обуславливающий создание наиболее совершенного оборудования с учетом технико-экономических соображений. Причем сравнение вариантов и выбор оптимального из них могут производиться на ЭЦВМ автоматически.

Расчеты нестационарных процессов в схемах электровозов постоянного и переменного тока при различных условиях работы, выполненные в ряде институтов, наглядно подтверждают сказанное.

Использование ЭЦВМ в сочетании с результатами натурных испытаний основных элементов и узлов оборудования электрических локомотивов позволило решить ряд новых, не ясных до сих пор вопросов по оценке работоспособности и надежности локомотивов с учетом проектирования и технологии их изготовления.

В первую очередь это относится к выпрямительным и инверторным полупроводниковым преобразовательным установкам электрических локомотивов.

Отличительная черта режимов работы этих преобразовательных установок — резкое изменение нагрузок полупроводниковых вентиляй и наличие значительных перенапряжений при переходных процессах.

В связи с тем, что при движении локомотива изменения нагрузок носят случайный характер, нет единства не только в методике расчета полупроводниковых выпрямительных установок, но и во взглядах на принципы построения такой методики. Дело в том, что трудно установить расчетную нагрузку вентиляя, эквивалентную случайной последовательности его действительных эксплуатационных режимов на локомотиве. И даже если бы удалось решить эту задачу, расчетный режим вентиляя все же отличался бы от действительного из-за нестабильности характеристик вследствие случайных технологических отклонений в процессе изготовления вентиляй.

Нестабильность или разница в характеристиках вентиляй одного класса приводит к неравномерному распределению токов при параллельной работе преобразователей и обратных напряжений при их по-

следовательном соединении. Как следствие возникает возможность пробоя наиболее нагруженного вентиля.

Известно, что из-за технологической нестабильности характеристик ГОСТ 10662-63 предусматривает деление вентиляй данного класса на шесть групп в зависимости от величины падения напряжения: от А до Е через каждые 0,1 в, начиная с 0,4 в. Исследования показывают, что разброс характеристик изменяется с ростом номинальной нагрузки вентиляя. В качестве примера на рис. 5 представлены две диаграммы разброса значений обратного тока вентиляй ВК-200: при напряжении 100 в (зачернена) и при 500 в (светлая). Приведенные данные наглядно свидетельствуют о том, что при определении надежности выпрямительных установок нужно учитывать разброс характеристик вентиляй в зависимости от режима работы.

Еще сложнее обстоит дело с учетом разброса характеристик тиристоров, так как до сих пор на них не существует ГОСТ и унифицированных технических условий.

Не регламентирована, например, величина скорости изменения анодного тока, от которой зависит заряд неосновных носителей в момент перехода тока через нуль при включении, величина и форма тока и напряжения в этом процессе. Между тем, известно, что повышенная скорость изменения анодного тока в момент включения может привести не только к отказу вентиляя вследствие местных перегревов, но и к пробою плеч выпрямительного моста, а при неудовлетворительной работе защиты и к выгоранию плеч моста.

Исследования показывают, что время восстановления диодов и тиристоров данного типа не есть величины постоянные: при одной и той же скорости изменения анодного тока они имеют значительный разброс, зависящий от типа вентиляя. В качестве примера на рис. 6,а приведены экспериментальные графики распределения времени восстановления диодов ВК-200 при скорости изменения анодного тока  $2,1 \cdot 10^6$  а/сек, а на рис. 6,б — аналогичный график для тиристоров ВКУ-100.

Из графиков видно, что основная масса тиристоров ВКУ-100 восстанавливает свои вентильные свойства при переключениях раньше, чем диоды ВК-200. Поэтому, например, при последовательном соединении этих вентиляй первыми будут вступать

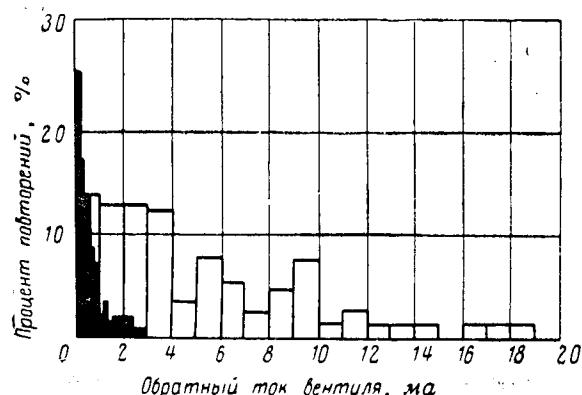


Рис. 5.

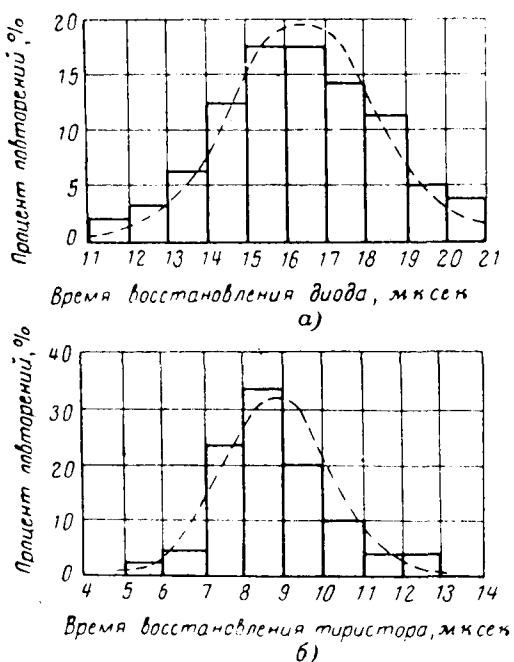


Рис. 6.

в работу тиристоры, а затем уже диоды. Вероятность вступления в работу диодов первыми, как это видно из рис. 6, ничтожно мала. Это обстоятельство снижает работоспособность схемы.

Учет неизбежного разброса характеристик полупроводниковых элементов приобретает особое значение при использовании тиристоров в схемах частотного управления, коммутации, в вентильных двигателях и т. п.

Поскольку параметры вентилей, а также параметры шунтирующих контуров имеют разброс от их номинальных значений, учесть его можно методами теории вероятностей.

Если обозначить влияние технологических факторов через  $Y_i$ , а эксплуатационных через  $C_i$ , то суммарное расхождение характеристик вентиля от номинальных можно представить в виде

$$U = \sum^n Y_i + C_i$$

Это соответствует распределению функции с изменяющейся дисперсией и средним значением, которое является результатом итерационного влияния технологических и эксплуатационных причин, т. е. процесса влияния  $Y$  на  $C_i$  и  $C_i$  на  $Y$ .

В таком случае закон распределения характеристик вентилей в прямом направлении может быть представлен формулой:

$$\varphi(u) = \left(1 - \frac{d[a(u)]}{du}\right) \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_0^2}} e^{-\frac{[u - a(u) - \bar{u}_0]^2}{2\sigma_0^2}}$$

где  $\bar{u}_0$  и  $\sigma_0$  — параметры закона распределения Гаусса для суммы случайных слагаемых  $Y_i$ , характеризующих совершенство технологии изготовления вентилей;

$a(u)$  — изменение среднего значения падения напряжения на вентиле в зависимости от эксплуатационного (нагрузочного) режима.

Аналогичным образом может быть установлен закон распределения обратных ветвей вольт-амперных характеристик вентилей.

Анализ этими методами коэффициента рассогласования напряжений показал, что на равномерность распределения напряжения существенное влияние оказывают не только номинальные значения шунтирующих контуров, но и допуски на их величину. При этом выявлено, что существующая методика расчета дает заниженные в 3—5 раз значения коэффициента рассогласования.

Исследования распределения токов между параллельными ветвями вентилей показали, что его равномерность зависит от номинальной величины нагрузки вентиля и разброса параметров прямой характеристики. Полученные величины неравномерности распределения токов для одиночных вентилей наполовину меньше, чем принимаемые до сих пор, и хорошо согласуются с экспериментальными данными. При наличии последовательно включенных вентилей в параллельных ветвях коэффициент неравномерности в 2—3 раза меньше принимаемого на основании существующих рекомендаций. Используя, таким образом, результаты вероятностного метода расчета, можно обоснованно проектировать преобразовательные установки с меньшим числом вентилей и параллельных ветвей, а следовательно, более надежные в работе.

Статистические методы исследования позволяют не только более обоснованно решать задачи проектирования, но и управлять качеством продукции. Известно, что надежность оборудования во многом определяется уровнем технологического процесса его изготовления и, в частности, требованиями ГОСТ и ТУ. Однако до сего времени на многие ответственные узлы электроподвижного состава ГОСТ не существует вообще.

Между тем, уже давно разработаны научные методы построения системы допусков на параметры вентилей преобразовательных установок, тяговых двигателей, узлов электрических схем локомотивов в тяговом и рекуперативном режимах. Внедрение этих методов в производство позволит по-новому контролировать технологические процессы и создать электрические локомотивы с характеристиками и тяговыми свойствами, изменяющимися вперед заданных пределах при изменении условий эксплуатации.

Статистические методы исследований оказываются настолько общими, что позволяют оценить влияние режимов работы электрических локомотивов на их тяговые свойства. При этом характеристики локомотивов рассматриваются как имеющие случайные отклонения от номинала, закон распределения которых может быть представлен в виде  $f_1(x)$ , а режим работы локомотива как заданная неслучайная функция  $f_2(z-x)$ .

Задачи этого типа сводятся к установлению закона композиции суммы двух независимых слагае-

мых. Для этой цели используется известная из теории вероятностей формула композиции:

$$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} f_1(x) f_2(z-x) dx.$$

Исходя из этих принципов, можно оценить влияние таких ответственных режимов работы электроподвижного состава, как пусков различной интенсивности на изменение условий реализации силы сцепления. Известно, что распределение значений коэффициента сцепления без учета режима пуска может быть представлено нормальным законом с параметрами  $\bar{\psi}$  и  $\sigma_{\psi}$  (кривая 1, рис. 7). Допустим, что в исследуемом режиме изменение силы тяги и пропорциональное ему изменение  $\bar{\psi}_t$  среднего значения коэффициента сцепления за время пуска происходит, например, по закону:

$$f_2(\bar{\psi}_t) = \bar{\psi}_t^9 \frac{1}{a},$$

который представлен кривой 2, рис. 7.

Тогда результирующий закон распределения значений коэффициента сцепления за время пуска, как композиция двух указанных выше законов, может быть представлен в виде

$$f(\psi) = \int_{-\infty}^{+\infty} \bar{\psi}_t^9 \frac{1}{a\sigma_{\psi}\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(\psi-\bar{\psi}-\bar{\psi}_t)^2}{2\sigma_{\psi}^2}} d\bar{\psi}_t.$$

График результирующего закона представлен кривой 3 (рис. 7). Как видно из этого графика, благодаря интенсивному нарастанию силы тяги во время пуска наиболее часто повторяющееся значение реализованного коэффициента сцепления оказывается больше среднего расчетного на величину при-

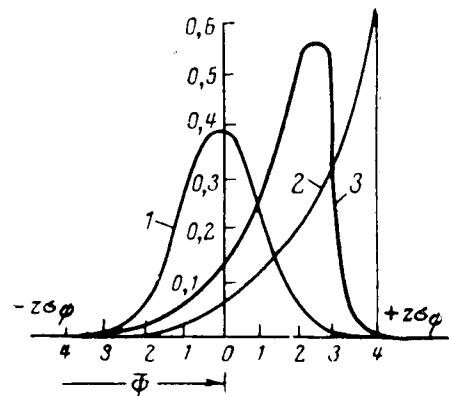


Рис. 7.

мерно  $2\sigma_{\psi}$ . Поэтому ускоренный пуск с монотонно уменьшающимся ускорением является выгодным не только с точки зрения уменьшения расхода электрической энергии на тягу поездов, что хорошо известно, но и с точки зрения возможностей реализации больших значений коэффициента сцепления.

Аналогичным образом исследовано влияние автоматического и ручного пуска с различными интенсивностями, пульсаций вращающего момента тяговых двигателей, вероятность боксования осей и т. п.

Подобными методами можно оценить влияние режимов электрического и механического торможения, а также многих технических мероприятий на условия работы электроподвижного состава.

Несомненно, что вероятностные методы в сочетании с ЭЦВМ открывают новые перспективы исследования актуальных проблем электрической тяги.

[4.7.1968]

◆ ◆ ◆

УДК 621.3.016.351

## Определение запаса статической устойчивости послеаварийного режима и пути его увеличения

Канд. техн. наук И. В. ЛИТКЕНС  
Московский энергетический институт

**Постановка задачи.** При исследованиях результирующей устойчивости возникает необходимость в определении запаса статической устойчивости послеаварийного режима при условии допустимости длительного асинхронного хода части генераторов, возникшего вследствие каких-либо аварийных нарушений в электрической системе.

Разработка математических методов определения запаса устойчивости послеаварийного режима в таких случаях, отыскание резервов в системах автоматического регулирования возбуждения и скорости синхронных машин с точки зрения возмож-

сти уменьшения запасов устойчивости без снижения уровня надежности является одной из актуальных задач.

Трудность заключается в необходимости решения системы нелинейных дифференциальных уравнений при длительном приложении внешних сил, в первом приближении отображающих длительный асинхронный ход части генераторов.

Такая задача ставилась и решалась рядом авторов [Л. 1—6] путем сочетания аналитических методов исследования линеаризованных по первому приближению дифференциальных уравнений с экс-

perimentами в реальных энергосистемах на аналоговых и физических моделях.

В настоящей работе поставленная задача решается путем отыскания приближенных периодических решений системы нелинейных дифференциальных уравнений, описывающих автоматически регулируемую синхронную машину, связанную с приемной системой неограниченной мощности внешним реактивным сопротивлением. В продольной оси машины имеются две магнитосвязанные обмотки — возбуждения и продольная демпферная и в поперечной — одна поперечная демпферная обмотка. Синхронная машина снабжена автоматическим регулятором возбуждения (АРВ) и регулятором скорости (АРС), регулирующими по отклонению и производным тех или иных режимных параметров.

При обозначениях, введенных в приложении 1, систему нелинейных дифференциальных уравнений запишем так:

$$\ddot{\delta} + \beta \dot{\delta} + \omega_0^2 [(1 + e_q + e_{1q}) \sin \delta + \mu_5 \sin 2\delta - e_{1d} \cos \delta] = f_T + f(t); \quad (1)$$

$$\dot{e}_q + \lambda e_q + \mu_3 \dot{e}_{1q} - \mu_5 \dot{\delta} \sin \delta = \lambda F(e); \quad (2)$$

$$\dot{e}_{1q} + \lambda_1 e_{1q} + \mu_4 \dot{e}_q - \mu_1 \dot{\delta} \sin \delta = 0; \quad (3)$$

$$\dot{e}_{1d} + \lambda_2 e_{1d} + \mu_2 \dot{\delta} \cos \delta = 0; \quad (4)$$

$$\dot{e}_{qe} + \lambda_3 e_{qe} = \lambda_3 \sum_{\Pi} \frac{\lambda_{4\Pi}}{\frac{d}{dt} + \lambda_{4\Pi}} [K_{0\Pi} (\Pi - \Pi_{00}) + K_{1\Pi} \dot{\Pi} + K_{2\Pi} \ddot{\Pi} + \dots]; \quad (5)$$

$$\Delta \dot{f}_T + \lambda_5 \Delta f_T = \frac{\lambda_5 \lambda_6}{\frac{d}{dt} + \lambda_6} \left[ -\frac{\dot{\delta}}{\delta_p} + \frac{\lambda_7}{\frac{d}{dt} + \lambda_7} (K_{2T} \ddot{\delta} + K_{3T} \dot{\delta}) \right]. \quad (6)$$

Автоматическое регулирование возбуждения и скорости синхронной машины описывается уравнениями (5) и (6) в некоторой идеализации, оправданной для выяснения основных качественных закономерностей. Общая методика позволяет учесть передаточные функции АРВ и АРС и основные нелинейности систем регулирования сколь угодно точно и, в частности, ввести их частотными характеристиками, полученными расчетным или экспериментальным путем.

В правой части уравнения (2) стоит нелинейная функция  $F(e)$ , учитывающая ограничение силового блока АРВ, определяемое потолочными значениями напряжения возбудителя при форсировке и расфорсировке возбуждения.  $F(e)$  изображается в виде несимметричной кусочно-линейной функции и математически описывается следующим образом:

$$F(e) = e_{qe} \text{ при } -e_2 < e_{qe} < e_1;$$

$$F(e) = e_1 \text{ при } e_{qe} \geq e_1;$$

$$F(e) = e_2 \text{ при } e_{qe} \leq -e_2,$$

где

$$e_1 = \frac{E_{qe\text{пот}}^+ - E_{q0}}{E_{q0}}, \quad e_2 = \frac{|E_{qe\text{пот}}^- - E_{q0}|}{E_{q0}}$$

потолочные значения относительного приращения вынужденной составляющей э. д. с., обусловленной

действием АРВ. При изменении исходного режима величины  $e_1$  и  $e_2$  меняются, и в общем случае  $e_1 \neq e_2$ .

К валу синхронной машины приложена периодическая внешняя сила  $f(t)$ , описывающая в некоторой идеализации асинхронный ход части генераторов электрической системы, вызывающая вынужденные колебания ротора. Погрешность, вносимая такой идеализацией, является предметом специального исследования, не отраженного в настоящей статье.

Определение максимально допустимой величины внешней силы с точки зрения устойчивости заданного исходного режима и выявление влияния на нее различных параметров системы, автоматического регулирования возбуждения и скорости синхронной машины является одной из практических задач исследования.

**Периодические решения уравнений.** Приближенные решения нелинейных дифференциальных уравнений (1) — (6) будем искать в виде рядов Фурье, ограниченных только первыми членами разложения (одночастотное приближение или гармоническая линеаризация):

$$\left. \begin{aligned} \delta &= \sum_{-1}^1 \xi_n e^{j\omega nt} = a_0 + a_1 \sin(\omega t + \varphi_a), \\ e_q &= \sum_{-1}^1 \eta_n e^{j\omega nt} = b_0 + b_1 \sin(\omega t + \varphi_b), \\ e_{1q} &= \sum_{-1}^1 \eta_{1qn} e^{j\omega nt} = b_{1q0} + b_{1q} \sin(\omega t + \varphi_{1q}), \\ e_{1d} &= \sum_{-1}^1 \eta_{1dn} e^{j\omega nt} = b_{1d0} + b_{1d} \sin(\omega t + \varphi_{1d}), \\ e_{qe} &= \sum_{-1}^1 \zeta_n e^{j\omega nt} = c_0 + c_1 \sin(\omega t + \varphi_c), \\ \Delta f_T &= \sum_{-1}^1 \Delta f_{Tn} e^{j\omega nt} = f_{T0} + f_{T1} \sin(\omega t + \varphi_T). \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

В силу вещественности  $\delta, e_q, e_{1q}, e_{1d}, e_{qe}, \Delta f_T$  комплексные амплитуды соответствующих разложений удовлетворяют следующим условиям:

$$\xi_n^* = \xi_{-n}; \quad \eta_n^* = \eta_{-n}; \quad \eta_{1qn}^* = \eta_{-1qn};$$

$$\eta_{1dn}^* = \eta_{-1dn}; \quad \Delta f_{Tn}^* = \Delta f_{-Tn},$$

т. е. являются комплексно-сопряженными величинами.

Между коэффициентами ряда Фурье и действительными коэффициентами синусоидального ряда справедливы соотношения:

$$\xi_0 = a_0; \quad \eta_0 = b_0; \quad \eta_{1q0} = b_{1q0}; \quad \eta_{1d0} = b_{1d0};$$

$$\zeta_0 = c_0; \quad \Delta f_{T0} = f_{T0};$$

$$\xi_1 = \frac{a_1}{2j} e^{j\varphi_a}; \quad \xi_{-1} = -\frac{a_1}{2j} e^{-j\varphi_a}; \quad \eta_1 = \frac{b_1}{2j} e^{j\varphi_b};$$

$$\eta_{-1} = -\frac{b_1}{2j} e^{-j\varphi_b} \text{ и т. д.}$$

Если  $\delta, e_q, e_{1q}, e_{1d}, e_{de}$  — периодические функции, то и  $\sin \delta, \cos \delta, e_{1d} \cos \delta, e_q \sin \delta, e_{1q} \sin \delta, F(e), \Pi$  также являются периодическими функциями:

$$\left. \begin{aligned} \sin \delta &= \sum_n S_n e^{j\omega n t}; \cos \delta = \sum_n C_n e^{j\omega n t}; \\ e_q \sin \delta &= \sum_n U_n e^{j\omega n t}; e_{1q} \sin \delta = \sum_n V_n e^{j\omega n t}; \\ e_{1d} \cos \delta &= - \sum_n W_n e^{j\omega n t}; F_e = \sum_n F_n e^{j\omega n t}; \\ \Pi &= \sum_n \Pi_n e^{j\omega n t}, \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

где  $S_n$  и  $C_n$  являются функциями  $\xi_n$  (приложение 2),  $F_n$  — функцией  $\zeta_n$ ,  $U_n, V_n, W_n$  выражаются через  $S_n, C_n$  так:

$$\begin{aligned} U_n &= \sum_{n'} \eta_{n'} S_{n-n'}; V_n = \sum_{n'} \eta_{1q, n'} S_{n-n'}; \\ W_n &= \sum_{n'} \eta_{1d, n'} C_{n-n'}. \end{aligned}$$

Внешнюю силу  $f(t)$  тоже представим в виде ряда Фурье  $f(t) = \sum_n f_n e^{j\omega n t}$ . Подставив (7) и (8) в уравнения (1) — (6) и заметив, что

$$\begin{aligned} \dot{\delta} &= \sum_{-1}^1 j\omega n \xi_n e^{j\omega n t}; \dot{\delta} \sin \delta = - \sum_{-1}^1 j\omega n C_n e^{j\omega n t}; \\ \dot{\delta} \cos \delta &= \sum_{-1}^1 j\omega n S_n e^{j\omega n t}; \dot{\delta} = -\omega^2 \sum_{-1}^1 n^2 \xi_n e^{j\omega n t}, \end{aligned}$$

получим, приравнивая коэффициенты при экспонентах  $e^{j\omega n t}$ :

$$\begin{aligned} (-\omega^2 n^2 + j\beta\omega n) \xi_n + \omega_0^2 (S_n + U_n + V_n + \\ + W_n) &= \Delta_{0n} \omega_0^2 \sin \delta_0 + f_{Tn} + \Delta_{1n} \frac{a_f}{2j}^*, \\ (j\omega n + \lambda) \eta_n + j\omega n \mu_3 \eta_{1q, n} + j\omega n \mu_1 C_n &= \lambda F_n, \\ (j\omega n + \lambda_1) \eta_{1q, n} + j\omega n \mu_4 \eta_n + j\omega n \mu_1 C_n &= 0, \\ (j\omega n + \lambda_2) \eta_{1d, n} + j\omega n \mu_2 S_n &= 0, \\ (j\omega n + \lambda_3) \zeta_n &= \lambda_3 \sum_{\Pi} [K_{0\Pi} (\Pi_n \Delta_{0n} - \Pi_{00}) + \\ + j\omega n K_{1\Pi} \Pi_n - \omega^2 n^2 K_{2\Pi} \Pi_n + \dots] \frac{\lambda_{4\Pi}}{j\omega n + \lambda_{4\Pi}}, \\ (j\omega n + \lambda_5) (j\omega n + \lambda_6) f_{Tn} &= \lambda_5 \lambda_6 \left[ -\frac{j\omega n}{\delta_p} + \right. \\ \left. + \frac{\lambda_7}{j\omega n + \lambda_7} (-\omega^2 n^2 K_{2T} - j\omega^3 n^3 K_{3T}) \right] \xi_n. \end{aligned} \quad (9)$$

В одночастотном приближении нужно в уравнениях (9) оставить только составляющие с  $n=0$  и  $n=1$ .

Положив  $n=0$ , получим систему уравнений для постоянных составляющих:

\* Здесь  $\Delta_{0n}, \Delta_{1n}$  — символы Кронекера.

$$\left. \begin{aligned} \omega_0^2 (S_0 + U_0 + V_0 + W_0) &= \omega_0^2 \sin \delta_0, \\ \eta_0 = b_0 = F_0, \eta_{1q, 0} = \eta_{1d, 0} = f_{T0} &= 0, \\ \zeta_0 = c_0 = \sum_{\Pi} K_{0\Pi} (\Pi_0 - \Pi_{00}). \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Положив  $n=1$ , получим систему уравнений для 1-й гармоники:

$$\left. \begin{aligned} (-\omega^2 + j\beta\omega) \xi_1 + \omega_0^2 (S_1 + U_1 + V_1 + W_1) &= \\ &= \frac{a_f}{2j} + f_{T1}, \\ (j\omega + \lambda) \eta_1 + j\omega \mu_3 \eta_{1q, 1} &= -j\omega \mu_1 C_1 + \lambda F_1 (\zeta_1), \\ j\omega \mu_4 \eta_1 + (j\omega + \lambda_1) \eta_{1q, 1} &= -j\omega \mu_1 C_1, \\ (j\omega + \lambda_2) \eta_{1d, 1} &= -j\omega \mu_2 S_1, \\ \zeta_1 &= \sum_{\Pi} W'_{\Pi} (j\omega) \Pi_1, \\ f_{T1} &= \frac{1}{T_J} W_T (j\omega) \xi_1. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Здесь  $W'_{\Pi} (j\omega)$  и  $W_T (j\omega)$  — комплексные коэффициенты усиления АРВ и АРС, имеющие выражения:

$$\begin{aligned} W'_{\Pi} (j\omega) &= \frac{\lambda_3 \lambda_4 \Pi}{(j\omega + \lambda_3)(j\omega + \lambda_4 \Pi)} (K_{0\Pi} + j\omega K_{1\Pi} - \\ &- \omega^2 K_{2\Pi} - j\omega^3 K_{3\Pi} + \dots); \\ W_T (j\omega) &= \frac{\lambda_5 \lambda_6}{(j\omega + \lambda_5)(j\omega + \lambda_6)} \left( -j \frac{\omega}{\delta_p} - \right. \\ &\left. - \omega^2 K_{2T} - j\omega^3 K_{3T} \right). \end{aligned}$$

Три уравнения (10) и двенадцать уравнений (11) (двенадцать, поскольку (11) являются уравнениями относительно комплексных величин) определяют пятнадцать неизвестных величин: постоянные составляющие  $a_0, b_0, c_0$ , шесть амплитуд  $a_1, b_1, b_{1q}$  и т. д. и шесть фаз колебаний  $\varphi_a, \varphi_b, \varphi_c$  и т. д.

При определении параметров вынужденных колебаний частота  $\omega$  задана, а фазу внешней силы можно считать равной нулю. Системы уравнений (10) и (11) оказываются взаимосвязанными, что отражает особенности нелинейных систем, для которых принцип суперпозиции не справедлив.

Для фиксированной амплитуды колебаний уравнения (10) и (11) являются системой линейных трансцендентных алгебраических неоднородных уравнений, решение которых возможно методом последовательных приближений. Решение значительно упрощается, если записать уравнения (10) и (11) в виде двух уравнений, имеющих формальный вид такой же, как и для нерегулируемой электрической системы [Л. 7]:

$$(1 + F_0) \sin a_0 = \frac{1}{J_0 (a_1)} [\sin \delta_0 + B(a_0, a_1, \omega)]. \quad (12)$$

$$-\omega^2 + j\omega \beta_0 (a_0, a_1, c_1, \omega) + \\ + \omega^2 (a_0, a_1, c_1, \omega) = \frac{a_f}{a_1} e^{-j\varphi_a}. \quad (13)$$

Здесь коэффициент  $B$  является функцией параметров контуров ротора, АРВ, амплитуды и частоты:

$$B = \operatorname{Re} \{ [L_d (j\omega) - L_q (j\omega)] J_1^2 (a_1) \sin 2a_0 - \\ - E_1 (j\omega) a_1 J_1 (a_1) \cos a_0 \}. \quad (14)$$

В уравнение (13) введены понятия эквивалентной собственной частоты и эквивалентного коэффициента затухания, являющиеся сложными функциями, имеющими следующий вид:

$$\omega_3^2 = \omega_0^2 \left\{ (1 + F_0) \tilde{S}_1 + \operatorname{Re} \left[ L_d(j\omega) (S_0 - \tilde{S}_2) \tilde{C}_1 - L_q(j\omega) (C_0 - \tilde{C}_2) \tilde{S}_1 + E_1(j\omega) (S_0 - \tilde{S}_2) + \frac{1}{T_J \omega_0^2} W_T(j\omega) \right] \right\}, \quad (15)$$

$$\beta_3 = \beta + \frac{\omega_0^2}{\omega} \operatorname{Im} \left[ -L_d(j\omega) \tilde{C}_1^2 - L_q(j\omega) \tilde{S}_1^2 - E_1(j\omega) \tilde{C}_1 + \frac{W_T(j\omega)}{\omega_0^2 T_J} \right]. \quad (16)$$

Выражения (14)–(16) получены заменой переменных  $\eta_1, \eta_{1q}, \eta_{1d}$  через  $\xi_1$  с введением комплексных коэффициентов усиления  $L_d(j\omega), L_q(j\omega), E_1(j\omega)$ , выражения которых приведены в приложении 2 и пояснены структурной схемой (рис. 5). Комплексные коэффициенты усиления  $L_d(j\omega)$  и  $L_q(j\omega)$  отражают параметры контуров ротора нерегулируемой синхронной машины в режиме малых колебаний и подробно проанализированы в [Л. 7].

Понятие комплексного коэффициента усиления  $E_1(j\omega, a_0, a_1)$ , обусловленного автоматическим регулированием возбуждения и определяемого параметрами контуров ротора, законом регулирования и настройкой АРВ несколько условно, так как он зависит от амплитуды колебаний. Выражение  $E_1(j\omega)$  для малых колебаний было введено в [Л. 8]. Коэффициенты  $F_0$  — постоянная составляющая и  $q = \frac{F_1}{c_1}$  — коэффициент гармонической линеаризации приведены в приложении 2.

Представление периодических решений системы уравнения (1)–(6) в виде эквивалентного уравнения (13) второго порядка приводит к замене системы с несколькими собственными частотами колебаний одночастотной системой. Принципиально можно найти с помощью выражения (15) все собственные частоты колебаний и, подставляя полученное значение частоты в (16), найти соответствующие значения коэффициента затухания.

Однако такое представление особенно целесообразно для характеристики больших электромеханических колебаний автоматически регулируемой системы, так как они имеют много общего с нерегулируемой электрической системой, качественные особенности которой исследованы в [Л. 7 и 9].

Уравнение (12) определяет зависимость средней точки колебания угла от амплитуды  $a_0(a_1)$ , имеющую вид, представленный на рис. 1. При некоторых значениях  $a_0 = a_{0\text{кр}}$  и  $a_1 = a_{1\text{кр}}$  действительное решение уравнения (12) перестает существовать. В соответствии с этим большие вынужденные колебания в электрической системе возможны, если выполняются условия существования периодических решений.

$$a_0 < a_{0\text{кр}}, \quad a_1 < a_{1\text{кр}}. \quad (17)$$

Нарушение условия (17) приводит к нарушению устойчивости параллельной работы синхронных машин.

Поведение электрической системы при приложении внешней периодической силы характеризуется резонансной кривой, устанавливающей зависимость вынужденных колебаний  $a_1$  от частоты внешней силы заданной амплитуды  $a_f$ .

Для определения резонансных раскачиваний синхронно работающих машин нужно рассмотреть приложение внешней силы с частотой, близкой к собственной частоте электромеханических колебаний, и определять резонансную кривую, решая уравнение (13).

Приравняв модули левой и правой части уравнения (13), запишем:

$$(\omega_3^2 - \omega^2)^2 + (\omega \beta_3)^2 = \left( \frac{a_f}{a_1} \right)^2. \quad (18)$$

Решив (18) относительно  $\omega^2$ , получим уравнение резонансной кривой в виде:

$$\omega^2 = \omega_c^2(a_1) \pm \sqrt{\left( \frac{a_f}{a_1} \right)^2 - (\omega_3 \beta_3)^2 + \frac{\beta_3^4}{4}}, \quad (19)$$

где  $\omega_c^2(a_1)$  — функция, носящая название скелетной кривой и равная

$$\omega_c^2(a_1) = \omega_3^2 - \frac{\beta_3^2}{2}. \quad (20)$$

Выражение (19) не является явным решением уравнения (18), так как в правой части имеются  $\omega_3$  и  $\beta_3$ , зависящие от частоты. Однако такая запись удобна для определения  $\omega$  методом последовательных приближений. Последовательные приближения быстро сходятся, если правая часть (19) представляет собой медленно меняющуюся функцию частоты, что практически всегда выполняется.

Построение резонансной кривой проводится следующим образом. Пользуясь заранее рассчитанными зависимостями  $\omega_3(a_1)$  и  $\beta_3(a_1)$ , строим в координатах  $\omega, a_1$  скелетную кривую по (20). Далее для фиксированного значения  $a_f$  задаемся рядом дискретных значений  $a_1$ , рассчитываем второе слагаемое правой части (19) и откладываем полученные значения вправо и влево от скелетной кривой. Характер резонансной кривой зависит (рис. 2) от амплитуды  $a_f$  внешней силы. При малых амплитудах она соответствует амплитудно-частотной характеристике линейной системы [Л. 8]. С увеличением  $a_f$  резонансная кривая деформируется и верхняя часть ее изгибаются в сторону меньших частот. Максимумы резонансных кривых находятся на пересечении их со скелетной кривой до некоторого значе-

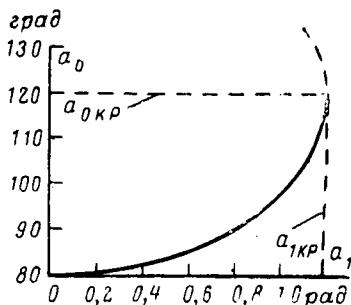


Рис. 1. Зависимость  $a_0(a_1)$ , рассчитанная для автоматически регулируемой электрической системы при  $\delta_0 = 80^\circ; K_{0\delta} = 1$ ;  $F_0 = K_{0\delta} (a_0 - \delta_0)$ .

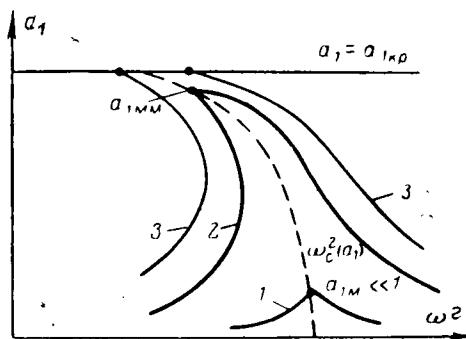


Рис. 2. Деформация резонансной кривой при изменении амплитуды внешней силы. 1 — соответствует амплитудно-частотной характеристике линейной системы; 2 — при  $a_f = a_{fM}$ ; 3 — при  $a_f > a_{fM}$ .

ния внешней силы, условно обозначенной  $a_{fM}$ . При превышении  $a_f > a_{fM}$  резонансная кривая терпит разрыв и ее ветви кончаются при  $a_1 = a_{1kp}$ . При параметрах внешней силы, соответствующих точке пересечения резонансной кривой и прямой  $a_1 = a_{1kp}$ , наступает нарушение устойчивости параллельной работы синхронных машин.

Для нахождения максимумов резонансных кривых достаточно приравнять нулю подкоренное выражение (19), которое при  $\frac{\beta^2}{2} \ll \omega^2$ , запишем так:

$$a_f = a_{1M} \omega \beta. \quad (22)$$

Здесь  $\omega$  и  $\beta$  являются сложными функциями  $a_0$ ,  $a_1$  и должны быть заранее вычислены по (15) и (16) для каждого значения  $\delta_0$ . Функция (22) должна быть рассчитана и построена в координатах  $a_{1M}$ ,  $a_f$ . Ее максимум обычно наступает при  $a_{1M} \leq a_{1kp}$ . Координаты максимума функции (22) обозначим  $a_{fM}$  и  $a_{1MM}$ , где  $a_{fM}$  — максимально допустимая амплитуда внешней силы, вплоть до которой в данной системе с заданными параметрами исходного режима не произойдет нарушения устойчивости ни при одном значении частоты.

При  $a_f > a_{fM}$  в электрической системе возможно нарушение устойчивости вынужденных колебаний либо только при медленном снижении частоты, либо (при большем значении  $a_f$ ) как при медленном увеличении, так и при медленном снижении частоты.

Совокупность значений  $a_f$  (амплитуды внешней силы) и  $\delta_0$  (характеризующего исходные режимы, при которых устойчивость параллельной работы синхронных машин не будет нарушена ни при одной частоте внешней силы) определяет область устойчивости больших вынужденных колебаний (рис. 3). Область устойчивости больших вынужденных колебаний позволяет определить необходимый запас статической устойчивости электрической системы, в которой имеются периодические внешние силы заданной амплитуды.

**Пути уменьшения необходимого запаса устойчивости.** Зависимость эквивалентной собственной частоты электромеханических колебаний от исходного режима и амплитуды колебаний определяет диапазон существенных частот ( $\omega_{\min} < \omega < \omega_{\max}$ ) внеш-

ней силы, при которой в данной электрической системе могут развиваться наиболее опасные резонансные явления. При заданной амплитуде внешней силы необходимый запас устойчивости заданного режима можно уменьшить, улучшив демпфирование вынужденных колебаний путем обеспечения наибольшего коэффициента  $\beta$  в этом диапазоне частот.

Чтобы рассмотреть пути увеличения  $\beta$ , проанализируем выражение (16). Первые три слагаемые (16) определяют  $\beta$  нерегулируемой синхронной машины при учете электромагнитных переходных процессов в контурах ротора, подробно проанализированный в [Л. 7]. Два последних слагаемых определяют составляющие  $\beta$ , обусловленные автоматическим регулированием возбуждения ( $\beta_{APB}$ ) и регулированием скорости ( $\beta_{APC}$ ).

Рассмотрим выражение составляющей, обусловленной APB:

$$\beta_{APB} = \omega_0^2 \frac{\text{Im}}{\omega} E_1(j\omega, a_0, a_1) \frac{2J_1(a_1)}{a_1} \sin a_0. \quad (23)$$

Здесь комплексный коэффициент усиления  $E_1(j\omega, a_0, a_1)$  является (приложение 2) сложной функцией параметров продольных контуров ротора и возбудителя, параметров и закона регулирования и настройки APB:

$$E_1(j\omega, a_0, a_1) = [M_1(j\omega) + \\ + M_2(j\omega)] q \sum_{\Pi} W'_{\Pi}(j\omega) B_{\Pi}(j\omega, a_0, a_1). \quad (24)$$

Выражение (23) показывает, что демпфирование колебаний увеличивается с увеличением  $\frac{\text{Im}}{\omega} E_1(j\omega, a_0, a_1) = \frac{1}{\omega} |E_1| \sin(\arg E_1)$ . Если  $\arg E_1(j\omega, a_0, a_1) > 0$ , т. е. колебания э. д. с. опережают колебания угла  $\delta$ , то демпфирование, обусловленное APB, положительно; при  $\arg E_1(j\omega, a_0, a_1) < 0$  эта составляющая  $\beta$  коэффициента затухания отрицательна.

Оптимальные условия гашения колебаний наступают, когда величина (23) в области существенных частот максимальна. С этой точки зрения задача автоматического регулирования возбуждения может быть определена как задача такого управления вынужденной составляющей электродвижущей силы, при котором угол опережения ее колебания по отношению к электромеханическим колебаниям ротора синхронной машины в диапазоне существенных частот приближался бы к  $\frac{\pi}{2}$ , а модуль комплексного коэффициента  $E_1(j\omega, a_0, a_1)$  был бы максимальным<sup>1</sup>.

Эти требования, выраженные в виде задания амплитудно-фазовых частотных характеристик системы автоматического регулирования возбуждения, могут лежать в основу синтеза закона регулирования APB, обеспечивающего минимально необходимый запас устойчивости послеаварийного режима. Задачу выбора закона регулирования возбуждения в зависимости от быстродействия системы возбуждения в общем виде удается решить для случая регули-

<sup>1</sup> Применительно к малым колебаниям аналогичное условие сформулировано в [Л. 13].

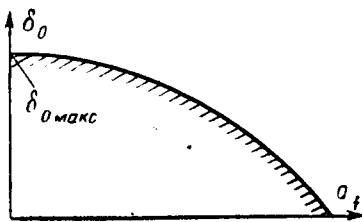


Рис. 3. Область устойчивости больших вынужденных колебаний.

Значение  $\delta_{0\max} > \frac{\pi}{2}$  соответствует

максимуму статической моментно-угловой характеристики автоматически регулируемой системы. Вне области устойчивости, вблизи границы, лежит зона, в которой нарушение устойчивости возможно только при медленном снижении частоты.

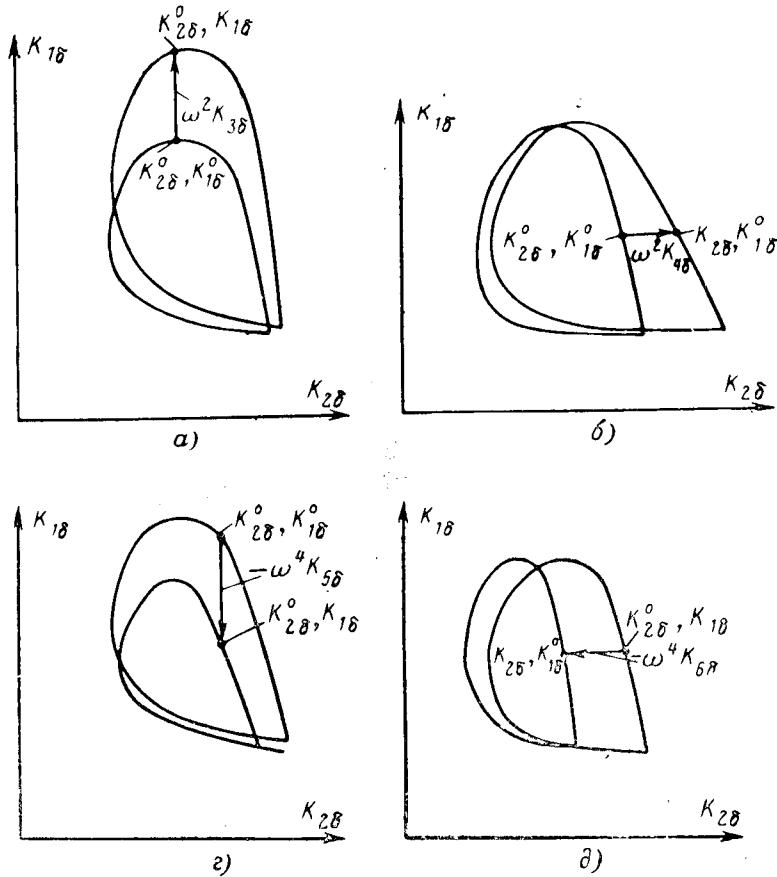


Рис. 4. Деформация области статической устойчивости при введении высших производных.  
а — при введении третьей производной; б — четвертой производной; в — пятой производной; г — при введении шестой производной угла  $\delta$ .

рования по углу и его производным в предположении отсутствия магнитной связи обмотки возбуждения с продольным демпферным контуром. В этом предположении

$$B_\delta = 1, M_2(j\omega) = 0; M_1(j\omega) = \frac{\lambda}{j\omega + \lambda}.$$

Учтя еще, что в диапазоне существенных частот для крупных синхронных машин обычно справедливо соотношение  $\lambda^2 \ll \omega^2$ , и, следовательно,  $M_1(j\omega) = -j \frac{\lambda}{\omega}$ , запишем:

$$\lim_{\omega} E_1(j\omega) = -\lambda_q \frac{1}{\omega^2} \operatorname{Re} W'_\delta(j\omega). \quad (25)$$

Рассмотрим АРВ сильного действия с использованием производных от первой до шестой. Для этого случая правая часть (25) запишется следующим образом:

$$-\frac{\lambda_q}{\omega^2} \operatorname{Re} W'_\delta(j\omega) = \frac{\lambda_q \left( -\frac{K_{0\delta}}{\omega^2} + K_{2\delta} - K_{4\delta} \omega^2 + K_{6\delta} \omega^4 \right) \left( 1 - \frac{\omega^2}{\lambda_3 \lambda_4} \right) + \left( K_{3\delta} \omega - \frac{K_{1\delta}}{\omega} - K_{5\delta} \omega^3 \right) \left( \frac{\omega}{\lambda_3} + \frac{\omega}{\lambda_4} \right)}{1 + \omega^2 \left( \frac{1}{\lambda_3^2} + \frac{1}{\lambda_4^2} + \frac{\omega^2}{\lambda_3^2 \lambda_4^2} \right)}. \quad (26)$$

Заметим, что первое слагаемое (26) меняет знак в зависимости от соотношения между частотой колебаний и постоянными времени системы возбуждения и регулирования, проходя через нуль при  $\omega^2 = \lambda_3 \lambda_4$ . Поэтому роль регулирования по отклонению, второй, четвертой и шестой производным зависи-

сит от быстродействия системы возбуждения и регулирования. Роль первой, третьей и пятой производных качественно не меняется при изменении частоты и быстродействия системы. Первая и пятая производные создают всегда отрицательный эффект, а третья производная — всегда положительный эффект.

Рассмотрим действие  $K_{0\delta}, K_{2\delta}, K_{4\delta}, K_{6\delta}$  в зависимости от быстродействия системы возбуждения и регулирования. Назовем систему возбуждения и регулирования быстродействующей, если в диапазоне существенных частот соблюдается следующее условие:

$$\omega^2 < \lambda_3 \lambda_4 = \frac{1}{T_e T_p}.$$

При обратном неравенстве будем называть систему возбуждения и регулирования медленнодействующей. При быстродействующей системе воз-

буждения второй множитель первого слагаемого числителя (26) положителен, вследствие чего регулирование по отклонению и четвертой производной оказывают отрицательное, а по второй и шестой производной положительное действие на демпфирование колебаний. При медленнодействующей си-

стеме возбуждения положение меняется — регулирование по отклонению и четвертой производной оказывают положительное, а по второй и шестой — отрицательное действие на демпфирование колебаний.

Таким образом, наиболее распространенный закон регулирования АРВ сильного действия с использованием первой и второй производных угла оказывается тем более эффективным с точки зрения гашения колебаний, чем на более быстродействующей системе возбуждения он реализуется. При  $\omega^2 = \lambda_3 \lambda_4$  существующие АРВ сильного действия неэффективны с точки зрения гашения колебаний. При медленно действующей системе возбуждения они могут привести к самораскачиванию электрической системы, даже в режиме средних нагрузок. Аналогичный вывод сделан в [Л. 10] на основании экспериментальных исследований, проведенных на аналоговых машинах. Демпфированию колебаний при медленно действующей системе возбуждения способствует регулирование по отклонению тем больше, чем больше постоянные времени  $T_e$  и  $T_p$ . Это совпадает с известными способами устранения самораскачивания в применяемых АРВ пропорционального действия.

Вместе с тем оказывается возможным заменить применяемые в существующих АРВ пропорционального действия способы стабилизации введением третьей производной. Целесообразность введения третьей производной была показана в [Л. 11]. Подчеркнем здесь следующее обстоятельство. При оценке целесообразности введения в закон регулирования АРВ сильного действия высших производных (выше второй) следует учитывать их влияние как на демпфирование колебаний, так и на деформацию области устойчивости, построенной в координатах коэффициентов по первой и второй производным. На рис. 4 показана деформация области устойчивости при введении высших производных и приведены наглядные формулы для их построения.

Введение третьей производной приводит как к расширению области устойчивости, так и к увеличению коэффициента затухания. Введение третьей производной особенно целесообразно в случаях, когда, исходя из условия статической устойчивости, необходимо вводить первую производную с большим коэффициентом усиления. Тогда третья производная компенсирует отрицательный эффект демпфирования, вводимый первой производной<sup>2</sup>.

Введение в АРВ сильного действия производных выше третьей нецелесообразно. Четвертая и пятая производные вносят отрицательное демпфирование; шестая производная приводит к нежелательной деформации области устойчивости.

**Влияние демпферных контуров на сделанные выше оценки.** Поперечный демпферный контур не оказывает влияния на составляющую демпферного коэффициента, обусловленную АРВ. Продольный демпферный контур, магнитно связанный с регулируемой обмоткой возбуждения, оказывает влияние на демпфирующую действие АРВ. Это влияние

<sup>2</sup> С точки зрения демпфирования колебаний целесообразно вводить отрицательный коэффициент по первой производной в случаях, когда это не противоречит условию статической устойчивости.

можно оценить с помощью амплитудно-фазовой частотной характеристики, построенной в диапазоне существенных частот по комплексному коэффициенту усиления [см. формулу (24)].

$$A(j\omega) = [M_1(j\omega) + M_2(j\omega)] \left(1 + j \frac{\omega}{\lambda}\right).$$

Раскрыв выражения  $M_1(j\omega)$  и  $M_2(j\omega)$ , получим:

$$A(j\omega) = \frac{(\lambda + j\omega) [\lambda\omega(1 - \mu_4) + \lambda_1]}{-\omega^2 \sigma'_{f1d} + \lambda\lambda_1 + j\omega(\lambda + \lambda_1)}.$$

Параметры демпферных контуров крупных синхронных машин меняются в довольно широком диапазоне, поэтому  $A(j\omega)$  можно оценить, лишь проводя численные расчеты. Если аргумент комплексного коэффициента  $A(j\omega)$  в диапазоне существенных частот невелик, то все качественные выводы относительно влияния закона регулирования на демпфирование колебаний будут справедливы и в случае учета продольной демпферной обмотки. Количественно составляющая демпферного коэффициента, обусловленная АРВ, изменится пропорционально модулю  $A(j\omega)$ .

Если же фаза  $A(j\omega)$  велика, то могут измениться и качественные выводы, сделанные без учета продольной демпферной обмотки.

**Влияние параметров регулирования на оценки**, проведенные при регулировании по углу. В этих случаях, в соответствии с (24), комплексный коэффициент усиления АРВ  $W'_{\Pi}(j\omega)$  множится на комплексный коэффициент усиления  $B_{\Pi}(j\omega, a_0, a_1)$ , принимающий различные значения (приложение 2) для различных параметров регулирования. Если фазочастотная характеристика  $B_{\Pi}(j\omega, a_0, a_1)$  в диапазоне существенных частот близка к нулю, то качественные выводы о влиянии закона регулирования на демпфирование колебаний остаются теми же, что и при регулировании по углу. Величина амплитудно-частотной характеристики в указанном диапазоне частот  $|B_{\Pi}(j\omega, a_0, a_1)|$  повлияет лишь на количественную оценку составляющей демпферного коэффициента, обусловленной действием АРВ.

При некотором допущении, заключающемся в предположении  $\frac{a_1^2}{8} \ll 1$ , при отсутствии АРС и демпферных контуров комплексный коэффициент усиления  $B_{\Pi}(j\omega, a_0, a_1)$  для режимных параметров  $\Pi = \Delta U_r$  и  $\Pi = \delta_{U_r}$  можно записать так:

$$B_{\Pi}(j\omega, a_0, a_1) = B_{1\Pi}(a_0, a_1) + \\ + B_{2\Pi}(a_0, a_1) \left[ \frac{\omega^2}{\omega_0^2 S_0} - (1 + F_0) \frac{\tilde{S}_1}{S_0} \right] - \\ - j B_{2\Pi}(a_0, a_1) \frac{\omega}{\omega_0^2 S_0} \beta.$$

Обычно  $\frac{\omega\beta}{\omega_0^2} \ll 1$  мало, и поэтому аргумент вектора  $B_{\Pi}(j\omega, a_0, a_1)$  близок к нулю. Проведение более тщательного анализа требует построения амплитудно-

фазовых частотных характеристик в диапазоне существенных частот (по формулам приложения 2).

Рассмотрим выражение составляющей эквивалентного коэффициента затухания, обусловленной действием АРС:

$$\beta_{\text{зарс}} = \frac{1}{T_J} \frac{\text{Im}}{\omega} \left[ \frac{j\omega\lambda_5\lambda_6}{(j\omega + \lambda_5)(j\omega + \lambda_6)\delta_p} + \right. \\ \left. + \frac{\lambda_5\lambda_6\lambda_7(-\omega^2 K_{2T} - j\omega^3 K_{3T})}{(j\omega + \lambda_5)(j\omega + \lambda_6)(j\omega + \lambda_7)} \right]. \quad (27)$$

Учтя, что обычно  $T_5 \approx T_6 \approx 0,3$  сек,  $T_7 = 0,06$  сек, в силу чего в диапазоне существенных частот  $\lambda_7^2 \gg \omega^2$ , запишем предыдущее выражение следующим образом:

$$\beta_{\text{зарс}} = -\frac{1}{T_J} \left\{ \frac{1}{\delta_p} \left( 1 - \frac{\omega^2}{\lambda_5\lambda_6} \right) + \omega^2 K_{2T} \left( \frac{1}{\lambda_5} + \right. \right. \\ \left. + \frac{1}{\lambda_6} + \frac{1}{\lambda_7} - \frac{\omega^2}{\lambda_5\lambda_6\lambda_7} \right) + \omega^2 K_{3T} \left[ \omega^2 \left( \frac{1}{\lambda_5\lambda_6} + \frac{1}{\lambda_5\lambda_7} + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{1}{\lambda_6\lambda_7} \right) - 1 \right] \right\}. \quad (28)$$

Выражение (28) показывает, что положительный демпфирующий эффект оказывает регулирование скорости по второй производной угла при частотах  $\omega^2 < \frac{T_5 + T_6 + T_7}{T_5 T_6 T_7} \approx 100$ ; по третьей производной угла

при частотах  $\omega^2 > \frac{1}{T_5 T_6 + T_5 T_7 + T_6 T_7} \approx 10$ ; статизм моментно-угловой характеристики турбины при частотах  $\omega^2 < \lambda_5\lambda_6 \approx 10$ .

Если диапазон существенных частот лежит в пределах  $\omega^2 = 25-100$ , то статизм моментно-угловой характеристики оказывает отрицательное, а регулирование по второй и третьей производным — положительное влияние на демпфирование колебаний. Таким образом, влияние статизма моментно-угловой характеристики на демпфирование колебаний может быть как положительным, так и отрицательным в зависимости от соотношения между постоянными времени инерционных элементов АРС и частотой колебаний. Вывод о положительном влиянии регулирования скорости по производным на демпфирование колебаний совпадает с результатами, изложенными в [Л. 12]. Здесь надо лишь дополнительно отметить, что введение в АРС производных можно рассматривать как мероприятие по увеличению запаса устойчивости послеаварийного режима, в котором допускается длительное воздействие периодических внешних сил.

**Выводы.** 1. Приближенное периодическое решение нелинейных дифференциальных уравнений, описывающих автоматически регулируемую электрическую систему, позволяет построить область устойчивости больших вынужденных колебаний. С помощью этого можно оценить запас статической устойчивости послеаварийного режима при заданной амплитуде внешней периодической силы, представляющей в некоторой идеализации длительный асинхронный ход части синхронных машин. Вопросы точности этих оценок являются предметом специального исследования.

2. Приведение системы уравнений для 1-й гармоники к уравнению второго порядка позволяет ввести понятия эквивалентной собственной частоты

электромеханических колебаний и эквивалентного коэффициента затухания, являющиеся сложными функциями частоты, амплитуды колебаний, исходного режима, параметров системы и регулирования.

3. Рассмотрение составляющих эквивалентного коэффициента затухания, определяемых автоматическим регулированием, позволяет рекомендовать законы регулирования скорости и возбуждения (в зависимости от быстродействия систем возбуждения и регулирования), уменьшающие минимально необходимый коэффициент запаса статической устойчивости послеаварийного режима.

#### Приложение 1. Принятые обозначения.

$\delta$  — угол сдвига ротора синхронной машины относительно напряжения приемной системы;

$\beta = \frac{P_d}{T_J}$  — коэффициент механического демпфирования агрегата;

$$e_q = \frac{E_q - E_{q0}}{E_{q0}}; e_{1q} = \frac{i_{1d}x_{a1d}}{E_{q0}}, e_{1d} = -\frac{i_{1q}x_{a1q}}{E_{q0}} \frac{x_d}{x_q},$$

$$e_{qe} = \frac{E_{qe} - E_{q0}}{E_{q0}} = \frac{\Delta U_f}{r_f E_{q0}} x_{afd}$$

— относительные значения э. д. с., обусловленных наложенными в режиме установившихся колебаний токами в обмотке возбуждения ( $e_q$ ), продольной ( $e_{1d}$ ), поперечной ( $e_{1q}$ ) демпферных обмотках, вынужденной составляющей тока возбуждения ( $e_{qe}$ ),

где  $E_{q0} = \frac{U_{f0}}{r_f} x_{afd}$  — э. д. с. исходного режима, заданная посторонним источником;

$\omega_0^2 = \frac{E_{q0}U}{T_J x_d}$  — собственная частота малых колебаний ненагруженной синхронной машины;

$$\lambda = \frac{1}{T'_d}, \lambda_1 = \frac{1}{T_{1d}}, \lambda_2 = \frac{1}{T_{1q}}, \mu = \frac{U}{E_{q0}} \frac{x_{afd}^2}{x_d x'_{ffd}},$$

$$\mu_1 = \frac{U}{E_{q0}} \frac{x_{a1d}^2}{x_d x'_{11d}}, \mu_2 = \frac{U}{E_{q0}} \frac{x_d}{x_q^2} \frac{x_{a1q}^2}{x'_{11q}},$$

$$\mu_3 = \frac{x'_{ffd}}{x'_{ffd}} \frac{x_{afd}}{x_{a1d}}, \mu_4 = \frac{x'_{ffd}}{x'_{11d}} \frac{x_{a1d}}{x_{afd}},$$

$$\mu_5 = \frac{U x_d}{E_{q0}} \left( \frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right);$$

$\sigma'_{ffd} = 1 - \mu_3 \mu_4$  — коэффициент рассеяния между обмоткой возбуждения и продольным демпферным контуром.

Знаком «штрих» сверху снабжены эквивалентные значения реактивных сопротивлений контуров ротора при замкнутой на внешнее сопротивление обмотке статора, определяемые по формулам:

$$x'_{ffd} = x_{ffd} - \frac{x_{afd}^2}{x_d}; x'_{11d} = x_{11d} - \frac{x_{a1d}^2}{x_d};$$

$$x'_{11q} = x_{11q} - \frac{x_{a1q}^2}{x_q}; x'_{ffd} = x_{ffd} - \frac{x_{afd} x_{a1d}}{x_d}.$$

$T'_d, T_{1d}, T_{1q}$  — постоянные времени контура возбуждения, продольного и поперечного демпферных контуров при замкнутой на внешнее сопротивление обмотке статора, вычисляемые по формулам:

$$T'_d = T_{d0} \frac{x'_{ffd}}{x_{ffd}}; T_{1d} = T_{1d0} \frac{x'_{11d}}{x_{11d}}; T_{1q} = T_{1q0} \frac{x'_{11q}}{x_{11q}}.$$

$$\lambda_3 = \frac{1}{T_e}; \lambda_{4\Pi} = \frac{1}{T_{p\Pi}},$$



$$B_{2\Delta U_r} = \frac{\gamma' \gamma^2}{U_{00}} [C_0 + \gamma' (1 + F_0)];$$

$$B_{1U_1} = 1 - \frac{\gamma^2}{U_{00}^2} [1 + \gamma' \tilde{S}_1 (1 + F_0)];$$

$$B_{2U_1} = \gamma' \left( \frac{\gamma}{U_{00}} \right)^2 S_0; \quad \gamma = \frac{U x_d}{x_{d\sigma}};$$

$$\gamma' = \frac{E_{q0}}{U} \frac{x_c}{x_d}.$$

### Литература

- Соловьев С. А. и Соколов Н. И., Влияние нарушений режима приемной системы на устойчивость дальних электропередач, Труды ВНИИЭ, 1959, вып. 10.
- Веников В. А. и др., Сильное регулирование возбуждения, Госэнергоиздат, 1963.
- Соловьев С. А., Режимы электропередач 400—500 кв, 1967.
- Мамиконянц Л. Г. и др., О нарушении устойчивости в энергосистеме вследствие асинхронного режима по одной из электропередач, «Электричество», 1966, № 6.
- Соловьев С. А. и др., Режимные испытания на Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС и электропередаче

Волгоград — Москва, сб. «Устойчивость и надежность энергосистем СССР», изд-во «Энергия», 1964.

6. Мамиконянц Л. Г. и др., Обобщение опыта применения в энергосистемах асинхронных режимов, «Электричество», 1965, № 6.

7. Литкенс И. В., Большие колебания синхронной машины при учете переходных процессов в контурах ротора, Известия АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1968, № 4.

8. Веников В. А. и Литкенс И. В., Математические основы теории автоматического управления режимами электросистем, изд-во «Высшая школа», 1964.

9. Литкенс И. В., Большие колебания в электрических системах, Известия АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1967, № 5.

10. Пищикков В. И. и Соколов Н. И., Влияние сильного регулирования возбуждения на устойчивость параллельной работы синхронных генераторов, Труды ВНИИЭ, 1959, вып. 9.

11. Веников В. А. и др., Регулирование сильного действия, осуществляющее с применением третьей и четвертой производных абсолютного угла, «Электричество», 1964, № 3.

12. Веников В. А. и др., Регулирование турбины как средство улучшения переходных процессов электрических систем, «Электричество», 1967, № 2.

13. Урусов И. Д., Линейная теория колебаний синхронной машины, Изд-во АН СССР, 1960.

{6.9.1968}



УДК 621.311.1.004.18

## Исследование режимов электроснабжения промышленных предприятий

Инж. П. И. ГОЛОВКИН

Московский инженерно-экономический институт  
им. С. Орджоникидзе

**Введение.** Постоянно расширяющаяся сфера применения электрической энергии в промышленности, на транспорте, в сельском хозяйстве и коммунально-бытовыми потребителями приводит к необходимости систематического наращивания электрических мощностей на станциях, к развитию сетей, укрупнению энергетических объединений и созданию единой энергетической системы страны.

Указанные задачи решаются за счет увеличения единичной мощности генераторов и сооружения мощных межсистемных линий передач сверхвысоких напряжений (500, 750 кв, а в перспективе 1 200 кв и выше).

В связи с этим приобретает особую значимость проблема надежности оборудования.

К сожалению, практически нельзя обеспечить абсолютную безаварийность работы сложных энергетических сооружений.

При авариях в системах происходит снижение располагаемой электрической мощности и нередко приходится немедленно проводить режимные мероприятия по регулированию электроснабжения потребителей. Благодаря использованию суммарного резерва мощности в объединенной энергоси-

стеме разгрузка осуществляется в значительно меньших размерах по сравнению с потерянной мощностью, однако по абсолютному значению отключаемая нагрузка потребителей составляет десятки и даже сотни тысяч киловатт. Например, в связи с одним из аварийных отключений ЛЭП 500 кв разгрузка энергосистемы длилась 1 ч 17 мин, что привело к отключению нагрузки 398,9 тыс. квт.

Дефицит мощности и энергии возникает также при недостатке гидроресурсов в засушливые годы или в связи с перебоями в поставке топлива на тепловые электростанции.

Разгрузка энергосистемы проводится путем отключения электроустановок потребителей или ограничения отпуска им электроэнергии. В том и другом случае нарушается нормальный производственный процесс потребителей и наносится соответствующий материальный ущерб. Свести ущерб к минимуму — задача большого государственного значения.

Решение этой задачи в настоящее время затруднено из-за отсутствия руководящих указаний и единой методики оценки рассматриваемого ущерба, а также в связи с недостаточно конкретной

классификацией потребителей по степени надежности электроснабжения в действующих электротехнических правилах.

В целом проблема количественной оценки ущерба от перерывов электроснабжения исследована весьма слабо.

В имеющихся на эту тему работах [Л. 1—5] ущерб рассматривается только с точки зрения необходимости резервирования схем электроснабжения промпредприятий. О необходимости оценки ущерба для определения условий оптимального ограничения потребителей при недостатке мощности или энергии в энергосистеме лишь упоминается в отдельных работах. Исследования же в этом направлении не проводились.

В указанных работах значение удельного ущерба определяется на недоотпущеный за время перерыва киловатт-час. Но этот показатель в полной мере не раскрывает зависимость ущерба от проводимых энергосистемой режимных мероприятий по регулированию электроснабжения потребителей при недостатке мощности или энергии и не отвечает экономическим принципам, положенным в основу построения тарифов на электроэнергию и взаимоотношений между энергосистемой и потребителями.

Нарушение электроснабжения потребителей со стороны системы, как отмечено выше, может быть вызвано двумя причинами:

- а) недостатком мощности;
- б) недостатком энергоресурсов.

При недостатке мощности система вынуждена прибегать к отключениям потребителей, в том числе и без предупреждения при внезапно возникшем недостатке. При дефиците энергоресурсов потребители ограничиваются в электропотреблении с обязательным предварительным предупреждением об этом.

Разные по цели режимные мероприятия вызывают различные по виду и значению убытки народного хозяйства. В связи с этим целесообразно расчленить ущерб на составляющие, одна из которых соответствует недоотпуску электроэнергии, а другая — отключению мощности. Это расчленение отвечает принятой структуре ценообразования на электроэнергию и договорным отношениям между энергосистемой и потребителями об условиях электроснабжения и о расчетах за электрическую энергию.

Тарифы на электроэнергию для промышленных потребителей состоят из основной платы за присоединенную мощность или нагрузку в часы суточного максимума и дополнительной платы за потребленное количество электроэнергии.

Такое построение тарифов принято на основании того, что основная и дополнительная платы по-разному влияют на экономичность работы потребителей и системы.

Основная плата стимулирует улучшение использования электрической мощности потребителей, а дополнительная плата — экономию электроэнергии. Плата за мощность, таким образом, непосредственно оказывается на рентабельности энергосистемы и должна способствовать более полному использованию присоединенных мощностей. Она от-

2\*

ражает ответственность за отключение установок потребителей по вине системы.

В связи с этим требуется конкретизировать материальную ответственность энергосистем за нарушение электроснабжения потребителей в «Правилах пользования электрической энергией промышленными потребителями». В настоящее время эта ответственность выражается в том, что энергосистема уплачивает потребителям штраф только за недоотпуск электроэнергии. При этом тарифная стоимость киловатт-часа недоотпущеной электроэнергии принимается по тарифам дополнительной платы (без учета основной платы). За отключенную же мощность потребителей система не несет ответственности. Более того, система продолжает взимать с потребителей плату за присоединенную нагрузку даже в период отключения потребительских установок по вине системы.

Приведенные соображения показывают актуальность рассматриваемой проблемы.

Оптимальному ограничению потребителей при недостатке мощности или энергии, очевидно, будет соответствовать такой режим электроснабжения, который обеспечивает работу энергосистемы в условиях дефицита мощности с наименьшим народнохозяйственным ущербом.

Для определения условий оптимального ограничения было проведено специальное исследование по промышленным предприятиям, потребляющим примерно 70% всей отпускаемой энергосистемой электроэнергии. Именно по этим потребителям проводятся в основном режимные мероприятия по ограничению электроснабжения при дефиците мощности или энергии.

Из рассмотрения были исключены предприятия, не допускающие перерывов электроснабжения, исходя из общественно-политического, оборонного, культурно-просветительского значения этих потребителей для страны или из-за катастрофических последствий таких перерывов.

Возможные режимы ограничения электроснабжения потребителей и методика определения возникающего при этом ущерба. Как сказано выше, энергосистема может испытывать недостаток мощности или электроэнергии. Может иметь место и то и другое одновременно.

Рассмотрим поставленную задачу для трех возможных указанных случаев.

а) Энергосистема испытывает недостаток и мощности и энергии. Рассматриваемый случай является наиболее тяжелым. В этом случае энергосистема вынуждена отключать потребителей и запрещать компенсацию электроэнергии недоотпущеной потребителям за время перерыва после восстановления электроснабжения.

Потребители, таким образом, лишены возможности восполнить производство продукции, недоданной за время перерыва электроснабжения, и несут издержки:

от недоиспользования производственных фондов;

из-за оплаты рабочим за вынужденный простой и возрастания доли общезаводских и общечеховых расходов в себестоимости выпускаемой продукции;

из-за расходов по оплате за заявленную мощность, участвующую в максимуме энергосистемы, или за присоединенную мощность (по прейскуранту тарифов на электрическую энергию, введенному в действие с 1 июля 1967 г.).

Первая часть ущерба, как показано в методике Ш. Ч. Чокина [Л. 1], определяется следующим образом:

$$Y_k = p_n \frac{K}{W_r} P_{\text{от}} \Delta t = p_n \frac{K}{W_r} W_{\text{нед}},$$

где  $K$  — суммарные капитальные затраты предприятия;

$p_n$  — нормативный коэффициент эффективности капитальных затрат;

$W_{\text{нед}}$  — количество недоотпущененной электроэнергии;

$W_r$  — годовое потребление электроэнергии;

$P_{\text{от}}$  — отключенная мощность (нагрузка);

$\Delta t$  — продолжительность нарушения электроснабжения, равная  $\Delta t = t_0 + t_{\text{тех}}$ ;

$t_0$  — продолжительность перерыва электроснабжения;

$t_{\text{тех}}$  — продолжительность наладки технологического процесса после восстановления электроснабжения.

Вторая составляющая ущерба может быть определена через отношение трудоемкости и энергоемкости предприятия:

$$Y_{\Phi} = a_{\text{пр}} \frac{\Phi_r}{W_r} W_{\text{нед}},$$

где  $\Phi_r$  — годовой фонд зарплаты производственного персонала предприятия;

$a_{\text{пр}}$  — постоянный коэффициент, учитывающий особенности издержек предприятия при простое рабочих.

При этом

$$a_{\text{пр}} = a_1 a_2 a_3,$$

где  $a_1$  учитывает уменьшение оплаты рабочим за время простоя (по Кодексу законов о труде); можно принимать  $a_1 = 0,5$ ;

$a_2$  учитывает то, что часть рабочих во время перерыва используется на других работах;  $a_2 = 0,9$ ;

$a_3$  учитывает то, что при отключениях, как правило, сохраняется электроснабжение нагрузок аварийной и технологической брони;  $a_3 = 0,7 - 1$ .

Некоторым возрастанием доли общезаводских и общечеховых расходов в себестоимости выпускаемой продукции можно пренебречь.

Третья составляющая ущерба может быть определена по формуле

$$Y_{\text{o.п}} = \frac{\gamma}{T} P_{\text{от}} \Delta t = \frac{\gamma}{T} W_{\text{нед}},$$

где  $Y_{\text{o.п}}$  — ущерб от основной платы при отключении мощности (нагрузки) энергосистемой;

$\gamma$  — размер годовой платы промпредприятий за один киловатт заявленной мощности, участвующей в максимуме энергосистемы, или за киловольт-ампер присоединенной мощности;

$T$  — число часов работы предприятия в год.

Суммарный ущерб промышленного предприятия ( $Y_{\text{п.п}}$ ), таким образом, при заранее известном дефиците равен:

$$Y_{\text{п.п}} = \left( p_n \frac{K}{W_r} + a_{\text{пр}} \frac{\Phi_r}{W_r} + \frac{\gamma}{T} \right) W_{\text{нед}}. \quad (1)$$

Как отмечалось, целесообразно расчленить ущерб на составляющие, из которых одна определяется недоотпущененной энергией, а другая — отключенной мощностью.

Из формулы (1) находим:

$$Y_{\text{п.п}} = \left( p_n \frac{K}{W_r} + a_{\text{пр}} \frac{\Phi_r}{W_r} \right) W_{\text{нед}} + \frac{\gamma}{T} P_{\text{от}} \Delta t = a W_{\text{нед}} + \frac{\gamma}{T} P_{\text{от}} \Delta t,$$

где  $a$  — удельный ущерб от недоиспользования производственных фондов и оплаты рабочим за вынужденный простой, руб/квт·ч.

Однако в ряде случаев отключение установок потребителей может быть произведено внезапно.

При внезапном отключении может возникнуть дополнительный ущерб, вызванный повреждением оборудования и механизмов, поломкой инструмента, браком продукции, порчей сырья и материалов, нарушением технологических процессов (будем называть перечисленные убытки ущербом от внезапности отключения —  $Y_{\text{вн}}$ ); удельное значение данного вида ущерба обозначим через  $\beta$ .

Ущерб  $Y_{\text{вн}}$  прибавляется к ущербу, определенному по формуле (1). Он зависит от многих факторов, и его целесообразно на данной стадии изученности проблемы оценивать непосредственно калькулированием возникающих убытков.

При внезапном отключении необходимо также учитывать потери для народного хозяйства из-за недовыработки продукции вследствие порчи сырья и материалов. Эти убытки выражаются в виде уменьшения отчислений на расширенное воспроизводство и в государственные фонды. Принимая во внимание, что в настоящее время (в соответствии с Постановлением ЦК КПСС и Совета Министров СССР от 4 октября 1965 г. № 729), плата за фонды стала основной формой платежей в бюджет и важнейшим источником централизованных финансовых ресурсов государства, величина ущерба от недовыработки продукции при наличии брака сырья и вспомогательных материалов можно определять по формуле:

$$Y = p_n K \frac{C_{\text{бр}}}{C_n T}, \quad (2)$$

где  $C_{\text{бр}}$  — себестоимость продукции, недовыпущеной предприятием из-за порчи сырья и материалов;

$C_n$  — себестоимость продукции за один час работы предприятия.

б) Энергосистема испытывает недостаток мощности. Недостаток мощности может быть вызван двумя причинами:

запаздыванием ввода новых генерирующих мощностей на электростанциях от потребности народного хозяйства;

аварийным положением в энергосистеме.

В первом случае энергосистема заранее определяет возможность покрытия нагрузок потребителей и может заблаговременно предупредить потребителей о необходимости отключения соответствующей нагрузки на время дефицита мощности.

Во втором случае отключение токоприемников производится внезапно без предупреждения, и поэтому возможен ущерб, обозначенный выше через  $U_{\text{вн}}$ .

В том и другом случае система в связи с отсутствием дефицита электроэнергии разрешает потребителям выбрать недополученное количество электроэнергии по окончании ограничения в мощности.

Однако предприятия с непрерывным производственным процессом или трехсменные не располагают свободным временем для организации сверхурочных работ и поэтому лишены возможности выбрать недополученное количество электроэнергии по окончании ограничения в мощности.

Что касается форсировки производственного процесса, то в отдельных случаях при кратковременных отключениях мощности с помощью ее можно восстановить с некоторой задержкой во времени, использование производственных фондов для выполнения заданного плана, но это отразится на рентабельности, так как возможности перевыполнения плана и соответственно повышения рентабельности будут ограничены.

Иначе складывается ущерб для одно- и двухсменных предприятий.

Эти потребители могут за счет сверхурочных работ компенсировать недовыпуск продукции и восстановить с некоторой задержкой во времени использование производственных фондов.

Возникающий в рассматриваемом случае ущерб будет проявляться в виде удорожания себестоимости выпускаемой продукции главным образом за счет оплаты простоя и сверхурочных работ.

Недоотпуск электроэнергии при таких ситуациях бывает сравнительно небольшим, так как аварии в системе, как показывает практика, локализуются весьма быстро (за последние 8 лет средняя продолжительность ликвидации системой аварии составила менее одного часа), а дефицит мощности наблюдается кратковременно в часы суточного максимума нагрузки системы, в часы пик.

Поэтому при описанных условиях работы системы и проводимых ею режимных мероприятий ущерб целесообразно определять раздельно для предприятий с прерывным производственным процессом и непрерывным.

Величина ущерба от отключения мощности при прерывном производственном процессе определяется

$$U_{\text{o.m}} = (a_{\text{пп}} + a_{\text{су}}) \frac{\Phi_r}{W_r} + \frac{\gamma}{T} W_{\text{нед}} = (a_{\text{пп}} +$$

$$+ a_{\text{су}}) \frac{\Phi_r}{W_r} W_{\text{нед}} + \frac{\gamma}{T} P_{\text{от}} \Delta t = \delta W_{\text{нед}} + \frac{\gamma}{T} P_{\text{от}} \Delta t, \quad (3)$$

где  $a_{\text{су}}$  — коэффициент, учитывающий особенности издержек предприятия при организации сверхурочных работ.

При этом  $a_{\text{су}} = a_3 a_4$ , где  $a_4$  — коэффициент, учитывающий оплату при сверхурочных работах (по Кодексу законов о труде) \*;

$\delta$  — удельный ущерб от оплаты рабочим за простой и сверхурочные работы на предприятиях с прерывным производственным процессом,  $\text{руб}/\text{kвт} \cdot \text{ч}$ .

Величина ущерба для предприятий с непрерывным производственным процессом определяется по формуле (1).

в) *Энергосистема испытывает недостаток энергоресурсов.* В случае дефицита энергоресурсов энергосистема проводит ограничение потребителей с обязательным предупреждением их об этом.

Ограничения устанавливаются на сравнительно длительный период времени (измеряются не минутами и часами, как при дефиците мощности, а сутками и неделями). Потребителям не разрешается превышать установленный для них объем электропотребления (обычно происходит корректировка планов электропотребления). В связи с этим предприятия вынуждены снижать производство продукции и нести дополнительные издержки, определяемые по выражению:

$$U_{\text{п.п}} = \left( p_{\text{н}} \frac{K}{W_r} + a_{\text{пп}} \frac{\Phi_r}{W_r} \right) W_{\text{нед}} = a W_{\text{нед}}. \quad (4)$$

При дефиците электроэнергии система, как правило, не прибегает к отключениям токоприемников потребителей и поэтому исключаются ущербы  $U_{\text{вн}}$  и  $U_{\text{оп}}$ .

**Результаты исследования возникающего ущерба от нарушения электроснабжения.** В результате обследования многих предприятий ряда отраслей промышленности были получены данные об ущербе, определенные для условий работы энергосистемы с дефицитом мощности, когда отключение потребителей происходит внезапно (в целях сокращения объема статьи указанные данные не приводятся).

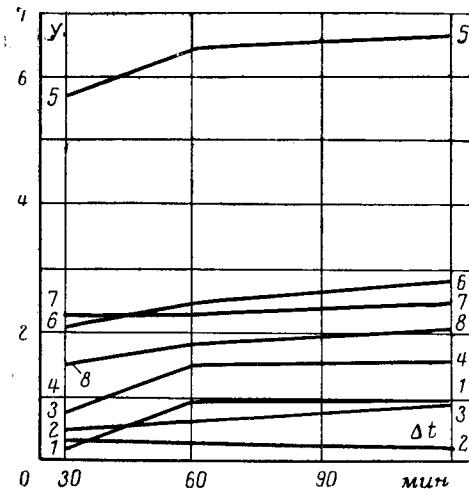


Рис. 1.

\* Принимается лишь дополнительная плата за сверхурочную работу. Основная плата за работу в сверхурочное время в расчет не принимается, так как она выдается рабочим за счет компенсируемой продукции.

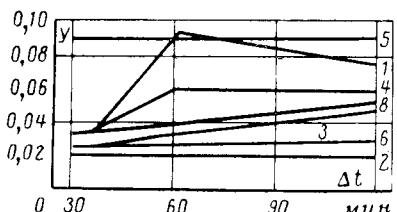


Рис. 2.

Эти данные показали, что значение суммарного ущерба сильно колеблется по отдельным предприятиям и отраслям промышленности.

Средние значения удельного суммарного ущерба и его составляющих по обследованным отраслям промышленности показаны на графиках рис. 1—4. В таблице приведены коэффициенты удельных ущербов для отдельных предприятий при различных условиях работы энергосистемы.

#### Коэффициенты удельных ущербов по отдельным предприятиям

Наименование предприятия	Исходные данные			Коэффициенты удельных ущербов		
	$K$ , тыс. руб.	$\Phi_r$ , тыс. руб.	$W_r$ , тыс. квт·ч	$\alpha$ , руб/квт·ч	$\beta$ , руб/квт·ч	$\delta$ , руб/квт·ч
Машиностроительный завод № 1	26 600	7 804	26 458	0,26	0,57	0,21
Часовой завод	8 080	879	5 154	0,28	1,79	0,12
Судостроительный завод	368	398	718	0,27	—	—
Автомобилестроительный завод	45 000	21 924	132 800	0,11	0,26	—
Завод шарикоподшипников	73 100	30 887	272 797	0,08	0,67	—
Электромашиностроительный завод № 1	28 000	7 564	35 966	0,19	1,6	—
То же № 2	17 800	9 500	58 626	0,1	0,34	—
Металлургический завод № 1	60 100	16 609	179 782	0,081	1,0	—
Шинный завод	20 000	6 198	67 800	0,08	6,2	—
Завод резинотехнических изделий № 1	90 000	7 245	39 995	0,14	4,2	—
То же № 2	26 000	9 700	42 056	0,18	1,1	—
Текстильная фабрика № 1	10 000	3 743	18 149	0,15	13,5	—
То же № 2	6 487	3 135	22 981	0,09	0,08	—
Завод железобетонных изделий № 1	7 220	1 531	6 892	0,24	0,6	0,16
То же № 2	934	458	919	0,344	2,2	—

Основной составляющей суммарного ущерба является ущерб  $Y_{\text{вн}}$ . Этот ущерб в несколько раз превышает ущерб от недовыработки продукции. Например, значение удельного ущерба  $Y_{\text{вн}}$  превышает значение удельного ущерба от недовыработки продукции при  $\Delta t = 1$  ч по предприятиям автомобильной и машиностроительной промышленности в 5—6 раз, по предприятиям металлургической и текстильной промышленности в 13 раз, а по предприятиям химической промышленности более чем в 50 раз.

В разных отраслях промышленности и даже на разных предприятиях одной и той же отрасли по-разному сказывается внезапность отключения.

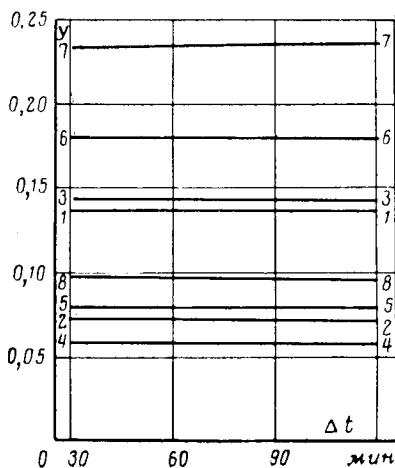


Рис. 3.

На предприятиях химической, текстильной промышленности и промышленности строительных материалов при внезапном отключении происходит в основном брак продукции и порча сырья, реже наблюдается расстройство технологических процессов, а поломка оборудования и инструмента почти не возникает.

На металлургических и машиностроительных предприятиях имеют место как брак продукции и порча сырья, так и поломка оборудования и инструмента, расстройство технологических процессов.

Широкий диапазон колебания ущерба  $Y_{\text{вн}}$  по предприятиям объясняется особенностями технологических процессов.

Например, вследствие аварии в энергосистеме завод медицинских препаратов при существующей схеме электроснабжения не смог получить резервное питание от другого источника энергосистемы и

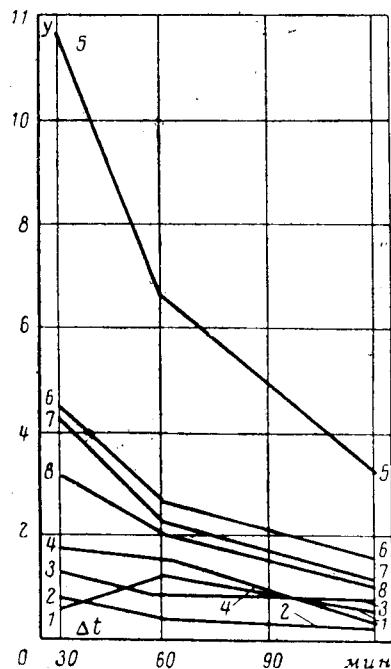


Рис. 4.

полностью был обеспечен в течение примерно двух часов. При этом убытки завода превысили 100 тыс. руб. или примерно 75 руб./квт из-за гибели биологической массы, из которой получают антибиотик.

Последствия внезапных перерывов электроснабжения различны не только по отдельным предприятиям, но и по отдельным цехам, отдельным производственным процессам.

На предприятиях машиностроения наибольший ущерб  $U_{\text{вн}}$  имеет место в механических цехах (от 50 до 75%) вследствие поломки инструмента, разладки сложных станков, поточных автоматических линий, а также в термических процессах, особенно в печах цементации, азотирования, изоляционно-обмоточных и пропиточных установках (до 40%).

На предприятиях автомобильной промышленности наибольший ущерб возникает в термических цехах (до 55%) и связан в основном с браком продукции.

На предприятиях текстильной промышленности особенно чувствительны к внезапным перерывам отбелочные, красильные, набивные и отделочные цеха, главным образом из-за брака продукции.

Наибольший ущерб на металлургических предприятиях имеет место в мартеновских и электросталеплавильных цехах, а также в сортопрокатных и листопрокатных цехах.

На предприятиях промстройматериалов наибольший ущерб возникает в термических процессах.

Исследования показали также, что простой оборудования, как правило, превышают перерывы в электроснабжении вследствие необходимости устранения поломок в инструменте и оборудовании, изъятия забракованной продукции и испорченных материалов, отладки оборудования и поточных линий.

Например, на машиностроительных предприятиях для наладки простых станков требуется примерно 20 мин, сложных — более 2 часов, а поточных и автоматических линий — до 7 часов.

На предприятиях химической промышленности уже при перерывах в 5—10 мин происходит нарушение технологических процессов, на восстановление которых затрачивается от 30 мин до нескольких часов и т. д.

Ущерб от недовыработки продукции также колеблется по предприятиям и отраслям промышленности. Наименьшее значение удельного ущерба от недовыработки продукции имеют предприятия металлургической промышленности с непрерывным производственным процессом, характеризующиеся большой энергоемкостью.

На менее энергоемких предприятиях машиностроения и промстройматериалов, работающих в основном в две смены, значение удельного ущерба возрастает примерно в 2—2,5 раза.

Проведенные исследования позволили сделать ряд принципиальных выводов, имеющих важное значение для разработки режимных мероприятий по регулированию электроснабжения потребителей в условиях дефицита мощности и энергии и для установления экономически обоснованной ответственности энергосистемы за нарушение электроснабжения потребителей.

Для стимулирования энергосистем к проведению наиболее рациональных режимов электроснабжения потребителей при возникающих дефицитах мощности или энергии целесообразно с точки зрения интересов народного хозяйства изменить установленную в Правилах пользования электроэнергией промышленными потребителями ответственность энергосистем за нарушение электроснабжения потребителей в следующих направлениях:

а) дифференцировать ответственность системы за отключение мощности и ограничение в электроэнергии;

б) разграничить ответственность за отключение мощности (нагрузки) в зависимости от характера отключения (внезапно или после предупреждения), продолжительности перерыва и сменности работы отключенных потребителей.

При ограничении потребителей в электроэнергии энергосистема выплачивает потребителям штраф за каждый киловатт-час недоотпуска.

При отключении потребителей после предупреждения ответственность следует установить за каждый киловатт отключенной нагрузки и дополнительно за каждый киловатт-час недоотпущененной электроэнергии.

В случае отключения потребителей без предупреждения и возникновения ущерба от внезапности отключения энергосистема должна нести ответственность также и за этот ущерб.

**Выводы.** 1. Размер ущерба при нарушении электроснабжения зависит от причины нарушения электроснабжения, проводимых энергосистемой мероприятий по ограничению электроснабжения потребителей, режима (сменности) работы промышленных предприятий, особенностей технологических процессов производства.

2. Ущерб от внезапного отключения  $U_{\text{вн}}$  значительно превышает ущерб от недовыработки продукции и является определяющим для разработки оптимальных ограничений потребителей при дефиците мощности в энергосистеме. Удельное значение указанного ущерба целесообразно выражать в рублях на киловатт отключенной мощности. В состав ущерба  $U_{\text{вн}}$  не следует включать ущерб от оплаты рабочим за простой, так как последний находится в прямой зависимости от  $\Delta t$ .

Ущерб  $U_{\text{вн}}$  на предприятии распределяется по цехам и производственным процессам весьма неравномерно.

Удельный вес ответственных токоприемников (так называемой нагрузки технологической и аварийной брони), которые оказывают решающее влияние на величину ущерба  $U_{\text{вн}}$ , на большинстве предприятий не превышает 50% от общей нагрузки предприятия, а на многих предприятиях он составляет всего 15—20%.

Для снижения ущерба  $U_{\text{вн}}$  при проведении режимных мероприятий необходимо сохранять питание токоприемников, отнесенных к технологической и аварийной брони. В связи с этим требуется изменение схем электроснабжения на многих из обследованных предприятий.

3. При внезапных перерывах электроснабжения может иметь место порча сырья и материалов, что вызывает уменьшение отчислений на расширенное

воспроизводство и в государственные фонды из-за недовыработки продукции. Этот вид ущерба незначителен, но в принципе он должен учитываться. Значение рассматриваемого ущерба, как и ущерба  $Y_{\text{вн}}$ , почти не зависит от  $\Delta t$  и может выражаться в рублях на киловатт отключенной мощности. Указанный вид ущерба целесообразно учитывать вместе с ущербом  $Y_{\text{вн}}$ .

4. Недовыработка продукции из-за нарушения электроснабжения невосполнима при дефиците электроэнергии. При отсутствии дефицита электроэнергии и возникновении временного недостатка мощности, недовыработка продукции невосполнима на непрерывных предприятиях. Предприятия с прерывным производственным процессом могут восполнить выпуск продукции путем организации сверхурочных работ.

Ущерб от недовыпуска продукции пропорционально изменяется при изменении  $\Delta t$  и недоотпуска электроэнергии, а его удельное значение выражается в рублях на киловатт-час.

5. На основании проведенных исследований можно рекомендовать следующие схемы ограничения промышленных потребителей при дефиците мощности или энергии.

а) *При заранее известном дефиците мощности* снижение нагрузки потребителей должно осуществляться прежде всего за счет предварительно разработанных мероприятий. Опыт работы московских предприятий показывает, что при соответствующих изменениях режима работы отдельного периодически включаемого оборудования и вспомогательных цехов (испытательных, зарядных, насосных установок и др.) можно снизить нагрузку в часы суточных максимумов, т. е. в самые напряженные часы работы энергосистемы, на 5—10% и даже больше без ущерба для выполнения производственной программы.

В случае, если указанные мероприятия не обеспечивают устранение дефицита мощности, используется метод отключения нагрузки потребителей по заранее разработанному графику.

В первые очереди графика необходимо включать предприятия с прерывным режимом работы (одно- и двухсменные).

Предприятия трехсменные и с непрерывным производственным процессом целесообразно включить в график с учетом удаленных ущербов от простого производственных фондов и рабочей силы (коэффициент  $\alpha$ ) и основной платы за мощность по действующим тарифам  $u$ .

При разработке рассматриваемого графика необходимо также:

не включать в график потребителей, телефонная связь с которыми затруднена или которые присоединены к автоматизированным подстанциям энергосистемы без телеконтроля;

обеспечивать сохранение питания ответственных нагрузок потребителей, т. е. нагрузок технологической и аварийной брони путем выделения таких нагрузок на неотключаемые энергосистемой питающие линии и правильного размещения средств автоматического включения резервного питания этих нагрузок (АВР);

б) *При внезапно возникшем дефиците мощности* разгрузка энергосистемы должна осуществляться автоматически устройствами частотной разгрузки (АЧР).

Включая потребителей в график АЧР, требуется учитывать прежде всего ущерб  $Y_{\text{вн}}$ .

Требования о необходимости учета сменности предприятий и удельных ущербов  $\alpha$  и  $\frac{\gamma}{T}$  остаются в силе и для разработки графика АЧР.

При тяжелых авариях, требующих длительного времени на их устранение и вызывающих недостаток мощности на продолжительное время, необходимо после срабатывания первых очередей АЧР вводить ограничение с предварительным предупреждением по заранее выявленным потребителям, имеющим возможность снять кратковременно значительную нагрузку при аварийном положении в энергосистеме (так называемые потребители-регуляторы). Указанные потребители могут быть и весьма ответственными, не допускающими их включение в графики аварийной разгрузки энергосистемы, но обеспечивающие существенное снижение нагрузки после их предупреждения при аварийных ситуациях;

в) *При дефиците электроэнергии* предприятия ограничиваются в электропотреблении с обязательным предварительным предупреждением. Отключение мощности потребителей необходимо избегать. В силу сказанного в графики ограничений потребителей по энергии следует включать предприятия, у которых удельный ущерб  $\alpha$  наименьший.

Для рассматриваемых условий работы системы важное значение приобретает наличие телефонной связи с потребителями для контроля за их суточным электропотреблением.

6. Применительно к полученным средним значениям удельного ущерба по промышленным предприятиям может быть составлен перечень мероприятий, отражающих материальную ответственность энергосистемы за нарушение электроснабжения.

#### Литература

1. Чокин Ш. Ч., Расчетная обеспеченность работы гидроэлектростанций, Изд-во АН Казахской ССР, 1958.
2. Афонин Н. С., Надежность электроснабжения промышленных предприятий, Госэнергоиздат, 1958.
3. Сыромятников Н. А., Методика определения ущерба от перерывов электроснабжения, «Надежность электроснабжения», изд-во «Энергия», 1967.
4. Зайка А. А., Об оценке недополученной потребителями электроэнергии при перерывах электроснабжения, «Промышленная энергетика», 1965, № 2.
5. Крюков Л. А., К определению показателей народно-хозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения, вызываемых аварийным снабжением мощности в энергосистеме, сб. «Технико-экономические расчеты в энергетике», ЭНИИ им. Г. М. Кржижановского, 1965.
6. Головкин П. И., Электроснабжение потребителей при возникновении дефицита мощности в энергосистеме, «Промышленная энергетика», 1967, № 7.
7. Головкин П. И., Надежность электроснабжения промышленных предприятий и культура эксплуатации электроустановок, Доклады к научно-техническому совещанию, «Электроснабжение промышленных предприятий», изд-во «Энергия», 1966.

# Вопросы регулирования напряжения в электрических сетях<sup>1</sup>

Доктор техн. наук, проф. Н. А. МЕЛЬНИКОВ

Москва

Предыдущая Всесоюзная конференция, которая была проведена в Москве в 1961 г., имела существенное значение для практического решения некоторых проблем регулирования напряжения в электрических сетях.

Как известно, разработаны и выпускаются новые типы регулируемых трансформаторов — с увеличенными (по сравнению с прежними) диапазонами регулирования (до  $\pm 16\%$  до трансформаторов 110 кв) и с уменьшенными ступенями регулирования (в пределах от 1,25 до 1,78%). Разработаны и частично изготавливаются линейные регуляторы для электрических сетей 6—220 кв, а также управляемые батареи конденсаторов.

Кроме того, освоено производство автоматических регуляторов напряжения для трансформаторов с регулированием под нагрузкой (РПН). Эти регуляторы позволяют осуществлять согласное регулирование, т. е. компенсацию потери напряжения в сети. Освоено также производство приборов для статистического контроля за режимом напряжений в распределительных сетях.

Большое народнохозяйственное значение регулирования напряжения отражено выпуском важных директивных документов. Здесь прежде всего имеется в виду ГОСТ 13109-67, в котором даны нормы показателей качества электрической энергии на зажимах приемников электрической энергии, присоединяемых к электрическим сетям общего назначения. Министерством энергетики и электрификации СССР временно утверждены Указания по регулированию напряжения в электрических сетях.

Некоторые успехи достигнуты и в выполнении научно-исследовательских работ. В области теории, например, широкое развитие получают статистико-вероятностные методы анализа режима напряжений в распределительных сетях. Из экспериментов можно отметить положительные результаты, полученные при исследованиях влияния режима напряжений на ход технологических процессов производства и на экономичность работы систем электроснабжения промышленных предприятий с учетом изменения производительности соответствующих установок.

Отрадно, что по наиболее трудному и спорному вопросу об экономичности режима напряжений в промышленных сетях (имеется в виду достаточно узкий диапазон отключений напряжений в пределах технически допустимых значений) уже достигнута известная определенность. Наряду с предприятиями, где соответствующий экономический эффект заведомо отсутствует, все чаще обнаруживаются отдельные цехи, предприятия и отрасли промышленности, где этот эффект оказывается заметным, определенным и устойчивым.

Положительные тенденции обнаруживаются также и в вопросах выбора регулирующих устройств, сочетания централизованного и местного регулирования, применения компенсирующих устройств и выбора законов регулирования. Практически важно то, что требования ГОСТ уже признаются в большинстве случаев выполнимыми. При этом обнаруживается, что применение регулирующих устройств дает ощутимые преимущества, которые, в частности, иногда приводят к экономии цветного металла.

Стоит отметить некоторый опыт, накопленный в Латвэнерго по контролю за качеством напряжений в городских сетях. В целом достигнут заметный прогресс при решении вопросов проектирования и эксплуатации городских электрических сетей с учетом современных требований по режиму напряжений у электроприемников. Есть и другие успехи, о которых за недостатком места здесь не упоминается.

Однако значительно большее внимание нам хочется обратить на те факторы, которые тормозят успешное решение проблемы регулирования напряжения в электрических сетях. Это, прежде всего, — недостаточное количество регулирующих и компенсирующих устройств для регулирования напряжения в электрических сетях. Например, до сих пор еще изготавливаются трансформаторы с напряжениями 35 кв и выше без РПН. Между тем, расчеты показывают, что регулируемыми должны быть практически все трансформаторы и автотрансформаторы, связывающие сети разных номинальных напряжений. Чем больше будет нерегулируемых коэффициентов трансформации, тем больше в дальнейшем потребуется линейных регуляторов, которые в настоящее время изготавливаются промышленностью только для сетей 45—110 кв да еще в явно недостаточном количестве.

Следует наладить выпуск и вольтодобавочных агрегатов, допускающих продольно-поперечное регулирование э. д. с. Из-за отсутствия этих агрегатов многие неоднородные сети 110—220—500 кв вынужденно работают с ухудшенными технико-экономическими показателями.

В то же время число случаев параллельной работы сетей 110—220—330—500 кв непрерывно возрастает. При этом не только увеличиваются потери энергии, снижение которых вольтодобавочными агрегатами настолько эффективно, что дополнительные расходы окупаются за 1—2 года, но и (что практически часто даже еще более существенно) снижается пропускная способность сети по условиям нагрева проводов линий низшего напряжения. Для повышения пропускной способности требуется сооружение дополнительных линий.

Самое трудное положение, на наш взгляд, сложилось в настоящее время в области компенсации реактивной мощности. Причин здесь несколько. Впервые, этому вопросу до сих пор уделяется еще

<sup>1</sup> По материалам Всесоюзного совещания, проходившего в Риге с 26 по 29 ноября 1968 г.

недостаточное внимание, поскольку снабжение потребителей электрической энергией непосредственно (при поверхностном рассмотрении) с ним не связано. При этом кое-кто забывает о законах электрических, действующих в цепях переменного тока, и вытекающего из них резкого снижения технико-экономических показателей работы в тех электрических сетях, где отсутствует компенсация реактивной мощности. Во-вторых, большой вред приносит еще существующее у кое-кого представление о средневзвешенном коэффициенте мощности с заменой понятия реактивной мощности несостоительным понятием «реактивной энергии», при котором, по существу, исключается контроль за резервом реактивной мощности в отдельных рабочих режимах электрических сетей по их узлам. Широкое пользование табулированными величинами «экономического эквивалента» также является недостатком, так как при этом усредняются условия передачи реактивной мощности в разных сетях.

Научных исследований по определению экономически обоснованных пределов компенсации реактивной мощности у нас довольно много, однако необходимая доля компенсации ее разными устройствами и на разных напряжениях до сих пор остается неясной. В результате по-прежнему электрические сети не обеспечиваются нужным количеством компенсирующих устройств. В условиях наличия большого количества автоматизированных регулирующих устройств (трансформаторов с РПН, линейных регуляторов) недостаточное оснащение электрических сетей компенсирующими устройствами, т. е. отсутствие достаточного резерва реактивной мощности по узлам сетей, может приводить к случаям нарушения статической устойчивости соответствующих узлов нагрузки.

Во всех случаях недостаток реактивной мощности по узлам сетей означает практически бездействие регулирующих устройств в режимах больших нагрузок, так как их действие при этом должно быть блокировано. Вместе с тем, это означает снижение уровней напряжения в сетях, увеличение потерь энергии в них, перерасход цветного металла и т. п.

Расчеты показывают, что передача реактивной мощности по сети экономически оправдывается только в сравнительно небольших размерах. Как правило, почти вся потребляемая реактивная мощность должна компенсироваться на месте, т. е. в сети той же ступени трансформации. Отсюда, в частности, следует, что значительная часть управляемых батарей конденсаторов должна выполнять на напряжение 380 в и включаться в соответствующие сети.

Несмотря на несколько большую удельную стоимость самих конденсаторов на напряжение 380 в, такие установки обладают рядом преимуществ, к которым относятся: более простая и дешевая коммутационная аппаратура, больший достигаемый эффект в снижении потерь энергии, более эффективное использование для целей регулирования напряжения и т. п.

Управляемые батареи конденсаторов должны применяться не только в промышленных электрических сетях, но и в городских, и в сельских. При-

чина этого заключается в изменении состава электроприемников, присоединенных к этим сетям, и, в частности, более широким применением различных бытовых приборов. Этим обусловлено значительное увеличение потребляемой реактивной мощности.

Потребление реактивной мощности в большей мере (по сравнению с активной) распределено по электрическим сетям. Например, суммарная реактивная мощность, потребляемая всеми трансформаторами электрической системы, соизмерима с суммарной реактивной мощностью, потребляемой всеми асинхронными двигателями промышленных нагрузок. Поэтому наряду с задачей компенсации реактивной мощности в потребительских сетях возникает задача ее компенсации и в питающих сетях. Осуществление таких установок в настоящее время невозможно из-за отсутствия достаточного количества мощных управляемых батарей конденсаторов и синхронных компенсаторов.

Особое место занимают установки, позволяющие практически безынерционно регулировать генерируемую реактивную мощность. Здесь имеется в виду применение реакторов с подмагничиванием и вентиляй с искусственной коммутацией. Такие установки на первое время, естественно, получаются дороже обычных синхронных компенсаторов. Однако при наличии их электрическая система в целом может работать экономичней, поскольку улучшаются условия ее статической устойчивости. Следовательно, подобная задача должна решаться в комплексной постановке.

Расчеты показывают, что регулирующие устройства могут быть использованы и в целях повышения экономичности работы систем электроснабжения, электрических сетей и даже отдельных линий. В некоторых случаях это требует только более полного использования уже имеющихся устройств, то есть осуществляется без дополнительных затрат, а иногда может оправдывать и применение дополнительных устройств.

Например, применение вольтодобавочных агрегатов по концам линии сверхвысокого напряжения позволяет независимо регулировать уровень напряжения в ней. Это значит, что в условиях плохой погоды при небольшой нагрузке можно, снизив уровень напряжения, уменьшить потери энергии и улучшить условия баланса реактивной мощности по концам. При больших нагрузках, наоборот, можно поднять уровень напряжения и тем улучшить условия устойчивости электропередачи, одновременно снизить нагрузочные потери энергии и улучшить условия баланса реактивной мощности по ее концам.

Применяя регулирующие устройства в цепях мощных блоков генератор — трансформатор, можно повысить экономичность работы энергетической системы. При этом снимается ограничение по рабочей мощности генераторов из-за больших отключений напряжения на их зажимах. Такое решение может оказаться экономически оправданным в связи с отсутствием каких-либо добавочных ответвлений у мощных трансформаторов. К сожалению, эти вопросы в течение целого ряда лет остаются еще слабо исследованными.

Не решен и ряд других важных вопросов; некоторые из них охарактеризованы ниже. До сих пор нет отчетливого представления о целесообразности расширения или сужения пределов технически допустимых отклонений напряжения на зажимах различных типовых (в общегосударственном масштабе) промышленных электроприемников, т. е. таких пределов, при которых данные электроприемника работают в нормальных условиях — без ухудшения качества продукции, с расчетным сроком службы, без ускоренной повреждаемости и т. д.

Отсутствуют типовые характеристики экономичности режима напряжений в промышленных сетях (имеются в виду только те случаи, когда соответствующая зависимость имеется), хотя в этом напряжении уже выполнен ряд работ.

Нет еще полной ясности и в вопросах контроля за режимом напряжений в распределительных сетях с целью выявления наиболее экономичных и действенных мероприятий по нормализации положения и повышения экономических показателей.

За последнее время условия работы электрических сетей резко изменились. Появились электроприемники, такие, как, например, приводы крупных прокатных станов, которые создают периодическую «ударную» нагрузку мощностью в несколько десятков мегаватт. В промышленных сетях все чаще появляются резкопеременные нагрузки в виде, например, мощных сварочных агрегатов. Все шире применяются крупные несимметричные нагрузки (в частности, дуговые печи) и мощные вентильные установки и др.

В результате число показателей качества электрической энергии значительно увеличилось, а условия работы электроприемников заметно усложнились. В ГОСТ 13109-67 даны нормы по следующим местным показателям в сетях переменного тока: колебаниям частоты, отклонениям и колебаниям напряжения, несимметрии трехфазной си-

стемы напряжений и несинусоидальности формы кривой напряжения.

В ряде случаев другие показатели качества электрической энергии (кроме отклонений напряжения) оказываются значительно более существенными, требующими применения соответствующих мероприятий. При этом, по существу, возникают те же задачи — ограничений по техническим требованиям и повышения экономичности систем электроснабжения. Обе задачи принципиально относятся как к условиям проектирования электрических сетей, так и к условиям их эксплуатации. Важно отметить, что нежелательные воздействия возникают не только для электроприемников, но и для оборудования самих электрических сетей и систем. Здесь можно указать, например, на условия работы генераторов, двигателей, батарей конденсаторов и т. п. Существенно, что в ряде случаев сами электроприемники, приводящие к ухудшению показателей качества электрической энергии, страдают от этого и перестают нормально работать.

Поскольку указанные явления уже перестали быть единичными и превращаются в массовые, возникают новые насущные задачи по исследованию этих явлений, разработке методов нормализации рабочих режимов систем электроснабжения и способов соответствующего контроля за условиями работы электрических сетей. По-видимому, возникнут и новые заказы для электропромышленности на производство соответствующего оборудования.

В достаточной мере новыми, связанными с задачами нормализации работы систем электроснабжения потребителей, являются вопросы надежности схем электроснабжения и отдельных устройств. К сожалению, эти актуальные вопросы остаются еще недостаточно изученными.

В заключение следует подчеркнуть решающее значение электропромышленности, которая должна помочь в преодолении отмеченных нами трудностей.

[25.12.1968]



УДК 621.316.925

## К анализу детекторных релейных органов с двумя величинами

Инж. Э. М. ШНЕЕРСОН

Рижский политехнический институт

В последнее время широкое распространение получили релейные органы, выполненные на основе детекторных схем сравнения абсолютных значений — схемы сравнения на циркуляцию токов (ССЦТ) и схемы сравнения на равновесие напряжений (ССРН), изображенные на рис. 1.

Конечная чувствительность нуль-индикаторов на выходах схем сравнения абсолютных значений и реальные вольт-амперные характеристики полупроводниковых вентилей, которые приближенно можно описать выражениями

$$\begin{aligned} U &= e_0 + R_d i \text{ при } U \geq e_0, \\ i &= 0 \quad \text{при } U \leq e_0, \end{aligned} \quad (1)$$

приводят к тому, что в зависимости от уровня сравниваемых величин

$$\begin{aligned} \dot{E}_1 &= k_1 \dot{U} + k_2 i, \\ \dot{E}_2 &= k_3 \dot{U} + k_4 i \end{aligned} \quad \left. \begin{array}{l} \\ \end{array} \right\} \quad (2)$$

характеристика срабатывания релейного органа в комплексной плоскости сопротивлений изменяется и защищаемая зона уменьшается при малых значениях величин  $\dot{E}_1$  и  $\dot{E}_2$ .

Схемы СЦТ и СРН представляют собой цепи с явно выраженным нелинейностями в виде полупроводниковых вентилей. В зависимости от соотношений между мгновенными значениями величин

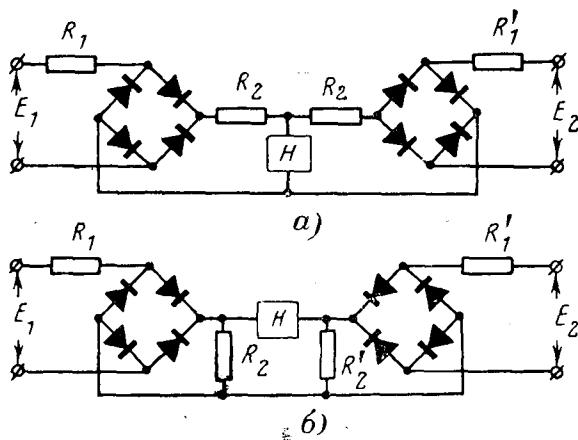


Рис. 1. Схемы сравнения абсолютных значений двух величин.  
а – ССЦТ; б – ССРН.

$e_1$  и  $e_2$ , одни из вентиляй могут быть заперты, а другие открыты, т. е. схемы могут находиться в различных режимах. При несовпадении сравниваемых величин по фазе число возможных режимов в течение периода изменения величин  $\dot{E}_1$  и  $\dot{E}_2$  возрастает. При этом значения  $e_0$ ,  $R_d$  и режимы схем сравнения в различные моменты времени влияют на среднее значение выходного сигнала в нуль-индикаторе. Очевидно, эти факторы нельзя учитывать при анализе детекторных релейных органов, в задачу которого входит определение таких важных показателей релейного органа, как характеристика  $Z_{cp}=f(I)$ , ток точной работы  $I_{tr}$ , момент в нуль-индикаторе при коротком замыкании в глубине зоны и время срабатывания.

На входы схемы сравнения подаются синусоидальные величины, а нуль-индикатор на выходе схемы сравнения реагирует на среднее значение тока. Учитывая это, для анализа релейного органа необходимо определить зависимости, связывающие среднее значение тока в нуль-индикаторе  $I_{n.cp}$  с действующими значениями входных величин.

В таблице приведены схемы замещения ССЦТ в различных режимах при  $e_1 > e_2$ , условия наступления этих режимов и мгновенные значения тока в нуль-индикаторе<sup>1</sup>.

Взят наиболее распространенный вариант ССЦТ без балластных сопротивлений на выпрямленном токе. При этом

$$\alpha = \frac{R_h}{R_1 + 2R_d + R_h}. \quad (3)$$

В большинстве случаев при построении релейного органа соотношения между коэффициентами  $k_1, k_2, k_3, k_4$  выбираются таким образом, что при коротком замыкании на защищаемой линии сравниваемые величины  $\dot{E}_1$  и  $\dot{E}_2$  совпадают по фазе. Анализ ССЦТ показывает, что при этом возможны три случая, когда в течение периода изменения сравниваемых величин имеются различные диапазоны режимов

Схема замещения		Условия существования
Режим $C'$		$e_2 < 2e_0(1+\alpha) - e_0\alpha$
Режим $NN'$		$e_2 > 2e_0(1+\alpha) - e_0\alpha$
Режим $NA'$		$e_1 > e_2 \frac{(1-\alpha) + Rg}{(1-\alpha)R_h + Rg} + 2e_0 \frac{1+\alpha}{\alpha}$

$C'$ ,  $NN'$ ,  $NA'$ . На рис. 2 показаны диаграммы изменения величин  $\dot{E}_1$  и  $\dot{E}_2$  в этих случаях и области режимов в отдельные моменты времени.

Каждому из приведенных на рис. 2 случаев соответствует определенное уравнение, связывающее значения величин  $\dot{E}_1$ ,  $\dot{E}_2$ ,  $I_{n.cp}$ . Поэтому, рассматривая действующие значения сравниваемых величин и среднее значение тока в нуль-индикаторе, обозначим режимы работ ССЦТ на рис. 2 соответственно  $C$ ,  $NN$ ,  $NA$ .

Зависимости, связывающие величины  $\dot{E}_1$ ,  $\dot{E}_2$ ,  $I_{n.cp}$  определяются из следующих выражений:

а) для режима  $C$

$$I_{n.cp} = \frac{1}{\pi} \int_{\varphi_1}^{\varphi_1'} \frac{E_{1m} \sin \omega t - 2e_0}{R_1 + 2R_d + R_h} d\omega t; \quad (4)$$

б) для режима  $NN$

$$I_{n.cp} = \frac{1}{\pi} \left[ 2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \frac{E_{1m} \sin \omega t - 2e_0}{R_1 + 2R_d + R_h} d\omega t + \int_{\varphi_2}^{\varphi_3} \frac{E_{1m} - E_{2m}}{R_1 + 2R_d + 2R_h} \sin \omega t d\omega t \right]; \quad (5)$$

в) для режима  $NA$

$$I_{n.cp} = \frac{1}{\pi} \left[ 2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \frac{E_{1m} \sin \omega t}{R_1 + 2R_d + R_h} d\omega t + 2 \int_{\varphi_2}^{\varphi_3} \frac{E_{1m} - E_{2m}}{R_1 + 2R_d + 2R_h} \sin \omega t d\omega t + \int_{\varphi_3}^{\varphi_3'} \frac{E_{1m} \sin \omega t R_d + 2e_0 (R_1 + R_d)}{(R_h + R_d)(R_1 + 2R_d) + R_h R_d} d\omega t \right]. \quad (6)$$

<sup>1</sup> «Штрих» у названий режимов означает, что рассматриваются мгновенные значения величин.

Примем следующие обозначения:

$$R_{\text{ц.с}} = R_1 + 2R_d + R_h; \quad \lambda_{\text{ц}} = \frac{\pi I_{\text{н.ср}} R_{\text{ц.с}}}{4e_0};$$

$$x = \frac{E_1}{\sqrt{2}e_0}; \quad \gamma = \frac{E_2}{E_1}; \quad \gamma_{\text{ц}} = \frac{\alpha + \gamma}{\alpha + 1};$$

$$\mu = \alpha \frac{(1 - \alpha) R_h + R_d}{(1 - \alpha) R_h - \alpha R_d}; \quad \gamma_{\text{ц1}} = \frac{\alpha - \mu \gamma}{\alpha + 1}.$$

После подстановки и преобразований получим следующие уравнения срабатывания ССЦТ в различных режимах:

а) в режиме *C*

$$x_{\text{ц}} = \sqrt{x^2 - 1} + \arcsin \frac{1}{x} - \frac{\pi}{2}; \quad (7)$$

б) в режиме *NN*

$$\lambda_{\text{ц}} = \sqrt{x^2 - 1} - \sqrt{x^2 \gamma_{\text{ц}}^2 - 1} + \arcsin \frac{1}{x} - \arcsin \frac{1}{x \gamma_{\text{ц}}} - \arcsin \frac{1}{x \gamma_{\text{ц1}}}; \quad (8)$$

в) в режиме *NA*

$$\lambda_{\text{ц}} = \sqrt{x^2 - 1} - \sqrt{x^2 \gamma_{\text{ц}}^2 - 1} + \arcsin \frac{1}{x} - \arcsin \frac{1}{x \gamma_{\text{ц}}} - \frac{1}{\mu} \left( \sqrt{x^2 \gamma_{\text{ц1}}^2 - 1} + \arcsin \frac{1}{x \gamma_{\text{ц1}}} - \frac{\pi}{2} \right). \quad (9)$$

В приведенных уравнениях при заданном токе  $I_{\text{н.ср}}$  и известных данных схемы сравнения ( $R_1, R_d, R_h, e_0$ ) величина  $\lambda_{\text{ц}}$  известна и неизвестными являются величины  $x$  и  $\gamma_{\text{ц}}$ , зависящие от  $E_1$  и  $\frac{E_2}{E_1}$ .

Аналогичным образом можно проанализировать режимы ССРН в различные моменты времени и вывести зависимости, связывающие входные величины при срабатывании нуль-индикатора в этом случае. Анализ показывает, что при совпадении по фазе сравниваемых величин  $\dot{E}_1$  и  $\dot{E}_2$  для ССРН возможны два режима, когда среднее значение тока в нуль-индикаторе по-разному зависит от входных величин — режимы *C* и *NN*. Уравнения срабатывания ССРН в этих режимах по виду совпадают с уравнениями для аналогичных режимов в ССЦТ.

Уравнения срабатывания ССЦТ и ССРН в различных режимах позволяют произвести анализ релейных органов на основе этих схем. Рассмотрим общий случай, когда релейный орган имеет характеристику срабатывания в виде окружности, произвольно расположенной в комплексной плоскости (рис. 3), причем ни один из коэффициентов измерительной схемы не равен нулю.

Зависимости  $Z_{\text{ср}} = f(I)$  в различных режимах получатся при подстановке в соответствующие уравнения срабатывания значений  $\dot{E}_1$  и  $\dot{E}_2$  из выражения (2). Учитывая, что обычно напряжение срабатывания нуль-индикатора выбирается меньше напряжения открытия диодов схемы сравнения, можно доказать, что при срабатывании ССЦТ не может существовать режим *NA*.

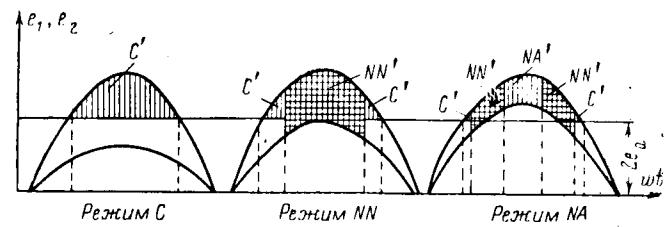


Рис. 2. Области режимов ССЦТ при различных соотношениях между  $E_1$  и  $E_2$ .

Уравнение характеристики  $Z_{\text{ср}} = f(I)$  для релейных органов по ССЦТ и ССРН в режиме *C* получается из условия

$$|\dot{E}_1| = x \sqrt{2} e_0, \quad (10)$$

где  $x$  — есть решение уравнения (7) для ССЦТ или аналогичного уравнения для ССРН.

Эти уравнения легко решаются графически с помощью зависимости  $\lambda = f(x)$ , построенной согласно выражению (7).

Из (10) получим следующее уравнение характеристики  $Z_{\text{ср}} = f(I)$  в этом режиме:

$$Z_{\text{ср}} = \left( 1 - \frac{x \sqrt{2} e_0}{k_2 I} \right) b, \quad (11)$$

где

$$b = -\frac{k_2}{k_1}. \quad (12)$$

Характеристика  $Z_{\text{ср}} = f(I)$  в режиме *NN* строится следующим образом:

1. Задаемся значением  $Z_{\text{ср}}$ .

2. Определяем значение  $\gamma$  по соотношению

$$\gamma = \frac{|\dot{E}_2|}{|\dot{E}_1|} = k \frac{|\dot{z} - \dot{a}|}{|\dot{z} - \dot{b}|}, \quad (13)$$

где

$$k = \frac{k_2}{k_1}, \quad \dot{a} = -\frac{k_2}{k_1}.$$

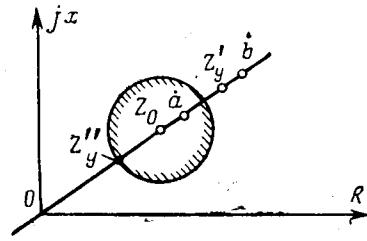
3. По известному значению  $\gamma$  определяем величины  $\gamma_{\text{ц}}$  (или  $\gamma_{\text{б}}$  для ССРН).

4. Решая соответствующее уравнение срабатывания в режиме *NN*, находим величину  $x$ , необходимую для срабатывания нуль-индикатора.

5. Зная величину  $E_1 = x \sqrt{2} e_0$  при срабатывании реле, находим величину тока в реле по выражению

$$I = \frac{x \sqrt{2} e_0}{k_2 \left( 1 - \frac{Z_{\text{ср}}}{b} \right)}. \quad (14)$$

Рис. 3. Характеристика срабатывания релейного органа в комплексной плоскости сопротивлений.



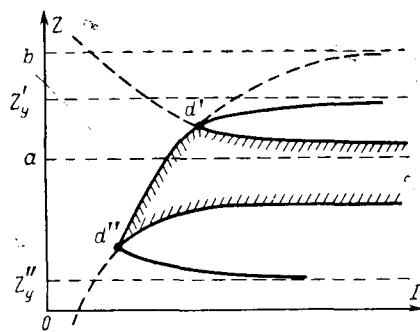


Рис. 4. Зависимости  $Z_{cp}=f(I)$  и области режимов  $C$  и  $NN$  для реле с круговой характеристикой общего вида по CCPH.

На рис. 4 приведены характеристики  $Z_{cp}=f(I)$  для рассматриваемого варианта релейного органа, выполненного по CCPH.

В плоскости  $Z, I$  показаны такие области режимов  $C$  и  $NN$  при коротком замыкании в глубине зоны. Неравенства, определяющие эти области, можно получить из условий существования режимов  $C$  и  $NN$  для CCPH.

Построив характеристику  $Z_{cp}=f(I)$ , можно по ней определить ток точной работы релейного органа.

Момент в нуль-индикаторе при коротком замыкании в зоне действия реле можно найти, решив уравнение срабатывания реле в том или ином режиме относительно  $\lambda_{\text{ц}}$  или  $\lambda_{\text{б}}$ , так как в этом случае известны величина  $E_1$  и отношение  $\frac{E_2}{E_1}$ , а следовательно,  $x$  и  $\gamma$ .

По найденным  $\lambda_{\text{ц}}$  или  $\lambda_{\text{б}}$  легко определить значение тока в нуль-индикаторе. Для того чтобы знать, каким из уравнений пользоваться, необходимо построить точку короткого замыкания в плоскости  $Z, I$  и определить, в каком режиме находится при этом релейный орган.

Отметим, что возможно применение чисто аналитических методов, если учесть, что трансцендентное уравнение (8) можно заменить приближенным уравнением

$$x = \sqrt{\frac{1}{y} + \frac{\lambda^2}{(1-y)^2}}. \quad (15)$$

При этом относительная погрешность в определении  $x$  из выражения (15) не превышает 2%.

Значительно более сложными получаются уравнения срабатывания при несовпадении величин  $E_1$  и  $E_2$  по фазе, так как в этом случае при срабатывании возможны моменты времени, когда

$$|e_2| > |e_1|.$$

В простейшем случае при пренебрежении напряжением открытия диодов  $e_0$  получим следующее уравнение срабатывания релейного органа по CCPH:

$$\frac{\pi}{\sqrt{2}} I_{h, cp} R_{b,c} = E_1 (\gamma_1 - \gamma_2 - \gamma_3 + \gamma_4), \quad (16)$$

где

$$\gamma_1 = \frac{\sqrt{1 + 2\beta\gamma \cos \varphi + \gamma^2\beta^2}}{1 - \beta};$$

$$\gamma_2 = \frac{\sqrt{\gamma^2 - 2\beta\gamma \cos \varphi + \beta^2}}{1 - \beta};$$

$$\gamma_3 = \frac{\sqrt{\gamma^2 - 2\beta\gamma \cos \varphi + \beta^2}}{1 - \beta};$$

$$\gamma_4 = \frac{\sqrt{1 - 2\beta\gamma \cos \varphi + \gamma^2\beta^2}}{1 - \beta}.$$

Аналогичный вид имеет уравнение релейного органа по ССЦТ в этом случае с той разницей, что вместо  $R_{b,c}$  и  $\beta$  в выражение (16) следует соответственно подставить:

$$R_{u,A} = \frac{R_h (R_1 + 2R_d + R_2) + (R_1 + 2R_d + R_2 + R_h) (R_d + R_2)}{R_d + R_2}, \quad (17)$$

$$\delta = \frac{(1 - \alpha) R_h + \alpha (R_d + R_2)}{(1 - \alpha) R_h + R_d + R_2}, \quad (18)$$

где

$$\alpha = \frac{R_h}{R_1 + 2R_d + R_2 + R_h}.$$

Приближенное уравнение (15) позволяет получить и аналитические выражения для определения тока точной работы релейных органов с различными характеристиками. Для этого необходимо подставить в уравнение (15) значение  $x$ , выраженное через  $E_1$  и значения:

$$y = \frac{\frac{E_2}{E_1} + \alpha}{1 + \alpha}$$

— для релейного органа по ССЦТ;

$$y = \frac{\frac{E_2}{E_1} - \beta}{1 - \beta}$$

— для релейного органа по CCPH.

Для определения значения  $I_{\text{т.р}}$  необходимо выразить  $E_1$  и  $E_2$  через  $I, Z$  и особые точки  $a$  и  $b$ . Так, для направленного реле сопротивления с характеристикой в плоскости  $Z$  в виде окружности, проходящей через начало координат при  $I = I_{\text{т.р}}$ ,  $Z_{\text{т.р.}} = 0,9 Z_y$ , имеем:

$$I_{\text{т.р.}} = \frac{\sqrt{2} e_0}{k_2} \sqrt{\frac{1 + \alpha}{0,8 + \alpha} + 25\lambda_{\text{ц}}^2 (1 + \alpha)^2}, \quad (19)$$

если используется ССЦТ;

$$I_{\text{т.р.}} = \frac{\sqrt{2} e_0}{k_2} \sqrt{\frac{1 - \beta}{0,8 - \beta} + 25\lambda_{\text{б}}^2 (1 - \beta)^2}, \quad (20)$$

если используется CCPH.

Приведенные методы анализа детекторных релейных органов позволяют решить задачи синтеза и выбрать тип схемы сравнения, ее данные и значения коэффициентов измерительной схемы  $k_1, k_2, k_3, k_4$ , соответствующие наилучшим качественным показателям.

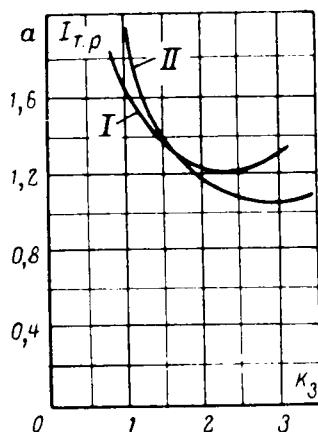


Рис. 5. Зависимости  $I_{t,p}=f(k_3)$  для направленного реле сопротивления.

1 — ССЦТ; 2 — ССРН.

При проектировании релейных органов частым является случай, когда заданы: а) характеристика срабатывания реле в комплексной плоскости сопротивлений; б) мощность, потребляемая реле по цепям напряжения в нормальном режиме; в) тип диодов схемы сравнения; г) данные нуль-индикатора (входное сопротивление в ток срабатывания).

Требуется определить тип схемы сравнения, значения коэффициентов  $k_1-k_4$  и балластных сопротивлений, обеспечивающие максимальную чувствительность реле (минимальный ток точной работы  $I_{t,p}$ ).

Возможен и другой случай, когда при заданном значении тока точной работы требуется определить тип схемы сравнения, значения коэффициентов ( $k_1-k_4$ ) и балластных сопротивлений, обеспечивающие минимально возможное потребление реле.

В первом случае для определения оптимального варианта реле необходимо, задавшись различными значениями одного из коэффициентов измерительной схемы, например  $k_3$ , построить зависимость  $I_{t,p}=f(k_3)$ . При заданном потреблении реле и известной характеристике в плоскости  $Z$  значения балластных сопротивлений в ССЦТ и остальных коэффициентов однозначно зависят от  $k_3$ .

С помощью зависимости  $I_{t,p}=f(k_3)$  можно определить оптимальное значение коэффициента  $k_3$  и значения других коэффициентов измерительной схемы, соответствующих минимальному току точной работы  $I_{t,p \min}$ . Сравнив  $I_{t,p \min}$  для реле по ССЦТ и ССРН, можно выбрать вид схемы сравнения, по-

зволяющей получить наибольшую чувствительность реле при заданном потреблении. При этом необходимо воспользоваться зависимостями, связывающими значения потребляемой мощности, балластных сопротивлений и коэффициентов измерительной схемы в нормальном режиме.

В качестве примера на рис. 5 приведены зависимости  $I_{t,p}=f(k_3)$  для направленных реле сопротивления по ССЦТ и ССРН с диодами Д-226 и полупроводниковым нуль-индикатором, имеющим  $I_{n,cr}=40 \cdot 10^{-6}$  а,  $R_n=1,5$  ком. Реле имеют потребление в цепях напряжения в нормальном режиме  $P=8$  вт и уставки при полностью введенной регулировке в цепях напряжения  $Z_y=1$  ом/фазу. Значение  $I_{t,p}$  определялось по выражениям (19) и (20) соответственно для ССЦТ и ССРН. Из рис. 5 видно, что при заданном потреблении 8 вт предпочтительным является ССРН, которое при  $k_3=2,6$  имеет  $I_{t,p \min}=1,05$  а. Минимальное значение  $I_{t,p \min}=1,2$  а у реле по ССЦТ имеет место при  $k_3=2,2$ .

**Выводы.** 1. При анализе детекторных релейных органов необходимо учитывать неидеальность полупроводниковых вентилей, различные режимы схем сравнения абсолютных значений в отдельные моменты времени и конечную чувствительность нуль-индикаторов.

2. Уравнения срабатывания детекторных релейных органов в различных режимах позволяют построить характеристику  $Z_{cr}=f(I)$ , определить ток точной работы, кратность в нуль-индикаторе при коротком замыкании в глубине защищаемой зоны и оценить быстродействие реле.

Полученные результаты можно использовать с целью нахождения оптимального варианта детекторного релейного органа с заданной характеристикой срабатывания.

#### Литература

1. Фабрикант В. Л., Анализ и расчет схем сравнения, сб. «Полупроводники в технике релейной защиты», т. 1, НТОЭП, 1958.
2. Федосеев А. М., Основы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1961.
3. Шеерсон Э. М., Метод определения оптимальных параметров реле сопротивления, Известия вузов, «Энергетика», 1967, № 2.

[4.10.1968]





Разделяя мнимую и действительную части, получим:

$$\left. \begin{aligned} \frac{s_1^2 i_{1m}}{s_1^2 + \alpha_1'^2} + \frac{s_1^2 i_{2m}}{s_1^2 + \alpha_2'^2} + \dots + \frac{s_1^2 i_{nm}}{s_1^2 + \alpha_n'^2} &= a_1; \\ \frac{s_2^2 i_{1m}}{s_2^2 + \alpha_1'^2} + \frac{s_2^2 i_{2m}}{s_2^2 + \alpha_2'^2} + \dots + \frac{s_2^2 i_{nm}}{s_2^2 + \alpha_n'^2} &= a_2; \\ \dots & \\ \frac{s_k^2 i_{1m}}{s_k^2 + \alpha_1'^2} + \frac{s_k^2 i_{2m}}{s_k^2 + \alpha_2'^2} + \dots + \frac{s_k^2 i_{nm}}{s_k^2 + \alpha_n'^2} &= a_k; \\ \frac{s_1 \alpha'_1 i_{1m}}{s_1^2 + \alpha_1'^2} + \frac{s_1 \alpha'_2 i_{2m}}{s_1^2 + \alpha_2'^2} + \dots + \frac{s_1 \alpha'_n i_{nm}}{s_1^2 + \alpha_n'^2} &= b_1; \\ \frac{s_2 \alpha'_1 i_{1m}}{s_2^2 + \alpha_1'^2} + \frac{s_2 \alpha'_2 i_{2m}}{s_2^2 + \alpha_2'^2} + \dots + \frac{s_2 \alpha'_n i_{nm}}{s_2^2 + \alpha_n'^2} &= b_2; \\ \dots & \\ \frac{s_k \alpha'_1 i_{1m}}{s_k^2 + \alpha_1'^2} + \frac{s_k \alpha'_2 i_{2m}}{s_k^2 + \alpha_2'^2} + \dots + \frac{s_k \alpha'_n i_{nm}}{s_k^2 + \alpha_n'^2} &= b_k. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Задача определения переходной проводимости  $i(t)$  сводится к определению амплитудных значений  $i_{im}$  и коэффициентов затухания  $\alpha'_i$  через параметры  $a_i, b_i$  из системы нелинейных уравнений (8), которые не удается решить известными итерационными методами. Трудности решения заключаются не только в нелинейности уравнений, но и в том, что в большинстве случаев заранее неизвестно, каким количеством контуров можно представить схему замещения исследуемой электрической машины.

Несмотря на указанные трудности, путем использования особых свойств экспоненциальной функции оказалось возможным найти решение нелинейной системы уравнений (8).

Для отыскания комбинации экспоненциальных функций, которая отвечала бы исходным комплексам тока, рассмотрим предварительно некоторое соответствие между оригиналом и изображением для случая, когда переходная функция является суммой экспонент

$$i_m e^{-\alpha t} = \frac{i_m p}{p + \alpha}. \quad (9)$$

На рис. 1 приведены оригинал  $i(t)$  и частотная характеристика  $i(js) = a(s) + jb(s)$  экспоненциальной функции. Переход от изображения к частотной характеристике произведен путем подстановки в выражение (9)  $p = js$ .

Параметры экспоненты (9) и частотной характеристики (рис. 1, б) связаны соотношениями [Л. 2]:

$$a = \frac{b(s_i)}{a(s_i)} s_i = \text{const}, \quad i_m = a(s_i) + \frac{b^2(s_i)}{a(s_i)} = \text{const}. \quad (10)$$

Известно, что

$$\left. \begin{aligned} i(t)_{t=0} &= i(js)_{s=\infty} = i_m; \\ i(t)_{t=\infty} &= i(js)_{s=0} = 0. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Можно, оказывается, формально установить соответствие оригинала и частотной характеристики

при текущих значениях времени  $0 < t < \infty$  и параметра  $\infty < s < 0$ . Учитывая равенство мгновенного значения тока кривой  $i(t)$  и модуля  $i(js)$  для предельных значений (11)  $t=0, \infty$  и  $s=\infty, 0$ , положим:

$$i(t) = i_m e^{-\alpha t} = |i[js(t)]| = \frac{i_m}{\sqrt{1 + \frac{\alpha^2}{s^2(t)}}}. \quad (12)$$

Откуда можно определить  $s(t)$  в виде

$$s(t) = \frac{\alpha}{\sqrt{e^{2\alpha t} - 1}} \quad (13)$$

или

$$t = \frac{1}{2\alpha} \ln \left( 1 + \frac{\alpha^2}{s^2(t)} \right).$$

Нетрудно убедиться, что если в (12) подставить соответственно  $s=\infty$  и  $s=0$ , то с учетом (13) получим, в частности, соотношение (11).

Если функция  $i(t)$  состоит из одной экспоненты (рис. 1, а), то параметры экспоненты можно определить по любому участку кривой, т. е.

$$a = \frac{i_k}{s_k} = \text{const}, \quad i_m = \frac{i_k}{e^{-\alpha t_k}} = \text{const},$$

где

$$s_k = \int_{t_k}^{\infty} i_m e^{-\alpha t} dt \text{ — площадь в интервале } (t_k, \infty).$$

Представим теперь, что  $i(t)$  состоит из  $n$  экспонент и выражается зависимостью

$$i(t) = i_{1m} e^{-\alpha'_1 t} + i_{2m} e^{-\alpha'_2 t} + \dots + i_{nm} e^{-\alpha'_n t}. \quad (14)$$

В точке  $t_k$  коэффициенты затухания составляющих экспонент равны:

$$\alpha'_1 = \frac{i_{1k}}{s_{1k}}, \quad \alpha'_2 = \frac{i_{2k}}{s_{2k}}, \dots, \quad \alpha'_n = \frac{i_{nk}}{s_{nk}}, \quad (15)$$

где  $i_{1k}, i_{2k}$  и т. д. — значения ординат экспонент в точке  $t_k$ ;

$$s_{ik} = \int_{t_k}^{\infty} i_{im} e^{-\alpha'_i t} dt \text{ — площадь } i\text{-й экспоненты в интервале } (t_k, \infty), \quad i = 1, 2, \dots, n.$$

Каждое значение  $i(t)$  можно рассматривать как точку, принадлежащую своей экспоненте, характеризуемой эквивалентными параметрами. В точке  $k$  эти параметры равны:

$$\alpha'_{k0} = \frac{i_{1k} + i_{2k} + \dots + i_{nk}}{s_{1k} + s_{2k} + \dots + s_{nk}},$$

$$i_{k0} = \frac{i_{1k} + i_{2k} + \dots + i_{nk}}{e^{-\alpha'_{k0} t}}.$$

В точке  $t_q$  ( $t_q < t_k$ ) параметры исходных и эквивалентной экспонент связаны соотношениями:

$$\alpha'_{1q} = \frac{k_1 i_{1k}}{k_1 s_{1k}}, \quad \alpha'_{2q} = \frac{k_2 i_{2k}}{k_2 s_{2k}}, \dots, \quad \alpha'_{nq} = \frac{k_n i_{nk}}{k_n s_{nk}},$$

$$\alpha'_{q0} = \frac{k_1 i_{1k} + k_2 i_{2k} + \dots + k_n i_{nk}}{k_1 s_{1k} + k_2 s_{2k} + \dots + k_n s_{nk}},$$

$$i_{q0} = \frac{k_1 i_{1k} + k_2 i_{2k} + \dots + k_n i_{nk}}{e^{-\alpha'_{q0} t}},$$



Допустим, что для скольжений  $s_1$  и  $s_2$  найдена комбинация из двух экспонент:

$$i(t) = i_{11}e^{-\alpha'_{11}t} + i_{12}e^{-\alpha'_{12}t}.$$

Для скольжений  $s_1$  и  $s_3$  ( $s_3 > s_2 > s_1$ ) можно найти также две экспоненты

$$i(t) = i_{21}e^{-\alpha'_{21}t} + i_{22}e^{-\alpha'_{22}t}.$$

Очевидно, если машина имеет два контура на роторе, то получим:

$$i_{11} = i_{21}; \alpha'_{11} = \alpha'_{21}; i_{12} = i_{22}; \alpha'_{12} = \alpha'_{22}.$$

При наличии третьего контура

$$i_{11} < i_{21}; \alpha'_{11} < \alpha'_{21}; i_{12} < i_{22}; \alpha'_{12} < \alpha'_{22}. \quad (19)$$

Приведенные неравенства по существу показывают выполнение условия (18). Аналогично можно обнаружить присутствие четвертой экспоненты путем сопоставления данных расчета для точек  $s_1, s_2, s_3, s_4$  и  $s_1, s_2, s_3, s_5$  и т. д. Определение большего количества контуров, чем имеется, путем введения избыточной информации приводит к нарушению сходимости.

Поясним предлагаемый метод на следующем численном примере. Пусть задана переходная функция из суммы трех экспонент:

$$i(t) = i_0 + i_{1m}e^{-\alpha'_{1t}t} + i_{2m}e^{-\alpha'_{2t}t} + i_{3m}e^{-\alpha'_{3t}t} = \\ = 0,516 + 2,424e^{-0,00692t} + 2,0e^{-0,145t} + 1,517e^{-0,4833t}.$$

Кривой  $i(t)$  соответствует частотная характеристика (рис. 2)

$$i_{s_0} = 0,516 + \frac{2,424js}{js + 0,00692} + \frac{2,0js}{js + 0,145} + \frac{1,517js}{js + 0,4833}.$$

Допустим, что для  $s_1, s_2, s_3$  и  $s_4$  согласно (8) известны комплексы:

$$\left. \begin{array}{l} a_1 + jb_1 = 1,649 + j1,303; s_1 = 0,01; \\ a_2 + jb_2 = 3,1185 + j1,4036; s_2 = 0,1; \\ a_3 + jb_3 = 5,055 + j1,329; s_3 = 0,5; \\ a_4 + jb_4 = 5,6155 + j0,897; s_4 = 1,0. \end{array} \right\} \quad (20)$$

Тогда

$$\left. \begin{array}{l} \alpha'_{13}(s_1) = 0,0079; \alpha'_{23}(s_2) = 0,045; \alpha'_{33}(s_3) = \\ = 0,131; \\ \alpha'_{43}(s_4) = 0,16; i_{13}(s_1) = a_1 + \frac{b_1^2}{a_1} = 2,6789; \\ i_{23}(s_2) = 3,75; i_{33}(s_3) = 5,404; i_{43}(s_4) = 5,759. \end{array} \right\} \quad (21)$$

Как и следовало ожидать, условие (18) выполняется.

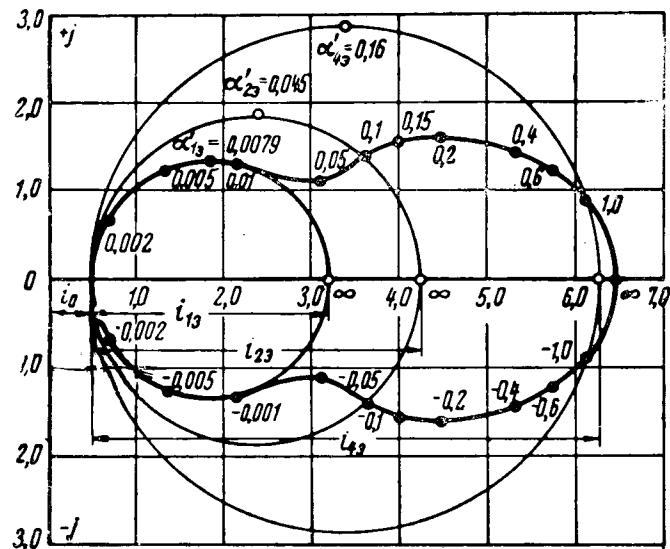


Рис. 2. Частотная характеристика переходной функции.

На рис. 2 приведены частотные характеристики (круговые диаграммы), соответствующие эквивалентным параметрам (21) для точек  $s_1, s_2$  и  $s_4$ .

Как видим, с ростом скольжения увеличиваются диаметры окружностей и соответственно коэффициенты затухания.

Комплексы  $a_1 + jb_1$  ( $s_1 = 0,01$ ) и  $a_2 + jb_2$  ( $s_2 = 0,1$ ) в результате расчета дают переходную функцию

$$i(t) = i_{11}e^{-\alpha'_{1t}t} + i_{12}e^{-\alpha'_{12}t} = 2,433e^{-0,00696t} + \\ + 2,886e^{-0,177t}.$$

Для точек  $s_1 = 0,01$  и  $s_3 = 0,5$  имеем:

$$i(t) = i_{21}e^{-\alpha'_{21}t} + i_{22}e^{-\alpha'_{22}t} = 2,4839e^{-0,007148t} + \\ + 3,222e^{-0,2115t}.$$

Поскольку условие (19) выполняется, находим три экспоненты по точкам  $s_1, s_3$  и  $s_4$  и точкам  $s_1, s_2$  и  $s_4$ .

Убеждаемся, что результаты совпадают.

В таблице показан порядок расчета для точек  $s_1, s_2$  и  $s_4$ . В строке  $k$  нетрудно увидеть результаты. Практически имеем полное совпадение расчетных и исходных значений кривой  $i(t)$ .

Строки 10 и 15 показывают, насколько быстро идет процесс приближений. Если для исходной функции пытаться найти комбинацию из четырех экспонент путем введения дополнительного комп-

№ п/п.	$a_1i$	$b_1i$	$\alpha'_{1i}$	$i_{1i}$	$a_2i$	$b_2i$	$\alpha'_{2i}$	$i_{2i}$	$a_3i$	$b_3i$	$\alpha'_{3i}$	$i_{3i}$
1	1,649	1,303	0,00790	2,6786	0,4564	1,1932	0,2614	3,5759	-0,4098	0,00080	-0,00195	-0,4098
2	2,0385	1,0893	0,00534	2,6206	0,9151	1,2560	0,1373	2,639	0,4045	0,5274	1,5274	1,0922
3	1,6350	1,1034	0,00674	2,3796	0,7434	1,1605	0,1561	2,5551	0,7417	0,4915	0,6627	1,0675
10	1,639	1,134	0,006918	2,4236	0,6525	0,9640	0,1477	2,0767	1,1595	0,5799	0,5001	1,4496
15	1,6389	1,1343	0,006921	2,4240	0,6466	0,9448	0,1461	2,0271	1,2067	0,5902	0,4891	1,4954
$k$	1,6389	1,1344	0,006921	2,4241	0,6443	0,9375	0,14551	2,0085	1,2246	0,5940	0,4850	1,5128

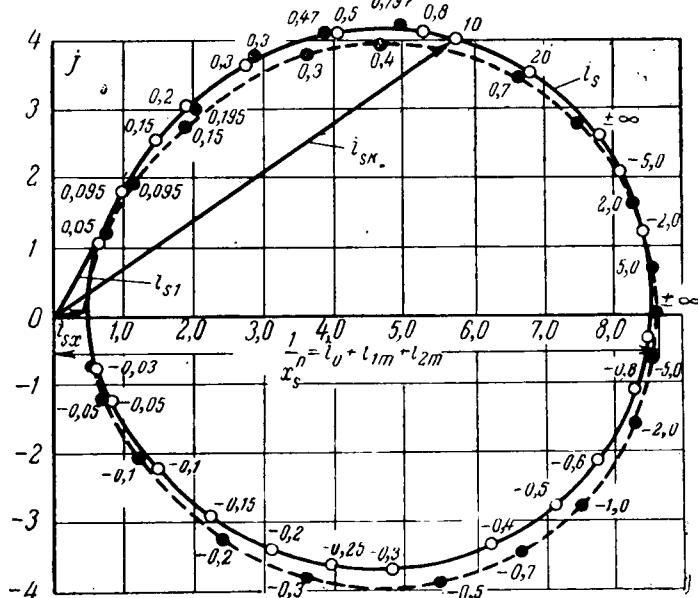


Рис. 3. Частотные характеристики асинхронного двигателя типа АС-92-24/6.

$i_{s0}$  — без учета активного сопротивления статора;  $i_s$  — с учетом активного сопротивления; 0,095; 0,3; 0,47; 0,797 — точки реальной частотной характеристики, полученные из опыта.

лекса, то в результате расчета не удается найти решение ввиду отсутствия сходимости, так как исходная система уравнений является переопределенной, имеется избыточная информация.

В качестве примера практического применения предлагаемого метода рассмотрим определение переходной проводимости при нахождении частотных характеристик (либо круговых диаграмм) асинхронных электродвигателей.

Асинхронный электродвигатель типа АС-92-24/6, выполненный со специальным ротором ( $P=20$  кВт,  $U=380$  в,  $I_n=42$  а,  $\cos \varphi=0,85$ ,  $n=950$  об/мин,  $r_s=0,0382$  отн. ед.) по данным испытаний имеет значения токов:

$$\begin{aligned} i_{sx} &= 0,468 + j0,0367; \quad s_0 = 0; \\ i_{s1} &= 0,985 + j1,875; \quad s_1 = 0,095; \\ i_{sh} &= 5,762 + j4,004; \quad s_2 = 1,0. \end{aligned}$$

В соответствии с выражением (6), приведенным скольжением соответствуют комплексы:

$$\begin{aligned} i_{s0x} &= 0,469 + j0,0283; \\ i_{s01} &= 1,141 + j1,973; \\ i_{s0h} &= 7,523 + j2,772. \end{aligned}$$

Расчетные комплексы согласно (7) равны:

$$\begin{aligned} a_1 + jb_1 &= 0,672 + j1,945; \\ a_2 + jb_2 &= 7,054 + j2,744. \end{aligned} \quad \left. \begin{array}{l} \\ \end{array} \right\} \quad (22)$$

Условие разграничения экспонент (18) выполняется, так как

$$\begin{aligned} \alpha'_{13} &= 0,275 < \alpha'_{23} = 0,389; \\ i_{13} &= 6,301 < i_{23} = 8,121. \end{aligned}$$

Комплексам (22) соответствует проводимость

$$i(t) = 0,602e^{-0,0964t} + 7,575e^{-0,416t}.$$

Частотная характеристика без учета активного сопротивления статора имеет вид:

$$\begin{aligned} i_{s0} &= \frac{1}{x_s(j)} = 0,469 + j0,0283 + \frac{0,602j}{js + 0,0964} + \\ &+ \frac{7,575j}{js + 0,416}. \end{aligned} \quad (23)$$

В случае представления рассматриваемой машины с одним контуром на роторе не требуется применения программы разложения экспоненты. Частотная характеристика без учета активного сопротивления выражается соотношением:

$$i_{s0} = 0,469 + j0,0283 + \frac{8,121j}{js + 0,389}. \quad (24)$$

Переход от частотных характеристик без учета активного сопротивления статора (23) и (24) к реальным характеристикам производится по формуле, вытекающей из (6):

$$i_s = \frac{i_{s0}}{1 - jr_s i_{s0}}. \quad (25)$$

На рис. 3 приведены частотные характеристики с учетом ( $i_s$ ) и без учета ( $i_{s0}$ ) активного сопротивления статора асинхронного двигателя типа АС-92-24/6.

На этом же рисунке показаны исходные комплексы тока ( $i_{sx}$ ,  $i_{s1}$ ,  $i_{sh}$ ) и некоторые точки реальной частотной характеристики, полученные из опыта непосредственной нагрузки. Результаты хорошо совпадают.

Все приведенные вычисления реализуются весьма простым алгоритмом с использованием ЭЦВМ. При выборе исходной информации при исследовании машин переменного тока рекомендуется брать комплексы тока при  $s=0$ ,  $s=1$  и комплексы, несколько отличающиеся от  $s=0$ . Не следует брать точки, близкие к  $s=0$ .

Погрешность в определении комплексов  $s=0$  и  $s \approx 0$  (в расчет входит разница комплексов) может оказаться на конечных результатах.

Для машин с несимметричным ротором и синхронных машин переходная проводимость рассчитывается по осям  $d$  и  $q$  аналогично рассмотренному случаю.

Разработанный итерационный метод определения по стационарным параметрам переходной проводимости в виде суммы экспоненциальных функций открывает новые возможности не только при нахождении частотных характеристик (в том числе круговых диаграмм) машин переменного тока, но и может быть использован при решении ряда других электротехнических задач.

#### Литература

1. Казовский Е. Я., Переходные процессы в электрических машинах переменного тока, Изд. АН СССР, 1962.
2. Микляев М. С., Определение частотных характеристик асинхронных двигателей с переменными параметрами, «Электротехника», 1967, № 7.

[17.10.1968]



# Оптимальный выбор магнитных материалов для магнитоэлектрических генераторов с коммутацией магнитного потока

Канд. техн. наук Е. Г. БЕРЕНЗОН и канд. физ.-мат. наук И. К. ПАНИНА

Москва

Генераторы с коммутацией магнитного потока являются разновидностью индукторных генераторов. Они имеют простую и надежную конструкцию, позволяют получить большую мощность на единицу веса, обеспечивают получение переменного тока повышенной частоты.

Уменьшение веса и габаритов таких генераторов является актуальной задачей, которая может быть решена путем рационального использования новых магнитных материалов, выпускаемых отечественной промышленностью.

Статья посвящена рассмотрению критериев оптимальных соотношений геометрических размеров магнитной системы генераторов в сочетании со свойствами магнитомягких и магнитотвердых материалов с целью получения наибольшей удельной мощности генератора.

Рассмотрен вопрос о возможности повышения мощности генератора в рамках неизменной конструкции за счет подбора оптимальных характеристик магнитных материалов и рационального сочетания их свойств.

Принцип действия магнитоэлектрического генератора с коммутацией магнитного потока поясняется рис. 1. Статор генератора состоит из двух секций, набранных из листовой электрической стали и двух стержневых постоянных магнитов. Статорные секции и магниты запрессованы в обойму, являющуюся корпусом генератора. Ротор представляет собой ось, на которую набраны штампованные из электротехнической стали звездочки. Обмотка генератора охватывает обе статорные секции (рис. 1) или в другом варианте (рис. 2) состоит из двух отдельных обмоток, охватывающих каждую секцию статора.

Магнитные потоки, создаваемые постоянными магнитами, можно условно разбить на три составляющие: магнитные потоки  $\Phi_I$  и  $\Phi_{II}$ , проходящие через зубцы статорных секций 1—1 и 2—2 соответственно, и магнитный поток рассеяния  $\Phi_s$ . Таким образом,

$$\Phi_0 = \Phi_I + \Phi_{II} + \Phi_s, \quad (1)$$

где  $\Phi_0$  — суммарный поток обоих постоянных магнитов.

При вращении ротора магнитные потоки  $\Phi_I$  и  $\Phi_{II}$  изменяются в противофазе. Характер их изменения в зависимости от угла поворота ротора  $\alpha$  показан на рис. 3. Пренебрегая гармониками выше первой, получим:

$$\left. \begin{aligned} \Phi_I &= \Phi_{cp} + \Phi_I \cos \alpha; \\ \Phi_{II} &= \Phi_{cp} - \Phi_I \cos \alpha. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Величина потока  $\Phi_s = \text{const}$  и не зависит от  $\alpha$ . Поэтому

$$\Phi_0 = 2\Phi_{cp} + \Phi_s = \text{const.}$$

Магнитный поток, сцепленный с обмоткой статора и индуцирующий э. д. с. холостого хода, равен:

$$\Phi_k = \Phi_I - \Phi_{II} = 2\Phi_I \cos \alpha. \quad (3)$$

Для удобства исследования выразим основные составляющие магнитного потока генератора в долях от  $\Phi_0$ .

При  $\alpha = 0$  уравнение (2) принимает вид:

$$\Phi_I = \Phi_{max} = \Phi_{cp} + \Phi_I;$$

$$\Phi_{II} = \Phi_{min} = \Phi_{cp} - \Phi_I.$$

Подставляя эти значения в (1) и поделив обе части полученного уравнения на  $\Phi_0$ , получим:

$$1 = \frac{\Phi_{max}}{\Phi_0} + \frac{\Phi_{min}}{\Phi_0} + \frac{\Phi_s}{\Phi_0}. \quad (4)$$

Для определения относительного значения отдельных составляющих магнитного потока достаточно знать два отношения:

$$\frac{\Phi_{max}}{\Phi_0} = \beta \text{ и } \frac{\Phi_{max}}{\Phi_{min}} = \gamma. \quad (5)$$

По известным  $\beta$  и  $\gamma$  определяем:

$$\Phi_{min} = \Phi_0 - \frac{\beta}{\gamma}; \quad (6)$$

$$\Phi_s = \Phi_0 \left( 1 - \beta - \frac{\beta}{\gamma} \right); \quad (7)$$

$$2\Phi_I = \Phi_{max} = \Phi_0 \beta \left( 1 - \frac{1}{\gamma} \right). \quad (8)$$

К генераторам с коммутацией магнитного потока, которые используются в режимах кратковременной работы, предъявляется требование максимальной мощности на единицу веса. Критериями оптимальности соотношений геометрических размеров магнитной системы этих генераторов являются:

1. Максимальная степень использования магнитного потока постоянного магнита.

Из (8) следует, что это требование сводится к максимуму величины

$$k_1 = \beta \left( 1 - \frac{1}{\gamma} \right).$$

## 2. Минимальный объем магнитных материалов.

Для постоянных магнитов это требование, как известно, выполняется при таком соотношении между длиной и поперечным сечением постоянного магнита, при котором рабочая точка на кривой размагничивания соответствует максимуму энергии во внешней магнитной цепи. Для материала магнитопровода максимальное его использование определяется соответствующим выбором величины индукции.

Магнитное состояние цепей генератора можно связать с его основными размерами. Обозначим:  $Z_p$  — число зубцов на роторе;  $d$  — диаметр ротора;  $t$  — ширина зубца статора (ротора),  $\tau$  — зубцовое

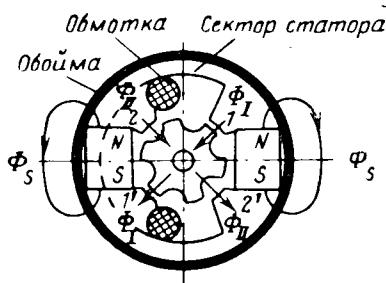


Рис. 1. Схематическое изображение поперечного разреза генератора.

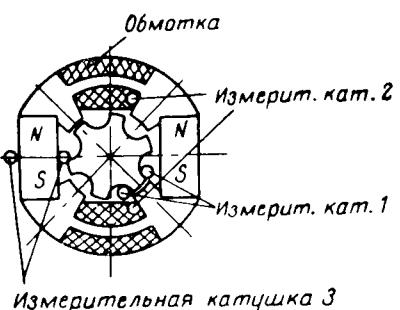


Рис. 2. Вариант расположения рабочих обмоток и схема расположения измерительных катушек на генераторе.

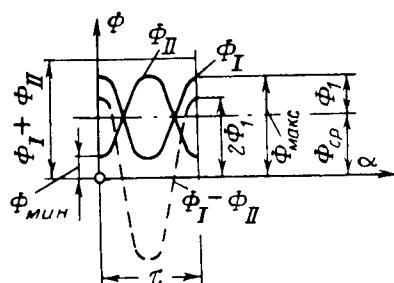


Рис. 3. Изменение магнитных потоков в генераторе при вращении ротора.

деление,  $D$  — внешний диаметр генератора,  $\Delta$  — толщина магнита в нейтрали. Тогда

$$d = \frac{z_p t}{\pi t_*}, \quad (9)$$

где

$$t_* = \frac{t}{\tau}.$$

Приближенно можно считать

$$D = d + 2\Delta,$$

тогда

$$D = \frac{Z_p t}{\pi t_*} + 2\Delta. \quad (10)$$

Если  $B_0$  — индукция в нейтрали постоянного магнита,  $B_3$  — индукция в зубце (наибольшее значение),  $l$  — длина магнитной системы по оси ротора и  $k_3$  — коэффициент заполнения пакета сталью, тогда

$$\Phi_0 = 2B_0\Delta l \text{ и } \Phi_{\max} = B_3 k_3 l t;$$

в соответствии с (5)

$$\Phi_{\max} = \beta \Phi_0 = \beta^2 B_0 \Delta l,$$

откуда

$$\Delta = \frac{B_3 k_3}{B_0 \beta^2} t. \quad (11)$$

Рассмотрим соображения по выбору и определению численных значений отдельных величин, входящих в полученные уравнения. Величина  $\gamma$  определяется геометрией зубцовой зоны. Рядом авторов [Л. 1 и 2] найдены такие геометрические соотношения размеров зубцовой зоны, при которых обеспечивается максимальное значение амплитуды I-й гармоники магнитного потока  $\Phi_1$ . Численное значение  $\gamma$  всегда больше единицы.

Величина  $\beta$  в значительной степени определяет рассеяние магнитной системы. Заметим, что даже при отсутствии рассеяния величина  $\beta < 1$ . Из (7) следует, что при  $\Phi_s = 0$

$$\beta_{\Phi_s=0} = \frac{\gamma}{1 + \gamma}.$$

Таким образом, даже при отсутствии рассеяния степень использования магнитного потока будет:

$$(k_1)_{\Phi_s=0} = \frac{\gamma - 1}{\gamma + 1} < 1.$$

Это объясняется тем, что в индукторных генераторах, разновидностью которых является генератор с коммутацией магнитного потока, магнитный поток через зубец статора не может быть равен нулю.

Диаметр расточки статора при прочих равных условиях обратно пропорционален индукции в зубцах статора. Поэтому для уменьшения габаритов генератора значение индукции в минимальном сечении зубца выбирают максимально возможным и близким к индукции насыщения:

$$B_3 \approx B_s.$$

Возможны небольшие отклонения, связанные с оптимизацией режима зубцовой зоны.

Наружный диаметр генератора определяется в основном шириной постоянного магнита в нейтрали, которую можно определить по (11), а общая конфигурация магнитной системы определяется принципом действия. Высоту магнита между полюсом можно изменять в некоторых пределах, не изменяя при этом общую конфигурацию магнитной системы. Зная свободную н. с. для данного магнитного материала в рабочей точке  $H_m$  и необходимую н. с. из расчета магнитной цепи генератора  $F$ , находим высоту магнита

$$h = \frac{F}{H_m}.$$

Площадь поперечного сечения спинки статора выбирается такой, чтобы в рабочем режиме генератора значение индукции в спинке было близко к индукции насыщения. При такой загрузке магнитопровода, учитывая повышенную частоту переменного тока, возникают значительные потери в стали. Однако в условиях кратковременной работы уменьшение веса генератора оказывается более выгодным, чем увеличение его к. п. д. Отметим, что поскольку генераторы с коммутацией магнитного потока работают, как правило, на нагрузку емкостного характера, магнитный поток в спинке статора при холостом ходе в 1,5—2 раза меньше магнитного потока в рабочем режиме.

Рассмотрим возможность увеличения мощности генератора без изменения его габаритных размеров за счет применения более совершенных магнитомягких и магнитотвердых материалов.

Для увеличения мощности генератора необходимо увеличить магнитный поток  $\Phi_{\max}$ . Поскольку

размеры магнитной системы по условию остаются без изменения, в соответствии с (8) необходимо увеличить магнитный поток в нейтрали магнита  $\Phi_0$ . Однако увеличение мощности произойдет только в том случае, если увеличение  $B_0$  сопровождается ростом  $B_3$ . Если  $B_3$  близко к насыщению, то возрастание  $B_0$  вызовет перераспределение магнитных потоков, что может привести к уменьшению амплитуды переменного магнитного потока и мощности генератора. Предельным значением  $B_3$  является  $B_s$  материала, а наиболее рациональное значение  $B_0$  равно индукции  $B_m$ , соответствующей максимальной энергии материала постоянного магнита.

Выше было показано, что размеры магнитной системы генератора устанавливаются такими, что величины индукции в нейтрали магнита и зубце статора оказываются связанными уравнением (11). Подставляя в (11) значение  $B_s$  и  $B_m$ , находим связь между свойствами магнитомягких и магнитотвердых материалов для заданных геометрических размеров магнитной системы:

$$\frac{B_s}{B_m} = \Delta \frac{2\beta}{tk_3}. \quad (12)$$

Последнее уравнение позволяет оценить целесообразность применения новых магнитных материалов и скоординировать их свойства с целью повышения мощности в рамках неизменных конструктивных размеров.

Рассмотрим три возможных случая.

1. Генератор имеет  $B_3 \approx B_s$  (магнитомягкий материал использован полностью). В этом случае для увеличения мощности генератора нужно заменить как материал магнитопровода, так и материал постоянного магнита. При этом новое значение  $B'_s$  и  $B'_0$  должны удовлетворять соотношению

$$\frac{B'_s}{B'_0} \geq \Delta \frac{2\beta}{tk_3}.$$

Увеличение мощности произойдет, естественно, при условии

$$B'_0 > B_0.$$

2. Магнитомягкий материал генератора насыщен (генератор предназначался для работы на индуктивную нагрузку). В этом случае увеличение мощности может быть достигнуто заменой материала магнитопровода другим, имеющим большое значение индукции насыщения.

3. Магнитомягкий материал не насыщен. Увеличение мощности достигается заменой материала постоянного магнита при условии

$$B'_0 > B_0$$

и

$$\frac{B_s}{B'_0} \geq \Delta \frac{2\beta}{tk_3}.$$

Для иллюстрации изложенных соображений ниже приводится результат экспериментального исследования.

Экспериментальное определение коэффициентов  $\beta$  и  $\gamma$  было проведено на нескольких генераторах, отличающихся по мощности и применяемым магнитным материалам; размеры генераторов выбирались с учетом изложенных выше соображений. Из-

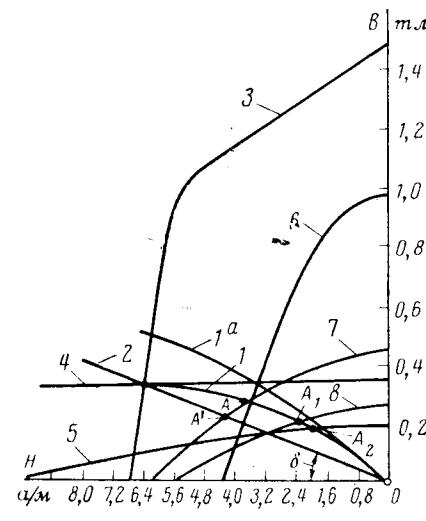


Рис. 4. Диаграммы магнитных состояний двух конструкций (1, 1a) и (2) и кривые размагничивания ЮНДК25БА (3) (ГОСТ 9575-60), ферритов бария 2,5БА (4) (ОЖ07076935ТУ) и МБИ (5) (Н0707000ВТУ), ДНК02 (6) (ГОСТ 9575-60), сплава альнико (7) (ТУМБ0021005), металлоэластичного альнико (8).

мерения показали, что  $\beta$  и  $\gamma$  сохраняют свои значения:  $\gamma = 5 \div 6$ ,  $\beta = 0,6 \div 0,7$ .

Для определения диаграммы магнитного состояния генератора (рис. 4) строим кривую размагничивания  $B(-H)$  материала постоянного магнита данного генератора 7. Затем намагничиваем генератор и определяем величину  $\Phi_0$ , после чего находим:

$$B_0 = \frac{\Phi_0}{\Delta l}.$$

Определяем на кривой размагничивания 7 точку  $A'$ , соответствующую значению индукции  $B_0$ . Если магнитопровод не насыщен, луч  $OA'$  является магнитной характеристикой данного генератора, т. е. зависимостью суммарного магнитного потока от н. с. в координатах, где за единицу площади и длины приняты соответственно площадь постоянного магнита в нейтрали и его длина.

Угол наклона луча  $OA'$  к оси абсцисс определяется конструктивными размерами генератора и практически не зависит от материала постоянного магнита и магнитопровода (в отсутствие насыщения)

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{\Phi}{F} \frac{l_m}{s_m} = G_m \frac{l_m}{s_m},$$

где  $G_m$  — общая проводимость магнитной системы генератора, приведенная к полюсам постоянного магнита.

Если магнитопровод генератора насыщен, магнитная характеристика представится выпуклой вверх кривой, а точка  $A'$  будет одной из точек на этой характеристике. Для того чтобы определить другие точки магнитной характеристики генератора, поступаем следующим образом. Изготавливаем

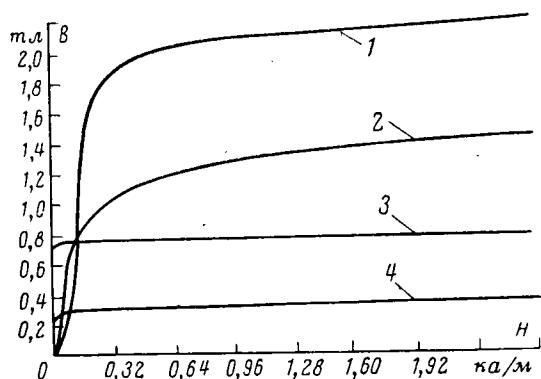


Рис. 5. Кривые намагничивания магнитомягких материалов 49КФВИ (1) (ЧМТУ ЦНИИЧМ 1433-65), Э42 (2) (ГОСТ 802-58), 79НМ (3) (ГОСТ 10160-62), ферриты НМ-1000 (4) (Н030000).

постоянные магниты из разных магнитных материалов и производим аналогичные измерения, которые позволяют найти точки магнитной характеристики генератора  $A$ ,  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $A_3$  (рис. 4, кривая 1).

Можно поступить иначе. Изготовить постоянный магнит из материала, имеющего наибольшую энергию (например ЮНДК) и произвести описанные выше измерения со снятием семейства кривых размагничивания, находящихся внутри предельной кривой.

На рис. 4 построены магнитные характеристики двух генераторов. У первой конструкции (кривая 1) при исходном сочетании магнитных материалов альнистити и стали Э41 материал магнитопровода насыщен (индукция в зубцах по данным измерений составляла 1,4 тл). При замене материала Э41 на 49КФВИ характеристика этого генератора переходит в кривую 1а.

В другой конструкции (луч 2) при исходном сочетании магнитных материалов альнистити и Э42 индукция в зубцах составила величину 0,7 тл. Материал магнитопровода далек от насыщения.

На рис. 5 приведены кривые намагничивания различных магнитомягких материалов, выпускаемых промышленностью, которые были использованы в описываемых опытах для изготовления магнитопроводов генераторов. Следует указать на перспективность применения нового сплава 49КФВИ (ЭП581), обладающего наибольшей из всех существующих сплавов индукцией насыщения.

При замене магнитных материалов в конструкциях генераторов 1 и 2 определялись отношения напряжения холостого хода генератора для данного сочетания магнитных материалов к напряжению холостого хода генератора при исходном сочетании. Подобным образом находилась относительная мощность генератора. Результаты эксперимента представлены в таблице.

Конструкция генератора	Материал магнита	Материал магнитопровода	Относительное напряжение	Относительная мощность	Примечание
1	Альнистити	Э41	1	1	Исходное сочетание
	Альнистити	49КФВИ	1,2	1,2	
	ЮНОК25БА	49КФВИ	2	4	
2	Альнистити	Э42	1	1	Исходное сочетание
	Альнистити	НМ-1000	0,5	0,25	
	Альнистити	79НМ (прес)	0,8	0,64	
	2,5БА	Э42	1,4	2	
	2,5БА	НМ-1000	0,3	0,1	
	2,5БА	79НМ (прес)	1	1	

Для выбора новых магнитных материалов достаточно простейшими магнитными измерениями определить индукцию в магнитопроводе, а затем, учитывая постоянство коэффициентов  $\beta$  и  $\gamma$  для данной конструкции, выбрать магнитные материалы в соответствии с уравнением (11).

#### Литература

- Жежерин Р. П., Индукторные генераторы, Госэнергоиздат, 1961.
- Роh R., Теория машин с пульсирующим полем, JIEE p. II, 1946, № 31.

[6.5.1968]



# Преобразователь пониженной частоты с раздельным управлением группами вентиляй

Инженеры Л. Х. ДАЦКОВСКИЙ, В. Д. КОЧЕТКОВ, И. С. КУЗНЕЦОВ  
ВНИИЭлектропривод

Статические преобразователи пониженной частоты находят применение в электроприводе производственных механизмов, требующих частых реверсов и тормозных режимов работы. Свободный обмен энергией между низкочастотной нагрузкой и питающей сетью в такого типа преобразователях обеспечивает возможность работы электрической машины как в двигательном режиме, так и в режиме генераторного торможения.

Статические преобразователи пониженной частоты могут быть выполнены как по схеме совместного управления группами вентиляй с применением дросселей, ограничивающих уравнительные токи в реверсивном контуре, так и по схеме раздельного управления группами вентиляй с запиранием неработающей группы. Ограничивающие дроссели ухудшают весовые, а также энергетические показатели преобразователей пониженной частоты, обусловливая внутреннее падение напряжения в преобразователе от тока нагрузки и увеличение токов через вентиля и силовой трансформатор из-за электромагнитных процессов в реверсивном контуре, обладающем индуктивностью [Л. 1]. Поэтому отказ от способа ограничения уравнительных токов посредством дросселей и разработка схем раздельного управления группами вентиляй расширяют область применения статических преобразователей пониженной частоты.

На рис. 1 представлена структурная схема одной фазы преобразователя с раздельным управлением. Полуволны кривой тока низкой частоты формируются каждой соответствующим вентильным комплектом (A или B) посредством системы импульсно-фазового управления (СИФУ-А или СИФУ-В) и задающего генератора напряжения и частоты ЗГНЧ, обеспечивающих модуляцию фазы импульсов управления по определенному закону. По сигналам датчиков нуля тока ДНТ-А и ДНТ-В, установленных в цепи нагрузки каждой группы вентиляй, логическая схема запирания БЛЗ с частотой вторичной сети осуществляет снятие импульсов управления с группы вентиляй, заканчивающей работу, и с заданной выдержкой времени дает разрешение на подачу этих импульсов на группу вентиляй, вступающую в работу.

Датчик нуля тока представляет собой проходной магнитный усилитель с внутренней положительной обратной связью, обмоткой управления которого является шина силовой цепи. Для обеспечения высокого быстродействия датчика питание его осуществляется напряжением частотой 2 000 гц. В мостовом преобразователе в момент снятия управляющих импульсов два вентиля остаются открытыми. Через них происходит гашение тока нагрузки напряжением питающей сети. Среднее значение напряжения этой сети в разрядном контуре зависит от уровня срабатывания датчика и коэффициента мощности нагрузки. Очевидно, что условия гаше-

ния тока нагрузки тем лучше, чем меньше уровень срабатывания датчика. С другой стороны, уровень срабатывания ограничен значением тока перезаряда емкостей RC-цепочек вентиляй. Поэтому подбор RC-цепочек должен производиться с учетом этих условий. Структурно в датчик нуля тока входит формирователь импульсов, который преобразовывает переменный по крутизне сигнал магнитного усилителя в дискретный сигнал для ввода в логическую схему.

На рис. 2 представлена логическая схема запирания неработающей группы вентиляй, выполненная на потенциальных логических элементах серии ЭТ [Л. 2]. Запирание неработающей группы вентиляй производится блокированием отпирающих эту группу импульсов выходного устройства системы импульсно-фазового управления.

В момент включения преобразователя частоты работающая группа вентиляй (A или B) определяется положением триггера ТГ1, которое может быть произвольным. Так как фаза напряжения преобразователя частоты определяется фазой задающего напряжения, то в зависимости от полярности сигнала на входе системы импульсно-фазового управления включенной группы вентиляй возможна задержка напряжения на нагрузке, равная половине периода низкой частоты. С появлением тока нагрузки срабатывает соответствующий датчик нуля тока (ДНТ-А или ДНТ-В), сигнал которого поддерживает в течение полупериода низкой частоты в открытом состоянии выходные устройства системы импульсно-фазового управления работающей группы вентиляй, блокирует импульсы управления неработающей группы вентиляй и подготавливает к включению неработающую группу вентиляй, пе-

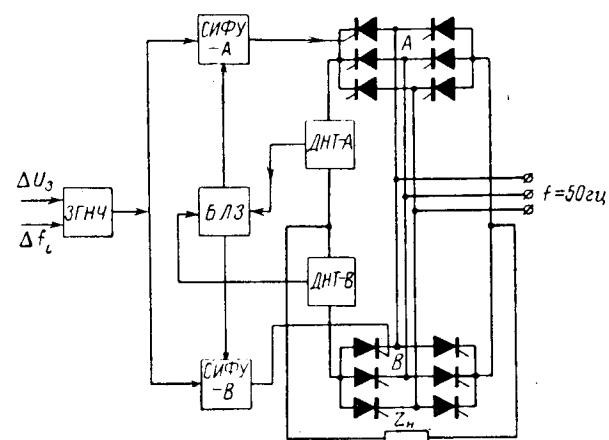


Рис. 1. Структурная схема одной фазы преобразователя пониженной частоты с раздельным управлением группами вентиляй.

$\Delta U_0$  — задание амплитуды выходного напряжения преобразователя частоты;  $\Delta f_0$  — задание частоты выходного напряжения преобразователя частоты.

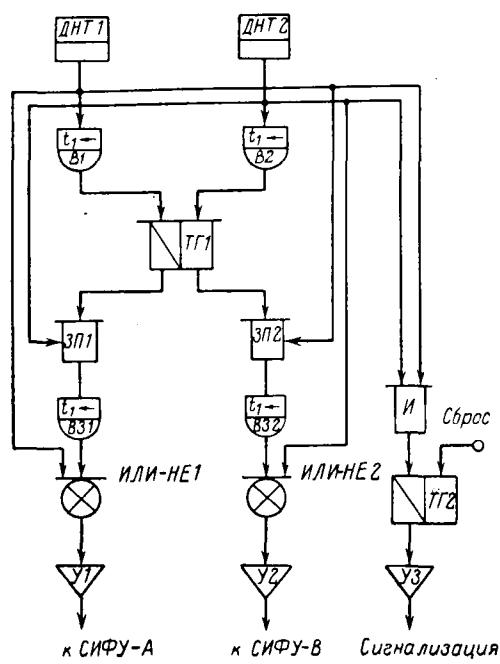


Рис. 2. Блок-схема логики запирания неработающей группы вентилей.

ребрасывая триггер  $TG1$ . При снижении тока нагрузки до уровня срабатывания «включенного» датчика на его выходе появляется сигнал, который блокирует импульсы управления в группе вентилей, заканчивающей работу, и снимает запрет на включение сигналом триггера  $TG1$  выходных устройств системы импульсно-фазового управления неработающей группы вентилей. По истечении времени, необходимого для восстановления запирающих свойств выходящих из работы вентилей, заданного логической схемой, включается группа вентилей, формирующая вторую половину тока.

Более подробное описание работы логической схемы запирания неработающей группы вентилей дается в приложении.

Величина временной задержки в подключении групп вентилей к нагрузке определяется не только элементом выдержки времени в логической схеме, но зависит также от силовой схемы преобразователя (мостовая или нулевая) и структуры системы импульсно-фазового управления. Так, например, в мостовом преобразователе частоты с системой импульсно-фазового управления, у которой выходное устройство выполнено по схеме ждущего блокинг-генератора [Л. 3], временная задержка может быть от 3,33 до 6,66 мсек — при управлении вентилями одним широким отпирающим импульсом длительностью 3,33 мсек, и от нуля до 1,67 мсек — при управлении двумя отпирающими импульсами длительностью 1,67 мсек каждый.

Влияние временной задержки в подключении к нагрузке групп вентилей на работу преобразователя частоты с раздельным управлением этими группами легко выявляется при переходе к его эквивалентной схеме, показанной на рис. 3. Каждую группу вентилей со связанным с ней источником питания можно заменить цепочкой из управляемого

вентиля ( $B_A$  и  $B_B$ ) и эквивалентного активного сопротивления  $R_s$ , подключаемой к источнику переменного напряжения с частотой вторичной сети в моменты, когда  $i_1 = i_2 = 0$ . Угол открытия  $\psi$  управляемых вентилей в схеме однофазного выпрямления, какой является эквивалентная схема преобразователя будет:

$$\psi = \theta + \arctg \frac{\omega_2 L_h}{R},$$

где  $\theta$  — угол задержки, изменяющийся в пре-

$$\text{делах } \left( \frac{\pi}{3} - \frac{2\pi}{3} \right) \frac{\omega_2}{\omega_1};$$

$\omega_1$  — угловая частота питающей сети;

$\omega_2$  — угловая частота вторичной сети;

$R$  — активное сопротивление контура коммутации, равное  $R_h + R_s$ ;

$L_h, R_h$  — параметры цепи нагрузки.

Переходный процесс включения индуктивности и активного сопротивления на синусоидальное напряжение описывается уравнением

$$\omega_2 L_h \frac{di}{d\omega_2 t} + Ri = \sqrt{2} U_2 \sin \omega_2 t. \quad (1)$$

Решением уравнения (1) является

$$i_{1,2} = \frac{\sqrt{2} U_2}{\sqrt{R^2 + (\omega_2 L_h)^2}} \left[ \sin \left( \omega_2 t - \arctg \frac{\omega_2 L_h}{R} \right) - \sin \left( \psi - \arctg \frac{\omega_2 L_h}{R} \right) e^{-\frac{R}{\omega_2 L_h} (\omega_2 t - \psi)} \right]. \quad (2)$$

Полный ток складывается из синусоидального установившегося тока, сдвинутого относительно  $U_2$  на угол  $\arctg \frac{\omega_2 L_h}{R}$ , и свободного тока, затухающего

по показательной функции времени. Кривая мгновенных значений полного тока представляет собой синусоиду, ординаты которой уменьшены на мгновенные значения свободного тока. Из выражения (2) следует, что кривая тока  $i_{1,2}$  синусоидальна только при отсутствии временной задержки в подключении к нагрузке групп вентилей, т. е. когда  $\theta = 0$ . В этом случае  $\psi = \arctg \frac{\omega_2 L_h}{R}$  и составляющая тока свободного режима равна нулю.

Длительность горения  $\lambda$  групп вентилей может быть найдена из выражения

$$\sin \left( \psi + \lambda - \arctg \frac{\omega_2 L_h}{R} \right) - \sin \left( \psi - \arctg \frac{\omega_2 L_h}{R} \right) e^{-\frac{R}{\omega_2 L_h} \lambda} = 0, \quad (3)$$

которое получается из уравнения (2) при  $\omega_2 t = \lambda + \psi$  и  $i_{1,2} = 0$ .

Анализ работы преобразователя пониженной частоты с раздельным управлением группами проведем для режимов работы на активную ( $\arctg \frac{\omega_2 L_h}{R} = 0$ ) и индуктивную ( $\arctg \frac{\omega_2 L_h}{R} = \frac{\pi}{2}$ ) нагрузки,

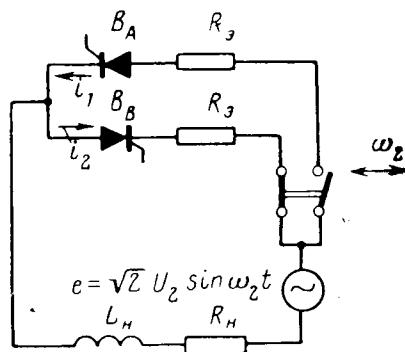


Рис. 3. Эквивалентная схема преобразователя пониженной частоты с раздельным управлением группами вентиляй.

Так как для рассматриваемого преобразователя частоты временная задержка в подключении к нагрузке групп вентиляй колеблется в пределах  $\left(\frac{\pi}{3} - \frac{2\pi}{3}\right) \frac{\omega_2}{\omega_1}$ , то рассмотрим для каждого режима два случая:  $\theta_1 = \theta_2$  и  $\theta_1 < \theta_2$ , где  $\theta_1$  и  $\theta_2$  — углы задержки в подключении к нагрузке групп вентиляй, формирующих токи  $i_1$  и  $i_2$ .

При активной нагрузке и  $\theta_1 = \theta_2 = 0$  получим  $\psi_1 = \psi_2 = \psi$ , где  $\psi_1$  и  $\psi_2$  — углы открытия групп вентиляй, формирующих токи  $i_1$  и  $i_2$ . Выражение для тока в этом случае имеет вид:

$$i_{1,2} = \frac{\sqrt{2} U_2}{R} \sin \omega_2 t.$$

В момент подключения нагрузки ток скачком возрастает до значения

$$i_{1,2} \Big|_{\omega_2 t = \psi} = \frac{\sqrt{2} U_2}{R} \sin \psi$$

и далее изменяется по синусоиде.

При активной нагрузке и  $\theta_1 < \theta_2$  получим  $\psi_1 < \psi_2$  и  $\lambda_1 > \lambda_2$ , где  $\lambda_1$  и  $\lambda_2$  — длительности горения групп вентиляй, формирующих токи  $i_1$  и  $i_2$ . В нагрузке преобразователя пониженной частоты появляется постоянная составляющая тока.

При индуктивной нагрузке  $\theta_1 = \theta_2 = 0$  выражение для тока примет вид:

$$i_{1,2} = \frac{\sqrt{2} U_2}{\omega_2 L_h} (\cos \psi - \cos \omega_2 t).$$

На рис. 4, а для этого случая приведена диаграмма токов в ветвях схемы замещения.

Так как отрезок времени, соответствующий длительности прохождения тока, располагается на оси времени симметрично относительно точки  $\omega_2 t = \pi$ , т. е. момента времени перехода через нуль кривой напряжения, то для одной группы вентиляй  $\psi_1 = -\frac{\pi}{2}$ , а для второй  $\psi_2 = \frac{\pi}{2} + \theta$ .

Таким образом, как и в предыдущем случае,  $\lambda_1 > \lambda_2$  и в нагрузке преобразователя пониженной

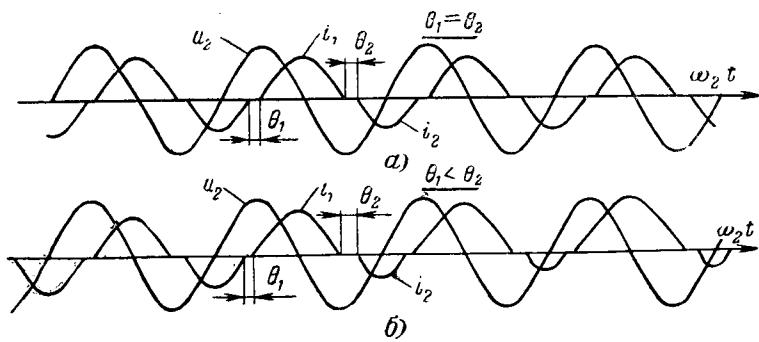


Рис. 4. Диаграмма токов в ветвях схемы замещения.  
 $i_1, i_2$  — соответственно токи групп A, B;  $U_2$  — напряжение вторичной сети.

частоты появляется постоянная составляющая тока.

При индуктивной нагрузке  $\theta_1 < \theta_2$  получим

$$\psi_1 = \frac{\pi}{2} - \sum_{i=1}^n \theta_2 - \theta_1$$

и

$$\psi_2 = \frac{\pi}{2} + \sum_{i=1}^n \theta_2 - \theta_1,$$

где  $n$  — число периодов вторичной частоты.

Как следует из (2) и (3), а также как видно из рис. 4, б, на котором для этого случая изображены диаграммы токов в ветвях схемы замещения, за  $n$  периодов вторичной частоты работа преобразователя в этом случае нарушается. На рис. 5 приведена осциллограмма, характеризующая такой режим работы преобразователя частоты.

Таким образом, в реальном преобразователе пониженной частоты с раздельным управлением группами вентиляй верхний предел частоты выходного напряжения ограничивается значением, при котором длительность временной задержки становится соизмеримой с продолжительностью периода вторичной частоты.

На рис. 6 приведены осциллограммы работы мостового преобразователя пониженной частоты с раздельным управлением группами вентиляй.

Приведенный выше анализ позволяет сформулировать следующие требования к построению системы импульсно-фазового управления для преоб-

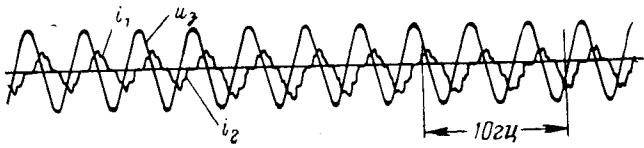


Рис. 5. Осциллограмма работы преобразователя пониженной частоты с раздельным управлением группами при его работе на индуктивную нагрузку при  $L_h = 50$  мГн и  $\Delta U_3 = 10$  В.

$$\theta = \left( \frac{\pi}{3} - \frac{2\pi}{3} \right) \frac{\omega_2}{\omega_1}.$$

$i_1, i_2$  — соответственно токи групп A, B;  $\Delta U_3$  — напряжение задающего сигнала на входе системы импульсно-фазового управления.

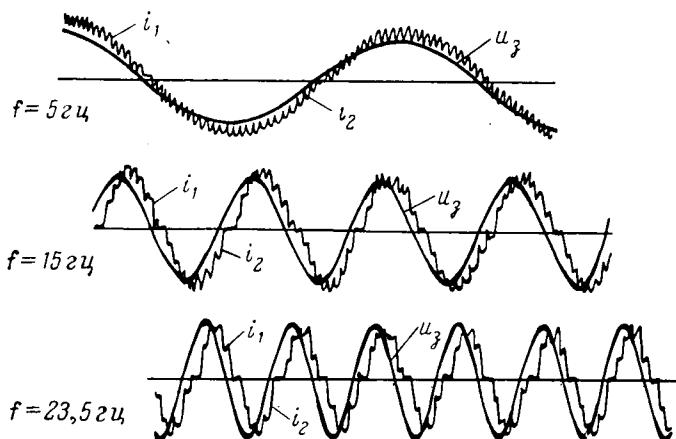


Рис. 6. Осциллограммы работы преобразователя пониженной частоты с раздельным управлением группами вентиляй при

$$\theta = \left(0 - \frac{\pi}{6}\right) \frac{\omega_2}{\omega_1}.$$

разователей частоты с раздельным управлением группами вентиляй:

1. Функции выходного и формирующего устройства должны выполняться разными элементами. Логическая схема должна осуществлять снятие отпирающего импульса на выходном устройстве. Управление выходным устройством должно производиться от формирующего устройства, которое может быть выполнено по схеме ждущего блокинг-генератора.

2. Длительность отпирающего импульса в цепи управляющего электрода должна быть равна продолжительности горения вентиля.

**Приложение.** При включении триггер  $TG_1$ , изображенный на рис. 2, устанавливается в одно из двух устойчивых состояний. С выхода  $TG_1$  на схемы запрета  $ЗП1$  и  $ЗП2$  поступают соответственно сигналы «1» и «0» (или наоборот). Так как на втором входе  $ЗП1$  имеется сигнал «0» от датчика нуля тока  $ДНТ-2$  (обе группы вентиляй еще заперты), то на вход схемы выдержки времени  $B31$  приходит сигнал «1». С заданной задержкой сигнал «1» проходит через  $B31$  на вход схемы  $ИЛИ-НЕ1$ , инвертируется и поступает на вход усилителя  $У1$ . Последний дает разрешающий сигнал на вы-

ходные устройства системы импульсно-фазового управления  $СИФУ-А$ .

Аналогично отрабатывается сигнал «0» со второго выхода триггера  $TG_1$ . В результате с усилителя  $У2$  поступает запрещающий сигнал в систему импульсно-фазового управления  $СИФУ-В$ . Открытая группа вентиляй формирует полуволну тока. На выходе  $ДНТ-1$  появляется сигнал «1», который поступает на входы схем  $В1$ ,  $ИЛИ-НЕ1$  и  $ЗП2$ . Этот сигнал с задержкой  $\Delta t \approx 3$  мсек, обусловленной схемой  $В1$ , переключает триггер  $TG_1$  в другое устойчивое состояние. Задержка в переключении  $TG_1$  предотвращает ложные переключения схемы при наличии глубоких пульсаций в начальный период формирования полуволны тока. Сигнал «1» с  $ДНТ-1$  на входах  $ИЛИ-НЕ1$  и  $ЗП2$  удерживает усилители  $У1$  и  $У2$  в первоначальном состоянии после переброски триггера  $TG_1$ .

При достижении током нагрузки уровня срабатывания  $ДНТ-1$  на его выходе появляется сигнал «0», который поступает на вход  $ИЛИ-НЕ1$ , открывает усилитель  $У1$ , снимая отпирающие импульсы с группы вентиляй, выходящей из работы, а также поступает на вход  $ЗП2$ , разрешая прохождение сигнала «1» с выхода триггера  $TG_1$  на вход  $В32$ .

По истечении времени, необходимого для восстановления запирающих свойств вентиляй, выходящих из работы, сигнал «1» инвертируется схемой  $ИЛИ-НЕ2$  и поступает на вход усилителя  $У2$ . Последний дает разрешение в систему импульсно-фазового управления второй группой вентиляй, формирующей вторую полуволну тока. Таким образом, каждые полпериода одна группа вентиляй открыта, а другая закрыта.

Если во внутреннем контуре преобразователя появляется аварийный уравнительный ток, то  $ДНТ-1$  и  $ДНТ-2$  подают сигналы «1» через схему  $И$  на входы  $У1$  и  $У2$ . Усилители снимают управляющие сигналы с обеих групп вентиляй. Сигнал «1» с выхода  $И$  поступает также на триггер  $TG_2$ , перебрасывая его. Последний удерживает усилители  $У1$  и  $У2$  в открытом состоянии до тех пор, пока после устранения неисправности не будет нажата кнопка «Сброс». При аварийном режиме через усилитель включаются также звуковая и световая сигнализации.

## Литература

1. Бернштейн И. Я., Преобразователи частоты без звука постоянного тока, «Электротехника», 1965, № 6.
2. Гиршберг В. В. и др., Единая серия полупроводниковых логических и функциональных элементов (ЭТ), изд-во «Энергия», 1966.
3. Чкаловский В. П., Современные системы управления вентилями, Автоматизированный электропривод производственных механизмов, т. III, Труды IV Всесоюзной конференции по автоматизированному электроприводу, изд-во «Энергия», 1966.

[13.5.1968]



## Новые книги издательства «Энергия»

Ренне В. Т. Электрические конденсаторы. Изд. 3-е, переработ. 1969, 592 стр., 2 руб.

В книге излагаются сведения об общих свойствах электрических конденсаторов, а также о конструкции, технологии и характеристиках важнейших типов современных конденсаторов. Приводятся данные об основных материалах, применяемых в конденсаторном производстве. Книга рассматривает как конденсаторы постоянной емкости, так и переменные конденсаторы.

Книга предназначена для инженеров-электриков, а также для инженеров других специальностей, имеющих дело с изготовлением или с применением электрических конденсаторов. Кроме того, книга может быть полезна студентам старших курсов электротехнических высших учебных заведений, особенно для специализирующихся в области электронной изоляционной техники или радиодеталестроения.

Чеголин П. М. Автоматизация спектрального и корреляционного анализа. 1969, 384 стр., 1 руб. 17 коп.

Рассматриваются принципы построения систем обработки экспериментальной информации для спектрального и корреляционного анализа в широком смысле применительно к объектам произвольной природы и сложности.

Изложение сопровождается описанием функциональных и принципиальных схем специализированных комплексов замкнутого и замкнутого типов для анализа первичной информации, а также методики решения практических задач с обсуждением полученных результатов.

Книга рассчитана на широкий круг специалистов, занимающихся исследованием динамических процессов в различных областях науки и техники. Она может быть полезна аспирантам и студентам старших курсов высших учебных заведений.

# Дифференцирующий магнитный усилитель

А. Г. МОРДКОВИЧ, И. Б. НЕГНЕВИЦКИЙ и М. В. ОЛЬШВАНГ

Москва

Дифференцирующие устройства применяются в системах автоматического регулирования и управления для улучшения качества работы системы путем введения в нее сигнала, пропорционального производной входной величины. Преимущества операционных решающих усилителей по сравнению с пассивными решающими цепочками сохраняются и в условиях дифференцирования сравнительно медленно изменяющихся сигналов (напряжений).

Анализ показал, что дифференцирующий магнитный усилитель, построенный по обычной схеме (рис. 1, а), вполне работоспособен. Кроме того, в нем сравнительно резко при относительно низких частотах выражены «сглаживающие» свойства, характерные для дифференцирующе-сглаживающих устройств.

Суммирующие, интегрирующие и множительные устройства на МУ сравнительно подробно описаны в литературе [Л. 1—4]. Дифференцирующие МУ совершенно не разработаны и не освещены в литературе, если не считать традиционного упоминания о них в числе перечисляемых возможных видов операционных усилителей (см., например, [Л. 1]).

В статье рассматриваются схема, передаточная функция и основные источники погрешности дифференцирующих МУ.

На рис. 1, а показана схема дифференцирующего МУ с параллельной электрической обратной связью. Схема с магнитной обратной связью обеспечивает гальваническую развязку между входом и выходом, но менее эффективна и в статье не рассматривается.

Базовый магнитный усилитель (БМУ) — обычный однокаскадный, двухтактный МУ с самонасыщением, применяемый для создания операционных усилителей [Л. 1—4].

Поскольку в дифференцирующем МУ базовый усилитель охвачен жесткой отрицательной обратной связью, рационально в БМУ ввести глубокую положительную обратную связь с целью увеличения его коэффициента усиления. Обычно БМУ в номинальных условиях находится в релейном режиме [Л. 1 и 4]. При этом наличие отрицательной

обратной связи обеспечивает сравнительно малые погрешности от дрейфа нуля БМУ (см. ниже).

Особенность магнитных усилителей — существенная инерционность. В первом приближении будем полагать БМУ инерционным звеном с передаточной функцией

$$W_B(p) = \frac{U_{\text{вых}}(p)}{U_y(p)} = \frac{k_{UB}}{1 + pT} = \frac{k_{RB}}{r_y + pL_y}, \quad (1)$$

где  $k_{UB}$ ,  $k_{RB}$ ,  $T$  — соответственно статический коэффициент усиления напряжения, передаточное сопротивление и постоянная времени БМУ;  $r_y$ ,  $L_y$  — входные активное сопротивление и индуктивность БМУ.

В предположении, что постоянная времени есть  $T = L_y/r_y$ , а напряжение на выходе безынерционно следует за током управления, получим:

$$U_{\text{вых}}(p) = k_{RB} I_y(p); \quad (2)$$

$$T = \frac{k_{UB} w_y}{2f w_p} \xi, \quad (3)$$

где  $w_y$  и  $w_p$  — числа витков обмоток управления и рабочей;

$f$  — частота источника питания усилителя;

$\xi$  — коэффициент, учитывающий схему усилителя, к. п. д. рабочей цепи и влияние емкостного фильтра на выходе БМУ [Л. 2 и 5].

Инерционность БМУ обычно приводит к тому, что в дифференцирующем МУ возникают автоколебания, либо переходный процесс имеет колебательный характер со сравнительно слабым затуханием. Поэтому в дифференцирующем усилителе приходится искусственно увеличивать затухание.

При магнитном базовом усилителе имеется два основных способа увеличения затухания — шунтирование входа БМУ активным сопротивлением  $r_{sh}$  (показано пунктиром на рис. 1, а) и шунтирование сопротивления обратной связи емкостью  $C_1$  (показана пунктиром на рис. 1, а).

**Передаточные функции.** Принимая (1), (2) и полагая для упрощения выходные сопротивления БМУ и датчика входного сигнала равными нулю, получим эквивалентную схему (рис. 1, б), из которой для дифференцирующего МУ с шунтом  $r_{sh}$  найдем:

$$W(p) = \frac{U_{\text{вых}}(p)}{U_{\text{вх}}(p)} = \frac{p\tau_M}{p^2 \frac{\tau_M T}{k_{UB}} + p \left[ \tau_M + T \left( 1 + \frac{r_{sh}}{r_{oc}} \right) \right] \frac{1}{k_{UB}} + 1}, \quad (4)$$

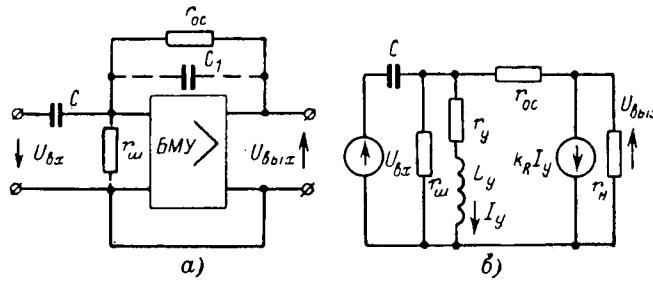


Рис. 1. Дифференцирующий усилитель.  
а — блок-схема; б — эквивалентная схема.

а для усилителя с емкостью  $C_1$

$$W(p) = \frac{p\tau_M}{p^2 \frac{(\tau_M + \tau_1)T}{k_{UB}} + p \left( \tau_1 + \frac{\tau_M + T}{k_{UB}} \right) + 1}, \quad (5)$$

где  $\tau_M = r_{oc}C$ ,  $\tau_1 = r_{oc}C_1$ . (6)

В (4) и (5) учитывались реальные условия, при которых

$$k_{RB} \gg r_{oc}, \quad k_{RB}' \gg r_y.$$

При идеальном БМУ — безынерционном и с бесконечно большим усилением — имеем идеальный дифференциатор

$$W(p) = p\tau_M. \quad (7)$$

Постоянная времени  $\tau_M$  определяет количественную связь между входом и выходом. Будем называть ее масштабной постоянной.

Обычно говорят, что если бы базовый усилитель имел  $k_U = \infty$ , то вместо (4) или (5) имели бы идеальную передаточную функцию (7). Однако в случае МУ к этому крайнему случаю и подобным надо подходить иначе, поскольку их постоянная времени пропорциональна усилению (3).

Передаточные функции (4) и (5) имеют совершенно одинаковый вид. Как будет показано ниже, в большинстве случаев целесообразно сохранить колебательный характер передаточной функции, увеличив лишь коэффициент затухания до требуемой величины. Поэтому (4) и (5) удобно представить в виде:

$$W(p) = \frac{p\tau_M}{p^2 \frac{2d}{\omega_0^2} + p \frac{2d}{\omega_0} + 1}, \quad (8)$$

соответствующем последовательному соединению двух звеньев — идеального дифференцирующего (7) и звена второго порядка (колебательного) с собственной или резонансной угловой частотой колебаний  $\omega_0$  и степенью затухания или демпфирования  $d$ .

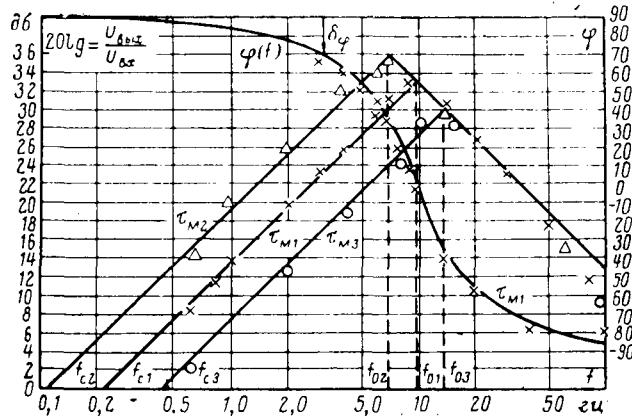


Рис. 2. Логарифмические частотные характеристики дифференцирующего магнитного усилителя.  
Экспериментальные точки ( $d=0,55$ ):

$\times - \tau_{M1} = 0,75$  сек,  $f_{01} = 9,7$  гц,  $r_{oc} = 50$  ком,  $r_{ш} = 1$  ком;  $\circ - \tau_{M2} = 1,5$  сек,  $f_{02} = 6,88$  гц,  $r_{oc} = 100$  ком,  $r_{ш} = 1,4$  ком;  $\triangle - \tau_{M3} = 0,375$  сек,  $f_{03} = -13,7$  гц,  $r_{oc} = 25$  ком,  $r_{ш} = 710$  ом.

Передаточной функции (8) при  $d > 0$  соответствуют асимптотические логарифмические амплитудно-частотные характеристики (ЛАЧХ) на рис. 2, из которых наглядно видны и возможная зона дифференцируемых частот, ограниченная сверху собственной частотой  $\omega_0$ , и сглаживающие свойства дифференцирующего МУ. Последние определяются тем, что высокочастотные сигналы — помехи, начиная с частоты  $\omega_0$ , подавляются, наклон ЛАЧХ здесь равен  $20 \text{ дБ/дек}$ .

Частота среза, при которой коэффициент передачи равен 1,

$$\omega_c = \frac{1}{\tau_M}. \quad (9)$$

На рис. 2 характеристики построены в функции абсолютной частоты для трех значений масштабной постоянной, отличающихся вдвое друг от друга. При этом частоты среза  $f_c$  отличаются тоже вдвое друг от друга, а граничные частоты  $f_0$  — в  $\sqrt{2}$  раз. Характеристики построены для случая, когда при  $\tau_{M1} = 0,75$  сек граничная частота (10)  $f_{01} = 9,7$  гц. Правые ветви у всех асимптотических ЛАЧХ совпадают.

В дальнейшем более подробно рассматриваются дифференцирующие МУ с шунтом  $r_{ш}$ , так как в практике обычно целесообразнее вводить нужное затухание с помощью резистора  $r_{ш}$ , нежели с помощью конденсатора  $C_1$ . Из (4) и (8) имеем:

$$\omega_0 = 2\pi f_0 = \sqrt{\frac{k_{UB}}{\tau_M T}} = \sqrt{\frac{2f_{wp}}{\xi \tau_M w_y}}, \quad (10)$$

$$d = \frac{1}{2\sqrt{k_{UB}}} \left[ \sqrt{\frac{\tau_M}{T}} + \sqrt{\frac{T}{\tau_M}} \left( 1 + \frac{r_{oc}}{r_{ш}} \right) \right].$$

Обычно здесь второе слагаемое существенно больше первого и  $\frac{r_{oc}}{r_{ш}} \gg 1$ . Тогда

$$d = \frac{r_{oc}}{2r_{ш}} \sqrt{\frac{\xi w_y}{2f_{wp}}}. \quad (11)$$

В (10) входит коэффициент  $\xi$ , точную величину которого знать практически невозможно, особенно при наличии емкостного фильтра на выходе усилителя. Однако добиваться высокой точности в расчете частоты  $\omega_0$  нет необходимости, так как из-за больших фазовых погрешностей вблизи  $\omega_0$  усилитель здесь уже не работает как дифференциатор (см. ниже).

В релейном режиме БМУ

$$k_{UB} < 0, \quad T < 0,$$

что при принятых допущениях не влияет на граничную частоту (10) и степень затухания (11).

**Погрешности дифференцирования.** Анализ систематических погрешностей проведем по приближенным выражениям (8), (10) и (11). Передаточная функция (8) отличается от идеальной (7) множителем

$$\frac{1}{p^2 \frac{2d}{\omega_0^2} + p \frac{2d}{\omega_0} + 1}, \quad (12)$$

определенным погрешность и соответствующим, как указывалось, передаточной функции колебательного звена, детально рассмотренной в теории автоматического регулирования.

При дифференцировании синусоидального сигнала в установившемся режиме относительная амплитудная погрешность

$$\delta_A = \frac{1 - \sqrt{(1 - \Omega^2)^2 + 4d^2\Omega^2}}{\sqrt{(1 - \Omega^2)^2 + 4d^2\Omega^2}} \approx \Omega^2(1 - 2d^2) - 0,5\Omega^4, \quad (13)$$

где безразмерная (относительная) частота

$$\Omega = \frac{\omega}{\omega_0}. \quad (14)$$

Фазовая погрешность

$$\delta_\varphi = \varphi_p - \varphi_a = -\arctg \frac{2d\Omega}{1 - \Omega^2}. \quad (15)$$

При малых амплитудных погрешностях удобно пользоваться приближенным выражением в правой части (13).

Обе погрешности зависят от степени затухания и относительной частоты (14). При  $d=0$  фазовая погрешность в зоне дифференцирования равна нулю, но при этом, как указывалось, невозможна нормальная работа дифференцирующего усилителя. При конечном затухании в конце зоны дифференцируемых частот ( $\omega_0$ ) фазовая погрешность достигает  $90^\circ$ , и собственно дифференцирование уже не осуществляется.

Выбором затухания можно при данной частоте сделать амплитудную погрешность равной нулю. Для этого надо взять

$$d = d_0 = 0,5\sqrt{2 - \Omega^2}. \quad (16)$$

При  $d \leq 0,5\sqrt{2} = 0,707$  в области положительных погрешностей при

$$\Omega_M = \sqrt{1 - 2d^2} \quad (17)$$

имеет место максимум амплитудной погрешности, равный

$$\delta_{AM} = \frac{1 - 2d}{2d} \sqrt{1 - d^2}. \quad (18)$$

На рис. 3 приведены графики погрешностей при различных  $d$ , рассчитанные по (13) и (15). По этим кривым удобно выбирать наиболее рациональный режим при конкретных требованиях к зоне дифференцируемых частот и погрешностям.

Оптимальное затухание будет таким, когда допустимые амплитудная и фазовая погрешности одинаково ограничивают полосу дифференцируемых частот. Так, например, при заданных  $|\delta_A| \leq 20\%$  и  $|\delta_\varphi| \leq 15^\circ$  следует взять  $d=0,4$ . При этом верхний предел дифференцируемых частот равен  $0,53\omega_0$  (рис. 3).

В переходном процессе при подаче на вход синусоидального сигнала на выходе возникнет свободная составляющая напряжения, имеющая в соответствии с (12) колебательный затухающий характер. Угловая частота этих колебаний

$$\omega'_0 = \omega_0 \sqrt{1 - d^2}, \quad (19)$$

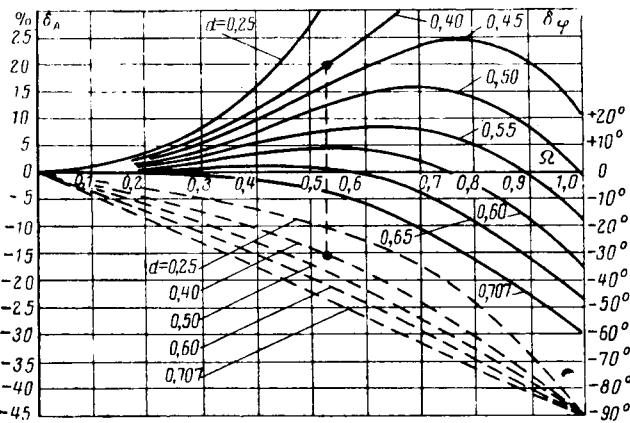


Рис. 3. Расчетные зависимости амплитудной (сплошная линия) и фазовой (пунктир) погрешностей дифференцирования.

а коэффициент затухания

$$a = d\omega_0. \quad (20)$$

При  $d=0,6$  через время, равное  $1,25/f_0$ , после включения входного сигнала амплитуда свободной составляющей напряжения на выходе уже затухнет в 110 раз.

В случае линейно изменяющегося входного напряжения

$$u_{bx} = kt$$

при идеальном дифференциаторе получим:

$$u_{vых} = k\tau_M.$$

В реальном дифференцирующем МУ (4) относительная погрешность дифференцирования, определяемая (12), имеет колебательный затухающий характер:

$$\delta = -e^{-at} \left( \cos \omega'_0 t + \frac{d\omega_0}{\omega'_0} \sin \omega'_0 t \right), \quad (21)$$

где частота свободных колебаний и коэффициент затухания соответствуют (19) и (20).

В зависимости от требований, предъявляемых к системе, содержащей дифференцирующий МУ (например, ограничения по колебательности, времени переходного процесса и максимальному перерегулированию), выбирается коэффициент демпфирования. Часто работают при  $d=0,4 \div 0,5$ .

Случайную погрешность, обусловленную дрейфом нуля БМУ, рассмотрим лишь в статическом (установившемся) режиме. При достаточно высоком усилении БМУ напряжение дрейфа на выходе дифференцирующего усилителя

$$U_d = -I_{db} r_y \left( 1 + \frac{r_{oc}}{r_{pi}} + \frac{r_{oc}}{r_y} \right), \quad (22)$$

где  $I_{db}$  — ток в обмотке управления, соответствующий смещению относительно нуля характеристики вход — выход БМУ под действием различных дестабилизирующих факторов.

Относительную погрешность, обусловленную дрейфом нуля, можно рассчитать по (22) при известном полезном выходном напряжении дифференцирующего МУ.

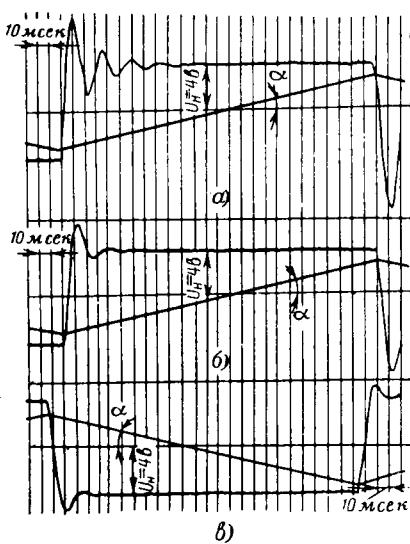


Рис. 4. Осциллограммы входного напряжения — переменного треугольной формы, частоты 2 гц и напряжения на выходе магнитного дифференцирующего усилителя при различных величинах степени затухания.

а —  $d=0,3$ ; б —  $d=0,5$ ;  
в —  $d=0,7$ .  
 $u_{\text{вых}} = u_{\text{вых}} \cdot \text{tg} \alpha$  соответствует  $\pm 80$  в/сек.

Остальных слагающих погрешности, в основном случайных, здесь рассматривать не будем.

**Результаты эксперимента.** Для примера приведем экспериментальные характеристики дифференцирующего усилителя, разработанного в ВЭИ для устройства противоаварийной автоматики Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС.

В качестве базового был взят типовой усилитель, применяемый в других операционных магнитных усилителях ВЭИ (суммирующих, интегрирующих и др.).

Основные данные БМУ: сердечники ОЛ 32/40-5 (79НМ-0,05); частота питания 1 000 гц; число витков рабочей обмотки  $w_p = 1400$ . Испытания проводились с обмоткой управления  $w_u = 1000$ ,  $r_u = 200$  ом. В БМУ введена дополнительная положительная обратная связь. В релейном режиме в номинальных условиях  $|k_{RB}| \geq 5 \cdot 10^6$  ом. В первом приближении  $\xi \approx 1$ .

Экспериментальные частотные характеристики дифференцирующего усилителя определялись при  $C = 15$  мкф и трех сопротивлениях обратной связи  $r_{oc} = 25, 50$  и  $100$  ком. При этом масштабные постоянные времени — такие же, как для асимптотических ЛАЧХ на рис. 2. Границная частота (10) при  $\tau_{M1} = 0,75$  сек и указанных параметрах БМУ

$$\omega_0 = 61 \text{ или } f_0 = 9,7 \text{ гц.}$$

При изменении сопротивления обратной связи изменялось сопротивление шунта так, чтобы во всех трех режимах была одна и та же степень затухания, выбранная равной 0,55. Так, при  $r_{oc} = 50$  ком,  $\tau_{M1} = 0,75$  сек по (11) имеем:

$$r_{sh} = \frac{r_{oc}}{2d} \sqrt{\frac{\xi \omega_u}{2f_{M1} w_p}} \approx 1 \text{ ком.} \quad (23)$$

На рис. 2 на теоретические асимптотические ЛАЧХ и фазочастотную характеристику нанесены экспериментальные точки. В зоне дифференцирования совпадение расчетных и экспериментальных данных вполне удовлетворительное. Точное сопо-

ставление здесь не дается, так как погрешность измерений и установки масштабной постоянной составляла примерно 5%. В зоне затухания в области сравнительно высоких частот реальная величина затухания больше, чем теоретическая. Здесь выражение (1) менее точно отображает передаточную функцию БМУ.

На рис. 4 для иллюстрации приведены осциллограммы входного и выходного напряжений дифференцирующего усилителя при треугольной форме первого. Частота переменного напряжения на входе 2 гц, максимальное напряжение 10 в, что соответствует скорости изменения напряжения  $\pm 80$  в/сек. Емкость  $C = 1$  мкф, сопротивление  $r_{oc} = 50$  ком. Следовательно, масштабная постоянная равна 0,05 сек. При идеальном дифференциаторе на выходе должно было бы быть прямоугольное переменное напряжение величиной

$$U_{\text{вых}} = k \tau_m = 80 \cdot 0,05 = 4 \text{ в.}$$

Эта величина была получена достаточно точно, но переходный процесс до выхода на «идеальное дифференцирование» и, следовательно, погрешность дифференцирования (21) зависят от степени затухания. На рис. 4 приведены осциллограммы при трех значениях  $d$ . Затухание устанавливалось величиной сопротивления шунта. Так, при данных параметрах БМУ и  $\tau_m = 0,05$  для получения  $d = 0,5$  следует установить (23)

$$r_{sh} = \frac{50}{2 \cdot 0,5} \sqrt{\frac{1000}{2 \cdot 1000 \cdot 0,05 \cdot 1400}} \approx 4,2 \text{ ком.}$$

Испытывался также и усилитель с емкостью  $C_1$  (рис. 1, а). При одинаковых затуханиях оба варианта дают естественно одни и те же результаты.

Результаты исследования, приведенные здесь лишь частично, говорят о целесообразности применения в промышленных системах автоматики и управления в качестве дифференцирующих устройств дифференцирующих магнитных усилителей, обладающих, как известно, повышенной надежностью.

#### Литература

1. Розенблат М. А., Магнитные элементы автоматики и вычислительной техники, изд-во «Наука», 1966.
2. Негневицкий И. Б. и др., Операционные магнитные усилители, Доклады научно-технической конференции (подсекция теоретических основ электротехники), изд. МЭИ, 1965.
3. Конторович Б. И., Операционные усилители и множительные устройства для систем автоматического управления, Сборник статей НИИТЯЖМАШ УРАЛМАШЗАВОДА «Производство крупных машин», вып. VII, изд-во «Машиностроение», 1965.
4. Боярченков М. А. и др., Опыт построения комплекса решающих элементов на основе магнитных усилителей, сб. «Магнитные элементы промышленной автоматики», изд-во «Наука», 1966.
5. Розенблат М. А., Динамические характеристики магнитных суммирующих усилителей, сб. «Магнитные элементы промышленной автоматики», изд-во «Наука», 1966.

[18.6.1968]



# Статистический метод расчета сложных заземлителей в неоднородных электрических структурах

Канд. техн. наук А. И. ЯКОБС

Всесоюзный научно-исследовательский институт электрификации  
сельского хозяйства

**Введение.** Между электрическими характеристиками заземлителей (их сопротивлением, напряжением прикосновения и шага), всеми их конструктивными параметрами и параметрами электрической структуры земли существует строго функциональная зависимость. Форма этой зависимости для случаев земли с двухслойной электрической структурой с высокой точностью определяется алгоритмом метода наведенного потенциала [Л. 1 и 2]. Применение этого алгоритма для расчета сложных заземлителей в двухслойных электрических структурах практически возможно лишь при использовании ЦВМ. Однако, если сложные заземлители содержат большое число элементов, необходимое для расчета «машинное время» становится столь значительным, что даже наиболее мощные проектные организации не могут применять указанный выше алгоритм для проведения массовых расчетов. Поэтому разработка и исследование нетрудоемких методов расчета сложных заземлителей (не требующих большого объема вычислительной работы) продолжают оставаться актуальными. С этой точки зрения перспективен статистический метод расчета сложных заземлителей, разработанный за последние годы в ВИЭСХ.

Суть этого метода заключается в нахождении и последующем использовании имеющейся тесной вероятностной связи (корреляции) между электрическими и некоторыми обобщенными конструктивными (геометрическими) параметрами приближенно подобных сложных заземлителей.

О вероятностном характере связи между параметрами системы и процесса свидетельствует существенно неполная информация о свойствах элементов, даваемая тем или иным его «обобщенным» параметром. Применительно к сложному заземлителю одним из таких обобщенных конструктивных параметров является, в частности, суммарная длина всех его горизонтальных элементов, рассматриваемых как один обобщенный горизонтальный элемент. Действительно, зная лишь суммарную длину всех элементов, например, заземляющей сетки, невозможно точно рассчитать ее сопротивление. Следовательно, между суммарной длиной всех элементов заземляющей сетки и ее сопротивлением имеется вероятностная связь.

При выборе обобщенных конструктивных параметров в критериальной форме используется одно важное свойство, согласно которому для получения новых форм критерiev подобия можно перемножать или делить ранее полученные формы [Л. 3].

При сопоставлении одинакового обобщенного конструктивного параметра приближенно подобных сложных заземлителей с их соответственными электрическими характеристиками последние правомерно рассматривать как случайные величины. Выбирая вид обобщенного конструктивного параметра

так, чтобы между ним и данной электрической характеристикой возможно большего числа приближенно подобных сложных заземлителей наблюдалась тесная корреляция, в дальнейшем устанавливаем форму указанной корреляционной связи, т. е. аналитическое выражение теоретической линии регрессии электрической характеристики по обобщенному конструктивному параметру. Зная величину обобщенного конструктивного параметра рассчитываемого сложного заземлителя, легко находим (по уже известному аналитическому выражению линии регрессии) приближенное значение электрической характеристики (прямая задача) или наоборот — по заданному значению электрической характеристики определяем приближенное значение обобщенного конструктивного параметра (обратная задача).

Расхождение найденного значения электрической характеристики (или обобщенного конструктивного параметра) от его истинной величины является случайной величиной. Ее числовые характеристики (математическое ожидание, среднеквадратическое отклонение и т. п.) зависят от тесноты связи между обобщенным конструктивным параметром и электрической характеристикой: чем теснее связь, тем меньшая вероятность больших расхождений.

Точность статистического метода расчета сложных заземлителей принципиально ниже точности строгих аналитических методов расчета, таких, например, как метод наведенного потенциала. Однако, если средние погрешности не превосходят 10—15%, а максимально возможные погрешности — 25—30%, то для большинства практических целей подобная точность вполне удовлетворительна.

Для выявления как самих обобщенных конструктивных параметров, так формы и тесноты их связи с электрическими характеристиками сложных заземлителей использовались данные расчетов по алгоритму метода наведенного потенциала ряда «модельных» заземлителей. Конструктивные параметры «модельных» заземлителей выбирались так, чтобы они в наибольшей мере отражали и охватывали наиболее существенные особенности реальных заземлителей. При этом размещение горизонтальных элементов учитывало указания ПУЭ, а также зарубежный опыт [Л. 5]. В соответствии с рекомендациями [Л. 4 и 5] «модельные» заземлители были выбраны с регулярным расположением элементов. Влияние возможной нерегулярности на дополнительную погрешность статистического метода оценивалось путем контрольных расчетов.

**Нахождение тесноты и формы связи между сопротивлением и обобщенными конструктивными параметрами сложных комбинированных заземлителей.** Под комбинированными понимаются сложные заземлители в виде замкнутого (или разомкнутого)

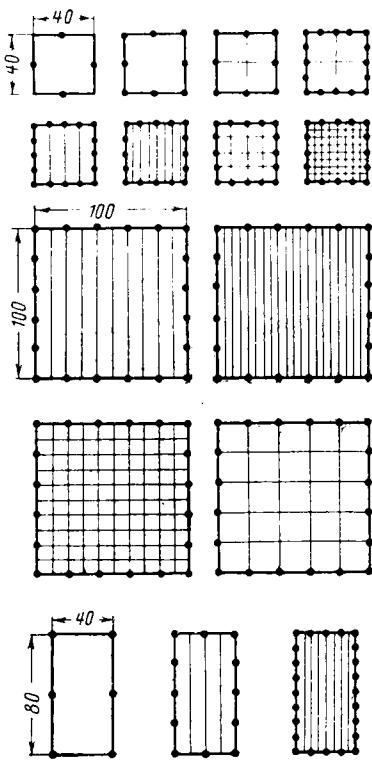


Рис. 1. «Модельные» сложные комбинированные заземлители.

контура с вертикальными элементами, расположеными по периметру. Размеры модельных комбинированных заземлителей (рис. 1) в плане изменились от  $20 \times 20$  до  $100 \times 100$  м<sup>2</sup>. Длина вертикальных элементов принималась равной 5, 10, 20 м. Эквивалентные диаметры вертикальных и горизонтальных элементов были выбраны одинаковыми и равными 0,02 м. Глубина  $t$  заложения «модельных» заземлителей (горизонтальных элементов и верхних концов вертикальных элементов) была принята равной 0,5 м. Параметры двухслойной электрической структуры земли изменились в следующих пределах: отношение удельных сопротивлений слоев верхнего  $\rho_1$  и нижнего  $\rho_2$  — от 0,5 до 10; толщина  $h$  верхнего слоя — от 1 до 5 м.

Анализ результатов расчета модельных заземлителей показал, что их основными конструктивными параметрами следует считать:  $S$  — площадь территории, на которой расположен заземлитель (величина  $\sqrt{S}$  принимается в качестве характеристического линейного размера);  $L$  — общую длину всех горизонтальных элементов;  $l_v$  — длину вертикальных элементов;  $a_{cp}$  — среднее расстояние между соседними вертикальными элементами.

При неоднородностях электрической структуры земли в пределах  $0,5 \leq \rho_1 : \rho_2 \leq 2$  обобщенным принимается конструктивный параметр:

$$T_1 = \left( \frac{l_v}{\sqrt{S}} \right) \left( \frac{\sqrt{S}}{a_{cp}} \right) \left( \frac{L}{\sqrt{S}} \right) = \frac{l_v L}{a_{cp} \sqrt{S}}, \quad (1)$$

где  $\frac{L}{\sqrt{S}}$  характеризует «густоту» расположения гори-

зонтальных элементов,  $\frac{\sqrt{S}}{a_{cp}}$  — количество вертикальных элементов,  $\frac{l_v}{\sqrt{S}}$  — длину вертикальных элементов на единицу длины периметра контура.

При значительных положительных неоднородностях двухслойной электрической структуры земли ( $2 \leq \rho_1 : \rho_2$ ) большое влияние на сопротивление сложных комбинированных заземлителей оказывает относительное проникновение их вертикальных элементов в нижний слой, т. е. величина

$$\chi = \frac{t + l_v - h}{l_v}.$$

Поэтому в качестве обобщенного принимается конструктивный параметр

$$T_2 = \chi T_1 = \frac{(t + l_v - h)L}{a_{cp} \sqrt{S}}. \quad (2)$$

Для сопоставления с обобщенными конструктивными параметрами сопротивление сложных заземлителей приводится в критериальную форму [Л. 6]:

$$R' = R \frac{\sqrt{S}}{\rho_2}. \quad (3)$$

На рис. 2 в качестве примера показано поле корреляции обобщенных конструктивных параметров  $T_1$ ,  $T_2$  и сопротивления  $R'$ . Числовые характеристики приведены в табл. 1. Теснота связи между  $T_1$  (или  $T_2$ ) и  $R'$  характеризуется теоретическим корреляционным отношением  $\eta$  [Л. 7], точечные оценки числовых характеристик которого даны в табл. 1. Как видно,  $\eta$  находится в пределах 0,761—0,991, что свидетельствует о весьма тесной, почти функциональной связи  $R'$  и  $T$ . Форма связи между  $T$  и  $R'$  в первом приближении может быть представлена в виде некоторых степенных функций. Это подтверждается высокими значениями коэффициента корреляции величин  $\lg T$  и  $\lg R'$ , а также видом корреляционного поля (рис. 2). Учитывая удобства математических операций со степенными функциями, принимаем в качестве уравнений теоретической линии регрессии [Л. 7] величины  $R'$  по  $T$  зависимости вида

$$R' = BT^{-\beta}, \quad (4)$$

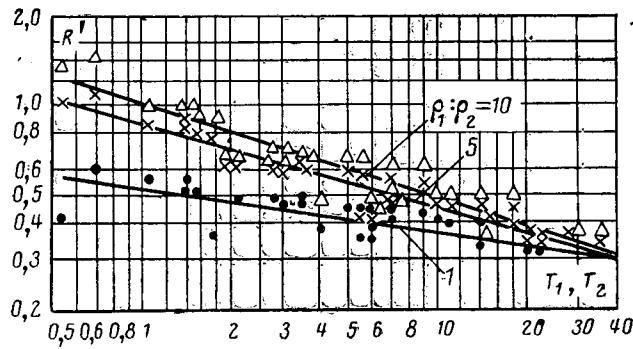


Рис. 2. Поле корреляции  $T_1$ ,  $T_2$  и  $R'$  и линии регрессии  $R'$  по  $T_1$  и по  $T_2$  модельных сложных комбинированных заземлителей, расположенных на глубине  $t=0,5$  м в двухслойной электрической структуре с толщиной верхнего слоя  $h=1$  м.  
 ● — при  $\rho_1 : \rho_2 = 1$  (корреляция  $T_1$  и  $R'$ );  $\times$  — при  $\rho_1 : \rho_2 = 5$  (корреляция  $T_2$  и  $R'$ );  $\triangle$  — при  $\rho_1 : \rho_2 = 10$  (корреляция  $T_2$  и  $R'$ ).

Таблица 1

Числовые характеристики корреляции обобщенных конструктивных параметров  $T_1$ ,  $T_2$  и сопротивления  $R'$  (в критериальной форме)  $R'$  «модельных» сложных комбинированных заземлителей

$\rho_1 : \rho_2$	$h, м$	$n^*$	Корреляция между	$\gamma_{T, R'}$	$I(-r \lg T, \lg R')$	$B$	$\beta$	$Im_{\Delta R'}$ , %**	$I\sigma_{\Delta R'}$ , %
0,5	1	33	$T_1$ и $R'$	0,861	0,769; 0,947	0,452	0,104	3,8; 6,8	3,3; 5,3
0,5	5	27	То же	0,964	0,917; 0,985	0,400	0,093	1,9; 3,5	1,4; 2,6
1,0	—	33	” ”	0,761	0,424; 0,834	0,520	0,149	6,0; 11,4	5,9; 9,7
2,0	1	24	” ”	0,961	0,954; 0,986	0,669	0,197	2,5; 4,7	2,0; 3,6
2,0	5	24	” ”	0,960	0,918; 0,988	0,790	0,225	4,8; 8,8	3,7; 6,5
2,0	1	24	$T_2$ и $R'$	0,970	0,954; 0,994	0,658	0,195	2,9; 5,5	2,4; 4,4
2,0	5	24	То же	0,964	0,903; 0,983	0,596	0,147	6,0; 9,4	3,2; 5,6
5,0	1	33	” ”	0,887	0,903; 0,983	0,840	0,273	5,4; 10,4	5,3; 8,7
5,0	5	27	” ”	0,991	0,956; 0,996	0,850	0,252	5,9; 9,6	3,9; 6,7
10,0	1	33	” ”	0,846	0,889; 0,977	1,00	0,322	7,6; 13,4	8,6; 10,6
10,0	5	27	” ”	0,987	0,977; 0,991	1,11	0,345	5,5; 10,5	4,8; 8,4

\*  $n$  — число пар значений  $T$  и  $R'$ .

\*\*  $\Delta R' = \left| \frac{R' - (R')_{\text{ЦВМ}}}{(R')_{\text{ЦВМ}}} \right| \cdot 100$ .

Таблица 2

Параметры  $C_B$ ,  $E_B$ ,  $C_{\beta}$ ,  $E_{\beta}$ , входящие в формулы (5) и (6)

$\rho_1 : \rho_2$	$C_B$	$E_B$	$C_{\beta}$	$E_{\beta}$
(0,5÷1)	0,52	$0,153 + 0,0467 h$	0,149	$0,476 + 0,0415 h$
(1÷2)	0,52	$0,239 + 0,0693 h$	0,149	$0,338 + 0,0425 h$
(2÷10)	$0,575 - 0,015 h$	$0,231 + 0,0225 h$	$0,176 - 0,015 h$	$0,2545 + 0,0575 h$

Значения параметров  $B$  и  $\beta$  были определены по методу наименьших квадратов и также даны в табл. 1. Аппроксимация зависимости параметров  $B$  и  $\beta$  от отношения  $\rho_1$  и  $\rho_2$  выполнена (рис. 3) по интервалам степенными функциями

$$B = C_B \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{E_B}, \quad (5)$$

$$\beta = C_{\beta} \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{E_{\beta}}. \quad (6)$$

При аппроксимации зависимости параметров  $C_B$ ,  $E_B$ ,  $C_{\beta}$ ,  $E_{\beta}$  от  $h$  применена линейная интерполяция. Значения параметров  $C_B$ ,  $E_B$ ,  $C_{\beta}$ ,  $E_{\beta}$  на различных интервалах изменения  $(\rho_1 : \rho_2)$  приведены в табл. 2 и справедливы при следующих ограничениях:  $0,5 \leq T_1 \leq 40$ ;  $0,05 \leq T_2 \leq 40$ ;  $5 \leq l_B \leq 20$  м;  $0,5 \leq a_{\text{ср}} : l_B \leq 4$ ;  $0,4 \leq t \leq 0,8$  м;  $4 \leq L : \sqrt{S} \leq 40$ ;  $400 \leq S \leq 10\,000$  м<sup>2</sup>; отношение сторон прямоугольного контура от 1:1 до 1:2;  $1 \leq h \leq 5$  м.

При расчете сопротивления заземлителей по формуле (4), естественно, появляется некоторая погрешность (по сравнению с «точными» значениями, определяемыми по алгоритму, основанному на методе наведенного потенциала).

Характеристику этой погрешности дают доверительные интервалы математического ожидания  $Im_{\Delta}$  и среднеквадратического отклонения  $I\sigma_{\Delta}$ , полученные обра-

Таблица 2

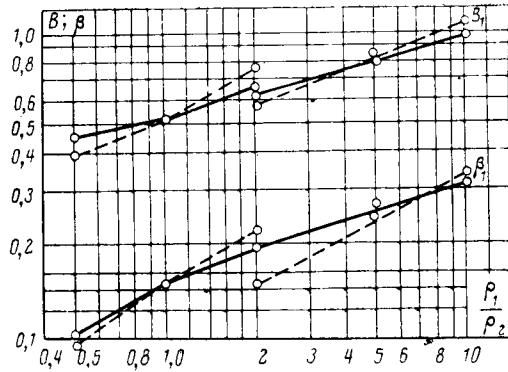


Рис. 3. Зависимость параметров  $B$  и  $\beta$  от  $(\rho_1 : \rho_2)$  и  $h$ .

—  $h=1$  м; — —  $h=5$  м.

боткой статистических рядов погрешности расчета величины  $R'$  «модельных» заземлителей с регулярным размещением элементов. Как показали расчеты (см. пример 2) даже заметная нерегулярность размещения элементов не приводит к значительному увеличению погрешности.

**Нахождение тесноты и формы связи между максимальным относительным напряжением прикосновения и обобщенным конструктивным параметром сложных комбинированных заземлителей.** Важной электрической характеристикой заземляющего устройства является максимальное относительное напряжение прикосновения  $U_{\text{пр.отн.макс}}$ , т. е. отнесенное к потенциалу заземлителя наибольшее напряжение между заземленной частью электроустановки и поверхностью земли, которых одновременно может коснуться человек. Величина  $U_{\text{пр.отн.макс}}$  может рассматриваться как один из критериев подобия заземлителей.

На рис. 4 показано поле корреляции обобщенного конструктивного параметра  $T_1$  и  $U_{\text{пр.отн.макс}}$  «модельных» заземлителей (рис. 1). Высокие значения коэффициента корреляции величин  $\lg T_1$  и  $\lg U_{\text{пр.отн.макс}}$ , приведенные в табл. 3, показывают

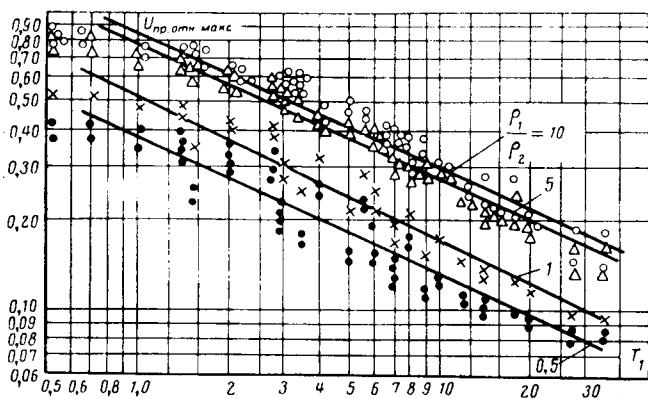


Рис. 4.

● —  $\rho_1 : \rho_2 = 0,5$ ;  $\times$  —  $\rho_1 : \rho_2 = 1$ ;  $\triangle$  —  $\rho_1 : \rho_2 = 5$ ;  $\circ$  —  $\rho_1 : \rho_2 = 10$ .

оправданность аппроксимации теоретической линии регрессии степенными функциями

$$U_{пр.отн.макс} = M T_1^{-\mu}. \quad (7)$$

Таблица 3

Числовые характеристики корреляции обобщенного конструктивного параметра  $T_1$  и максимального относительного напряжения прикосновения  $U_{пр.отн.макс}$  «модельных» сложных комбинированных заземлителей

$\rho_1 : \rho_2$	$n$	$I(-r \lg T_1, \lg U_{пр.отн.макс})$	$M$	$\mu$	$I_{\Delta U_{пр.отн.макс}} / \%$	$I_{\Delta U_{пр.отн.макс}} / \%$
0,5	60	0,924; 0,964	0,372	0,455	11,7; 16,1	7,3; 10,5
1	30	0,940; 0,989	0,505	0,475	8,8; 13,8	5,3; 8,9
5	61	0,955; 0,985	0,760	0,450	7,8; 11,8	6,3; 9,1
10	61	0,940; 0,980	0,820	0,435	6,7; 11,7	8,2; 11,8

Приведенные в табл. 3 доверительные интервалы числовых характеристик погрешности при расчете по (7) величин  $U_{пр.отн.макс}$  «модельных» заземлителей показывают, что по сравнению с расчетом  $R'$  величина погрешности растет. Однако для наиболее распространенных случаев применения сложных заземлителей с вертикальными элементами (при  $\rho_1 : \rho_2 > 1$ ) погрешность находится в пределах, допустимых для нетрудоемких способов расчета.

Нерегулярность размещения элементов сложного заземлителя приводит к значительному увеличению погрешности. Вместе с тем следует иметь в виду, что реальные заземлители, как правило, имеют регулярное расположение элементов.

Ниже приводится порядок расчета электрических характеристик сложных комбинированных заземлителей по заданным их конструктивным параметрам и параметрам электрической структуры земли.

**Расчет сопротивления заземлителей.** 1. Находится обобщенный конструктивный параметр  $T_1$  по (1) или  $T_2$  по (2).

Определяются параметры  $C_B, E_B, C_\beta, E_\beta$  по данным табл. 2.

3. Находятся параметры  $B$  и  $\beta$  по формулам (5) и (6).

4. Находится сопротивление заземлителя в критерийной форме по формуле (4).

5. Переходят от критерийной формы сопротивления заземлителя к абсолютному значению

$$R = \frac{\rho_2}{\sqrt{S}} R'. \quad (8)$$

**Расчет максимального относительного напряжения прикосновения.** 1. Находится обобщенный конструктивный параметр  $T_1$  по формуле (1).

2. Определяется параметр  $M$  по графику рис. 5.

3. Определяется значение  $U_{пр.отн.макс}$  по (7).

Переход от относительного значения максимального напряжения прикосновения к абсолютному значению осуществляется по формуле:

$$U_{пр.макс} = U_{пр.отн.макс} R I_{к.з.расч}, \quad (9)$$

где  $R$  — сопротивление заземлителя;

$I_{к.з.расч}$  — расчетный ток однофазного короткого замыкания.

Возможный путь расчета оптимальных конструктивных параметров сложных комбинированных заземлителей. Конструктивные параметры заземлителя должны удовлетворять требованию оптимальности т. е. обеспечивать соответствие характеристик заземлителя нормам при минимальных капитальных затратах. Поэтому при расчете конструктивных параметров заземлителей по заданным их электрическим характеристикам и параметрам электрической структуры земли следует стремиться к минимизации капитальных затрат (конечно, при соответствии всех конструктивных параметров установленным нормам).

Капитальные затраты на искусственный заземлитель находятся из следующего выражения:

$$Z_k = z_r L + z_v n_v l_v + z_s (S - S_0) + z_n S_n h_n, \quad (10)$$

где  $z_r, z_v, z_s, z_n$  — удельные затраты в рублях соответственно на единицу длины ( $m$ ) горизонтальных и вертикальных элементов с учетом необходимых земляных работ и монтажа, на единицу площади ( $m^2$ ) территории, отводимой только для размещения заземлителя, на единицу объема ( $m^3$ ) специальных покрытий;

$S, S_0, S_n$  — площадь ( $m^2$ ) территории, на которой размещены соответственно сложный заземлитель, заземляемое оборудование и специальные покрытия;

$h_n$  — толщина слоя специального покрытия,  $m$ .

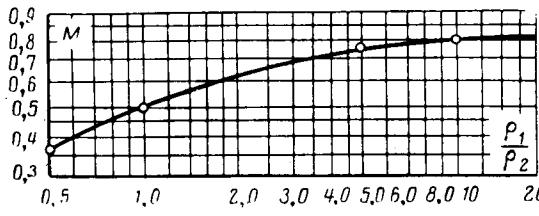


Рис. 5. Зависимость параметра  $M$  от  $\rho_1 : \rho_2$  (точками показаны значения, найденные по методу наименьших квадратов).

Вводятся следующие ограничения:

1. Площадь  $S$ , на которой размещается заземлитель, не должна быть меньше площади  $S_0$ , на которой размещено заземляемое оборудование, т. е.

$$S \geq S_0. \quad (11)$$

2. Длина вертикальных элементов  $l_v$  должна быть достаточной для их проникновения в нижний слой двухслойной электрической структуры земли и вместе с тем не должна превышать максимально допустимого значения  $l_{v\max}$ , т. е.

$$h - t < l_v \leq l_{v\max}. \quad (12)$$

3. Отношение  $L$  — суммарной длины горизонтальных элементов к  $\sqrt{S}$  прямоугольного контура не должно быть меньше некоторого значения  $(L:\sqrt{S})_{\min}$ , определяемого требованием § I-7-30 [Л. 4].

4. При расчете заземлителя по заданному  $U_{\text{пр.макс доп}}$  максимальный (расчетный) потенциал заземлителя не должен превосходить заданной величины  $U_{\text{з.доп}}$ , т. е.

$$RI_{\text{к.з.расч}} \leq U_{\text{з.доп}}. \quad (13)$$

Кроме того, должны выполняться все ограничения, связанные с областью определения параметров  $C_B, E_B, C_\beta, E_\beta, M, \mu$ .

Сформулированные выше задачи определения оптимальных конструктивных параметров заземлителей могут решаться либо методами нелинейного программирования, либо приближенно путем последовательного расчета и сопоставления вариантов. Последний путь реализован в ВИЭСХ программой для ЦВМ «Минск-22».

**Определение минимальной площади  $S_{\min}$ .** Часто требуется найти минимальную площадь, требующуюся для размещения заземлителя, сопротивление которого должно равняться заданному. Очевидно, что у заземлителя, расположенного на площади  $S_{\min}$ , горизонтальные и вертикальные элементы размещены с наименьшим шагом. При этом обобщенные конструктивные параметры заземлителей будут иметь максимальную величину. Учитывая это, а также принимая во внимание равенство (3), преобразовываем формулу (4) к виду:

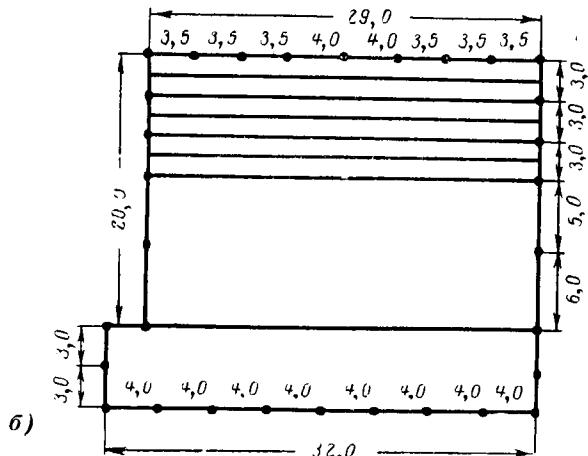
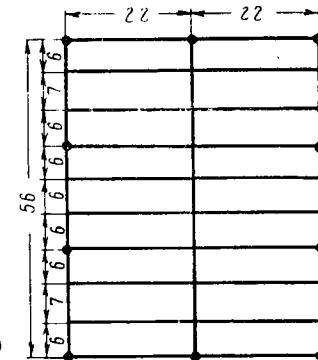
$$S_{\min} = \left( \frac{\rho_2 B}{R_{\text{доп}} T_{\max}^\beta} \right)^2, \quad (14)$$

где величина  $T_{\max}$  принимается равной наибольшему значению в области определения параметров  $B$  и  $\beta$  (в соответствии с указанными выше ограничениями  $T_{\max}=40$ ), параметры  $B$  и  $\beta$  определяются по формулам (5) и (6).

**Пример 1.** На рис. 6,а показан эскиз заземлителя с регулярным размещением элементов, предназначенного для КТП 110/10 кв. Основные конструктивные параметры заземлителя:  $l_v=20$  м;  $a_{\text{ср}}=20$  м;  $L=608$  м;  $S=2464$  м<sup>2</sup>; эквивалентные диаметры вертикальных и горизонтальных элементов одинаковы и равны 0,02 м;  $t=0,5$  м. Параметры электрической структуры земли:  $\rho_1=300$ ,  $\rho_2=50$  ом·м;  $h=5$  м.

Рис. 6. Эскизы сложных комбинированных заземлителей комплектных трансформаторных подстанций 110/10 кв.

● — вертикальные элементы.



**Расчет  $R$ .** 1.  $\rho_1 : \rho_2 = 6$ , поэтому в качестве обобщенного конструктивного параметра принимается:

$$T_2 = \frac{(0,5 + 20 - 5) 608}{20 \sqrt{2464}} = 9,5.$$

2. По данным табл. 2 находим:

$$\begin{aligned} C_B &= 0,575 - 0,015 \cdot 5 = 0,5, \\ E_B &= 0,231 + 0,0225 \cdot 5 = 0,3435; \\ C_\beta &= 0,176 - 0,015 \cdot 5 = 0,1; \\ E_\beta &= 0,2545 + 0,0575 \cdot 5 = 0,542. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} 3. B &= C_B \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{E_B} = 0,5 (6)^{0,3435} = 0,925; \\ \beta &= C_\beta \left( \frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^{E_\beta} = 0,1 (6)^{0,542} = 0,267. \end{aligned}$$

$$4. R' = BT_2^{-\beta} = 0,925 (9,5)^{-0,267} = 0,505;$$

$$5. R' = \frac{\rho_2}{\sqrt{S}} \quad R' = \frac{50}{\sqrt{2464}} 0,505 = 0,508 \text{ ом.}$$

**Расчет  $U_{\text{пр.отн.макс}}$ .**

$$1. \quad T_1 = \frac{20 \cdot 608}{20 \sqrt{2464}} = 12,25.$$

2. По графику рис. 5 находим:  $M = 0,78$ .

$$3. U_{\text{пр.отн.макс}} = MT_1^{-\mu} = 0,78 \cdot 12,25^{-0,45} = 0,252.$$

Контрольный расчет электрических характеристик заземлителя с помощью ЦВМ по алгоритму метода наведенного потенциала привел к результату:  $R_{\text{ЦВМ}} = 0,51$  ом;  $U_{\text{пр.отн.макс}} = 0,263$ . Наблюдается практически полное совпадение результатов.

**Пример 2.** На рис. 6,б представлен эскиз заземлителя с нерегулярным размещением элементов. Горизонтальные элементы расположены с шагом 1,5 м. Среднее расстояние между соседними вертикальными элементами выбрано равным 3,7 м. Конструктивные параметры заземлителя:  $l_v=5$  м;  $a_{cp}=3,7$  м;  $L=319$  м;  $S=772$  м<sup>2</sup>; эквивалентные диаметры вертикальных и горизонтальных элементов одинаковы и равны 0,02 м;  $t=0,5$  м. Параметры электрической структуры земли:  $\rho_1=400$ ,  $\rho_2=70$  ом·м;  $h=1,5$  м.

Расчет  $R$ . 1.  $\rho_1:\rho_2=5,7$ , поэтому в качестве обобщенного конструктивного параметра принимается:

$$T_2 = \frac{(0,5 + 5 - 1,5) 319}{3,7 \sqrt{772}} = 12,4.$$

2. По данным табл. 2 находим:

$$C_B = 0,557 - 0,015 \cdot 1,5 = 0,553;$$

$$E_B = 0,231 + 0,0225 \cdot 1,5 = 0,265;$$

$$C_\beta = 0,176 - 0,015 \cdot 1,5 = 0,153;$$

$$E_\beta = 0,2545 + 0,0575 \cdot 1,5 = 0,341.$$

$$3. B = 0,553 (5,7)^{0,205} = 0,875;$$

$$\beta = 0,153 (5,7)^{0,153} = 0,20.$$

$$4. R' = 0,875 (12,4)^{0,20} = 0,53.$$

$$5. R = \frac{70}{\sqrt{772}} \cdot 0,53 = 1,08 \text{ ом} \cdot \text{м}.$$

Контрольный расчет с помощью ЦВМ привел к результату:  $R_{ЦВМ} = 1,19$  ом. Погрешность расчета по статистическому методу составила 12,5%, что почти совпадает с правой границей доверительного интервала для  $t_d$  (см. табл. 1). Интересно отметить, что расчет этого же заземлителя по методу коэффициентов использования [Л. 8] был выполнен с погрешностью 17%.

### Литература

1. Эбен Л. Е. и Якобс А. И., Применение метода наведенных потенциалов при расчете сложных заземлителей в неоднородных грунтах, «Электричество», 1964, № 9.
2. Якобс А. И. и др., Расчет сложных заземляющих устройств с помощью ЭЦВМ, «Электричество», 1967, № 8.
3. Веников В. А., Теория подобия и моделирование применительно к задачам электроэнергетики, «Высшая школа», 1966.
4. Правила устройства электроустановок (ПУЭ), изд. 4-е, изд-во «Энергия», 1965.
5. Feist K. H., Optimale Bemessung von Erdungsanlagen, ETZ-A, 1966 (Bd 87), N. 11.
6. Корсунцев А. В., Методика расчета сложных заземлителей, основанная на теории подобия, «Электрические станции», 1967, № 7.
7. Лукомский Я. И., Теория корреляции и ее применение к анализу производства, Госстатиздат, 1961.
8. Якобс А. И., Метод расчета сопротивления растеканию сложных заземлителей с помощью коэффициентов использования, «Электричество», 1968, № 5.

[18.10.1968]



УДК 621.314/316.048.83

## Исследование тепловых свойств газовой изоляции, применяемой в электротехнических устройствах

Инж. Е. С. МАИЗЕЛЬ

НИИПТ

В последнее десятилетие в высоковольтных конструкциях все более широко применяют сжатые газы. В некоторых конструкциях их используют только в качестве изолирующей среды, в других (например, в выключателях) газы служат как изолирующей, так и дугогасительной средой. В мировой энергетической практике получают распространение полностью закрытые распределительные устройства, все элементы которых помещены в герметизированные оболочки. В этих устройствах помимо изоляционных и дугогасительных свойств газа весьма большое значение имеет его теплоотводящая способность. В некоторых конструкциях, например кабелях, последнее свойство является иногда решающим при выборе изоляционной среды [Л. 1—6].

Герметизированные распределительные устройства и малоемкостные (газонаполненные) кабели, используемые для перемычек в схемах выпрямительных и инверторных мостов линий электропередачи постоянного тока, содержат конструктивный элемент, представляющий собой две коаксиально расположенные трубы. Токопроводящий элемент, находящийся под высоким потенциалом, располо-

жен соосно в цилиндрической заземленной оболочке. Промежуток между токопроводом и оболочкой заполнен газом. Для высоковольтной изоляции обычно применяют сжатый воздух, азот, либо элегаз. Изоляционные свойства элегаза значительно лучше, чем азота, но азот более доступен и уже давно применяется в электротехнике. Поэтому в работе исследовались тепловые характеристики оболочек этих газов.

**Методика исследований.** Для облегчения условий проведения эксперимента и обеспечения необходимого изменения нагрузки во внутренний цилиндр, имитирующий токопровод, вставляли никромовый нагреватель с равномерно распределенной по длине спиралью. Центровку внутреннего цилиндра относительно внешнего осуществляли с помощью трех-четырех дисков (с отверстиями для прохождения газа) из изоляционного материала с высокой электрической прочностью. Выбор материала дисков и их формы имеют весьма важное значение при определении электрической прочности конструкции и является темой отдельного исследования. Однако теплофизические свойства дисков, как показали эксперименты с полиэтиленом, фо-

ропластом и оргстеклом, практически не влияют на результат опыта.

Для проведения исследований были изготовлены три модели, отличающиеся размерами: малая —  $d/D_{\text{нар}} = 1/4,6$  см,  $L = 0,6$  м, средняя —  $d/D_{\text{нар}} = 2,1/9,5$  см,  $L = 1,5$  м, большая —  $d/D_{\text{нар}} = 7,0/22,0$  см,  $L = 3,0$  м. Толщины газовых прослоек равнялись 15, 31 и 65 мм. Все модели располагались горизонтально на специальных подставках, обеспечивающих хорошую циркуляцию воздуха возле цилиндра. Чертеж модели и места установки термопар приведены на рис. 1. Для снижения торцевого эффекта отношение наружного диаметра к длине цилиндров было выбрано для всех моделей примерно 1 : 15, а фланцы были выполнены из теплоизоляционного материала толщиной 50 мм. Газ подавался внутрь моделей из баллонов. Механическая прочность моделей допускала работу при давлении до 30 кГ/см<sup>2</sup>. В ходе эксперимента нагрев продолжался до получения установившихся в течение двух-трех часов температур во всех фиксированных термопарами точках, т. е. стационарного теплового режима в отношении выделяющегося и отходящего с поверхности тепловых потоков. В опытах со сжатыми газами сначала в цилиндре устанавливалось давление, а затем включался нагрев.

Основной задачей работы являлось определение теплового сопротивления газа и выяснение степени влияния на него конвективного теплопереноса при различных радиальных размерах моделей и повышенных давлениях газов.

При измерении степени нагрева газа в различных по отношению к внутреннему цилиндре участках (выше, ниже) было отмечено различие температур газа в верхней и нижней половинах модели. На рис. 2 представлены кривые радиального распределения температур в обеих частях большой модели, из которых следует, что отсутствие конвективного теплообмена (в нижней части) заметно снижает теплопередающую способность газа. Так, на расстоянии 5 мм от поверхности внутреннего цилиндра (нагревателя) температура газа в нижней части на 25—28% ниже температуры цилиндра, а в верхней части, где в переносе тепла принимает участие конвекция, температура газа ниже только на 4%.

При установившемся тепловом режиме тепловой баланс выделившегося и отданного тепла можно представить в виде уравнения для теплового потока

$$q_L = \frac{W}{L} = \frac{2\pi\lambda_3(t_r - t_{\text{xon}})}{\ln D/d},$$

где  $W$  — мощность нагревателя,  $вт$ ;

$t_r$  — температура поверхности внутреннего цилиндра,  $^{\circ}\text{C}$ ;

$t_{\text{хол}}$  — температура наружного цилиндра,  $^{\circ}\text{C}$ .

$\lambda_0$  — эквивалентный коэффициент теплопроводности газа,  $вт/см \cdot град$ ;  
 $D$  — внутренний диаметр наружного цилиндра.

<sup>1</sup> See, for example, the discussion of the 1970s in the introduction to *Industrialization and the State in Brazil* (1989).

$d$  — диаметр внутреннего цилиндра, см.

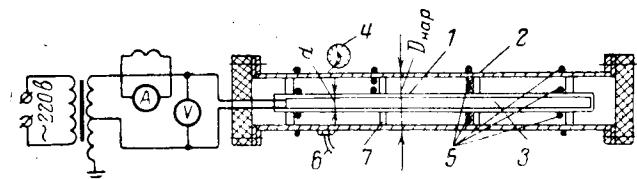


Рис. 1. Схема установки.  
 1 — внутренний цилиндр; 2 — наружный цилиндр; 3 — нагреватель;  
 4 — манометр ( $0$ — $30$   $\text{kг}/\text{см}^2$ ); 5 — места расположения термопар; 6 —  
 трубка для подачи газа; 7 — диски, поддерживающие и центрирую-  
 щие внутренний цилиндр.

Отсюда

$$\lambda_3 = \frac{q_L \ln D/d}{2\pi(t_r - t_{x0\pi})} = \frac{q_L \ln D/d}{2\pi\Delta t},$$

где  $\Delta t$  — перепад температур или температурный напор,  $^{\circ}\text{C}$ .

Тепловое сопротивление изоляции, которое является важной характеристикой материала при тепловом расчете аппарата и служит для определения допустимой токовой нагрузки, в случае коаксиальных цилиндров определялось по формуле:

$$R_t = \frac{\ln D/d}{2\pi\lambda_a}.$$

Для твердой изоляции  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности — является величиной постоянной, так как тепловой поток передается только путем непосредственного соприкосновения между частицами тела.

В газах, если слои не слишком тонкие (больше долей миллиметра), перенос тепловой энергии осу-

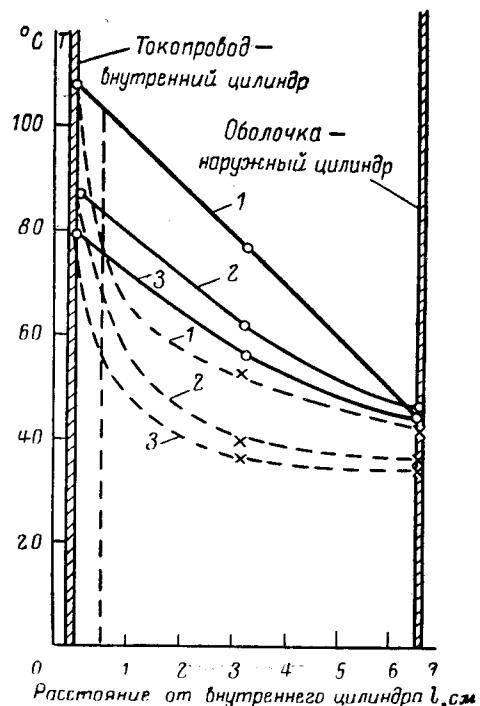


Рис. 2. Влияние конвекции на теплопередачу в сжатом азоте.

— верхняя половина модели;  
 — нижняя половина модели.  
 0 ати; 2—5 ати; 3—10 ати.  $W=570$  вт=  
 $=\text{const.}$   $T_{\text{окр.}}=(15+17)$ ° С.

ществляется главным образом путем перемещения самих частиц вещества. При этом, естественно, большое значение имеет состояние газа (его температура, давление, размер слоя). Поэтому в приведенных формулах коэффициент  $\lambda_3$  является сложной величиной, учитывающей совокупное действие теплопроводности, конвекции и теплового излучения.

Коэффициент, показывающий, во сколько раз реальная передача тепла в газах превышает коэффициент теплопроводности, назван коэффициентом конвекции  $\varepsilon_k$ :

$$\varepsilon_k = \frac{\lambda_3}{\lambda}.$$

При тепловых расчетах в настоящей работе были приняты следующие (постоянные для исследуемого диапазона давлений) значения коэффициентов теплопроводности [Л. 1 и 7]:

для азота и воздуха ( $70^\circ\text{C}$ )

$$\lambda = 0,29 \cdot 10^{-3} \text{ вт/см} \cdot \text{град};$$

для элегаза ( $70^\circ\text{C}$ )

$$\lambda = 0,136 \cdot 10^{-3} \text{ вт/см} \cdot \text{град}.$$

**Результаты исследований.** Измерения тепловых характеристик азота и элегаза при повышении давления показали увеличение теплопередачи для обоих газов во всех исследуемых моделях, однако чем больше толщина газового слоя, тем сильней оказывается влияние конвекции.

На рис. 3 приведена зависимость эквивалентной теплопроводности азота и элегаза от давления, полученная при различных расстояниях между внутренним и наружным цилиндрами. Как видно,  $\lambda_3$  в обоих газах возрастает с увеличением давления, однако в элегазе интенсивность роста больше.

Было отмечено, что изменения удельного теплового потока  $q_L$  в 2—3 раза (при одних и тех же размерах модели и постоянном давлении) практически не влияют на эквивалентную теплопроводность и тепловое сопротивление газового слоя, хотя

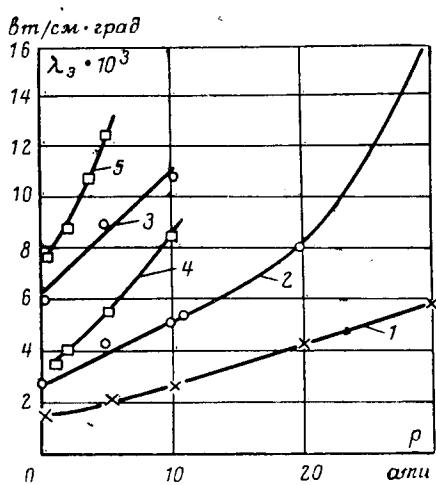
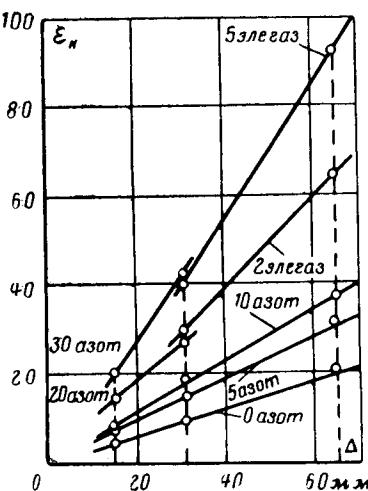


Рис. 3. Зависимость коэффициента эквивалентной теплопроводности от давления.

1 — малая модель, азот; 2 — средняя модель, азот; 3 — большая модель, азот; 4 — средняя модель, элегаз; 5 — большая модель, элегаз.

Рис. 4. Зависимость коэффициента конвекции от толщины газового слоя. Цифры указывают величину давления в атм.



они и приводят, естественно, к различным установленным температурам на поверхности внутреннего цилиндра (в наших опытах температура  $t_g$  изменялась от 80 до  $125^\circ\text{C}$ ).

На рис. 4 приведены зависимости коэффициента конвекции  $\varepsilon_k$  в функции толщины газовой промежуточной. В исследованном интервале радиальных расстояний (от 15 до 65 мм) существует прямая зависимость  $\varepsilon_k = f(\Delta)$ . Действительно, если обозначить толщину слоя малой модели  $\Delta_1$ , средней —  $\Delta_2$  и большой —  $\Delta_3$ , а коэффициенты конвекции соответственно  $\varepsilon_{k1}$ ,  $\varepsilon_{k2}$  и  $\varepsilon_{k3}$ , то отношения  $\Delta_2/\Delta_1$ ,  $\Delta_3/\Delta_2$  и  $\Delta_3/\Delta_1$  равны примерно отношениям  $\varepsilon_{k2}/\varepsilon_{k1}$ ,  $\varepsilon_{k3}/\varepsilon_{k2}$  и  $\varepsilon_{k3}/\varepsilon_{k1}$ . Приведенные отношения коэффициентов конвекции не меняются с ростом давления и не зависят от рода газа. В то же время, как видно из кривых, абсолютная величина  $\varepsilon_k$  с повышением давления возрастает в обоих газах, но в элегазе значительно быстрее, чем в азоте.

Как известно, количество тепла, которое способен отвести газ, пропорционально произведению удельной теплоемкости газа на его плотность. Так как значения удельной теплоемкости всех газов, кроме водорода и гелия, мало отличаются друг от друга, большое значение имеет использование газа с повышенной плотностью. Плотность азота составляет — 1,2505 г/л (по отношению к воздуху — 0,9673), а плотность шестифтористой серы (элегаза) 6,50 г/л (относительно воздуха — 5,107). Поэтому, несмотря на низкую теплоемкость, элегаз, как показали все полученные результаты, имеет значительно лучшие теплопередающие свойства, чем азот и воздух.

На рис. 5 показана зависимость относительного изменения теплового сопротивления азота и элегаза в функции давления. Приведенные кривые одинаковы для всех трех моделей. Сравнение газов по величине теплового сопротивления показывает, что характеристики элегаза при избыточном давлении 3,5 кг/см<sup>2</sup> соответствуют характеристикам азота, скатого до 10 кг/см<sup>2</sup>.

Снижение теплового сопротивления изолирующей среды дает возможность повысить температуру внутреннего цилиндра при сохранении при этом постоянного температурного перепада между ним

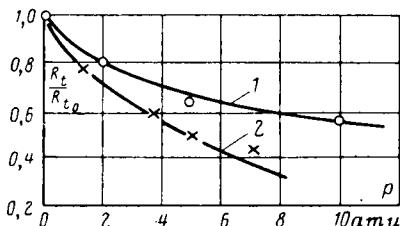


Рис. 5. Зависимость теплового сопротивления газов от давления, измеренная на средней и большой моделях.  
1 — азот, 2 — элегаз.

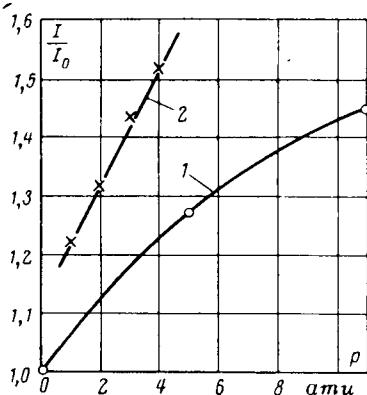


Рис. 6. Зависимость относительной токовой нагрузки от давления и рода газа.  
1 — азот; 2 — элегаз;  $\Delta T = 66^\circ \text{C}$  = const.

и внешним цилиндром. Это эквивалентно увеличению токовой нагрузки на токопроводе.

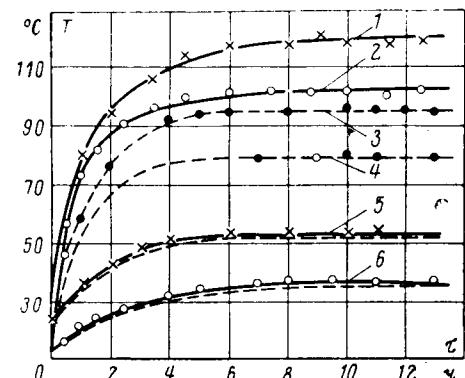
Были поставлены специальные опыты по определению возможности увеличения тока в большой модели, заполненной азотом и элегазом при различных давлениях. Перепад температур  $\Delta T$  во всех экспериментах поддерживался постоянным ( $\Delta T = 66^\circ \text{C}$ ). Результаты показаны на рис. 6. Из кривых видно, что применение в качестве основной изоляции высокопрочного элегаза позволяет уже при давлении 1 ати увеличить токовую нагрузку на 20%, а при давлении 3 ати — более чем на 40% по сравнению с воздухом при атмосферном давлении. Аналогичный эффект с азотом достигается при давлениях соответственно 4 и 10 ати.

Проверка влияния температуры окружающей среды на величину установившейся температуры внутреннего цилиндра (рис. 7) показала прямую зависимость между ними, т. е. температура на внутреннем и наружном цилиндрах возрастает на столько же градусов, на сколько увеличилась температура окружающей среды. При этом разность температур  $\Delta T$  между внутренним цилиндром и наружной оболочкой остается без изменения (см. на рис. 7 кривые 1—5; 2—6 при атмосферном давлении и 3—5 и 4—6 при  $p=5$  ати). Поэтому при тепловых расчетах, выбирая допустимую рабочую температуру вблизи токопровода, необходимо учесть возможный рост температуры внутри аппарата за счет колебания температуры окружающей среды.

**Выводы.** 1. Независимо от размера газовой прослойки температурный напор  $\Delta T$  между внутренним токопроводом и наружной трубой снижается по мере увеличения избыточного давления газа.

Рис. 7. Зависимость температуры на поверхности внутреннего и наружного цилиндров от времени.  
1, 2, 3 и 4 — температура на поверхности внутреннего цилиндра; 5 и 6 — температура на поверхности наружного цилиндра.

1 —  $P=0$  ати,  $T_{окр} = (23 \div 25)^\circ \text{C}$ ; 2 —  $p=0$  ати,  $T_{окр} = (10 \div 12)^\circ \text{C}$ ; 3 —  $p=5$  ати,  $T_{окр} = (23 \div 25)^\circ \text{C}$ ; 4 —  $p=5$  ати,  $T_{окр} = (10 \div 12)^\circ \text{C}$ ; 5 —  $p=0$  ати, 5 ати,  $T_{окр} = (23 \div 25)^\circ \text{C}$ ; 6 —  $p=0$  ати, 5 ати,  $T_{окр} = (10 \div 12)^\circ \text{C}$ .



2. С увеличением толщины слоя газа теплопредающие характеристики газовой изоляции возрастают, благодаря увеличению роли конвекции в общем механизме теплопередачи. При этом коэффициент конвекции  $\varepsilon_k$  пропорционален толщине газового слоя и не зависит в исследованном диапазоне размеров от отношения диаметров внутренней и наружной труб.

3. Сравнение тепловых свойств азота и элегаза показало преимущество элегаза в отношении его теплопередающей способности.

4. Тепловое сопротивление элегаза при избыточном давлении 3 кГ/см<sup>2</sup>, измеренное на модели, радиальные размеры которой близки к реальной кабельной конструкции класса напряжения 200 кв, практически не отличается от тепловых сопротивлений многих твердых и жидкых диэлектриков. Однако высокая теплостойкость газов позволяет создать повышенные токовые нагрузки, что дает возможность значительно увеличить передаваемую по шинопроводу мощность.

5. Сочетание полученных результатов с высокой электрической прочностью элегаза подтверждает возможность использования его в качестве основной изоляции компактных и экономичных высоковольтных аппаратов, закрытых распределительных устройств и токопроводов большой мощности для передачи электроэнергии, в том числе и на большие расстояния.

#### Литература

- Михеев М. А., Основы теплопередачи, Госэнергоиздат, 1956.
- Гребер Г., Эрк С. и Григуль У., Основы учения о теплообмене, Изд-во иностр. лит., 1958.
- Полтев А. И. и Моисеев М. Б., Теплоотдача с поверхности токопроводов в элегазе, «Электротехника», 1964, т. 35, № 11.
- Fukuda S., Extra high-voltage Cables with compressed SF<sub>6</sub> — gas insulation, Trans. Paper, 1966, Febr. 18.
- Fukuda S., Current Carrying and short circuit tests on EHV Cables insulated with SF<sub>6</sub> — gas, The IEEE, Ins., 1967, August.
- Майзель Е. С. и Майн А. К., К выбору изоляции высоковольтных кабелей с малой рабочей емкостью, сб. «Труды НИИПТ», 1968, № 14.
- Залесский А. М. и Кукеков Г. А., Тепловые расчеты электрических аппаратов, изд-во «Энергия», 1967.



# Исследование объемного заряда положительной импульсной короны

Инж. А. В. ИВАНОВ и канд. техн. наук доц. В. П. ЛАРИОНОВ

Московский энергетический институт

На развитие разряда и электрическую прочность промежутков с неоднородным полем существенное влияние оказывает величина и пространственное распределение заряда, образующегося в начальных стадиях процесса. Влиянием объемного заряда объясняется ряд явлений и закономерностей, наблюдающихся при развитии разряда, например эффект ультракороны [Л. 1], барьерный эффект [Л. 2], снижение разрядных напряжений и сложный характер их зависимости от крутизны косоугольной волны напряжения [Л. 3 и 4]. Однако эти объяснения имеют значение гипотез, поскольку обосновываются в лучшем случае лишь косвенными оценками, основанными на измерении зарядов смещения [Л. 5 и 6] или использовании теневого эффекта [Л. 7].

Отсутствие методов непосредственного измерения величины и пространственного распределения объемного заряда является одним из серьезных препятствий на пути дальнейшего изучения разрядных явлений.

В предлагаемой работе изложен метод изучения объемного заряда импульсной короны и полученные с его помощью дополнительные данные о влиянии объемного заряда на процесс формирования разряда.

**Метод исследования избыточного заряда импульсной короны.** Сущность метода состоит в следующем. Объемный заряд, образовавшийся в результате вспышки короны, под действием внешнего электрического поля движется к некоронирующему электроду, покрытому диэлектрической пленкой, и оседает на ней. Затем измеряется величина и распределение заряда на поверхности этого электрода. Расчеты показывают, что время рекомбинации зарядов противоположного знака, образовавшихся в результате вспышки короны, несопоставимо мало по сравнению со временем их движения к электродам. Поэтому предлагаемым методом измеряется избыточный объемный заряд (в дальнейшем для краткости называемый объемным зарядом), а не заряд смещения, как это имеет место при методе секционирования электродов [Л. 5 и 6].

Картина распределения зарядов по поверхности осадительного электрода может быть воспроизведена детально. Если при этом произвести измерения в различные моменты времени после погасания короны, то, зная форму электрического поля в промежутке и подвижность ионов, можно судить о распределении пространственного заряда в разрядном промежутке.

В основу метода положено использование осадительного (некоронирующего) электрода, диэлектрическое покрытие которого должно обладать достаточно высоким поверхностным и объемным сопротивлением. Осевший заряд не должен перемещаться по его поверхности под действием тангенциальной составляющей электрического поля,

а удельное объемное сопротивление диэлектрического покрытия должно обеспечивать постоянную в времени утечки зарядов на металлическую подложку, значительно превосходящую время измерения.

При бомбардировке осадительного электрода положительными ионами могут освобождаться электроны. Оценка числа электронов  $\gamma$ , выбиваемых одним положительным ионом, показывает, что для ионов с энергией менее 100 эВ получается  $\gamma < 0,07$ , поэтому в данном случае этим явлением можно пренебречь.

Предельная поверхностная плотность зарядов, которая способна удерживаться осадительным электродом, определяется пробивным напряжением изоляционной пленки и напряженностью электрического поля, создаваемого над поверхностью диэлектрика (она не должна превышать 25—30 кВ/см).

Осадительный электрод выполнялся следующим образом. На металлическую подложку, изготовленную из толстого алюминия, наклеивался эпоксидной смолой слой триацетатной пленки толщиной 70 мк. Пленка покрывалась раствором полистирола в бензоле. Суммарная толщина диэлектрического покрытия равнялась 100 мк. Триацетатная пленка такой толщины имеет достаточно высокое пробивное напряжение (5—5,5 кВ). Полистирольное покрытие улучшает гидрофобность, увеличивает поверхностное и объемное сопротивления.

Максимальная величина поверхностной плотности заряда при такой конструкции электрода превосходила  $1,0 \cdot 10^{-7}$  к/см<sup>2</sup>. Как показали эксперименты, утечка заряда и растекание по поверхности за время 1—2 мин оказались незначительными.

Важным является вопрос о влиянии изоляционного покрытия некоронирующему электрода на развитие разряда. Падение напряжения на этом покрытии из-за его малой толщины ничтожно, поэтому условия протекания ионизационных процессов и осаждения зарядов при этом не будут изменяться по сравнению с электродом без изоляционной пленки. На заземленной металлической подложке индуцируется заряд, равный по величине и противоположный по знаку осаждающемуся. Поэтому суммарное поле над поверхностью осадительного электрода от действия этих зарядов близко к нулю и не оказывает влияния ни на скорость осаждения объемного заряда, ни на развитие процесса.

Измерение поверхностной плотности заряда производилось двумя методами: 1) путем проявления осадительного электрода электрографическим способом с последующим измерением количества прилипшего порошка фотометром; 2) электрометром, снабженным зондом.

В качестве проявителя использовался электрографический порошок, применяемый для машины «Эра». Так как количество прилипшего красителя

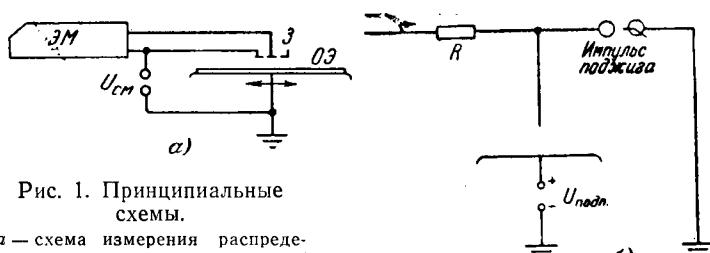


Рис. 1. Принципиальные схемы.

а — схема измерения распределения заряда на поверхности осадительного электрода (ОЭ);  
 б — схема установки для получения зависимости величины осевшего объемного заряда от времени осаждения.  
 ЭМ — электрометр; 3 — зонд.

проявляющего состава зависит от поверхностной плотности заряда, распределение осевшего на поверхность осадительного электрода заряда можно измерять фотометром. Этот способ наряду со своими достоинствами — простотой и наглядностью, а также возможностью длительного хранения информации — обладает следующими недостатками: невысокой точностью из-за непостоянства состава проявителя, малой чувствительностью и узким диапазоном измерения.

В качестве электрометра при втором методе использовался электростатический вольтметр С-50 с пределами 30—150 в или электрометр СГ-1м. Зонды имели площади чувствительных частей 400; 1 и  $0,03 \text{ см}^2$ . Первый использовался для измерения суммарного осевшего заряда, второй — для измерения распределения средней плотности, третий — для измерения локальных скоплений заряда. Схема измерения приведена на рис. 1,а.

На электрометр, выполненный на базе электростатического вольтметра, подавалось напряжение смещения  $U_{\text{см}}$ , величина которого регулировалась так, чтобы начальное положение указателя было на цифре 30. Тем самым повышалась чувствительность схемы в начале шкалы и расширялся диапазон измерения. Схема с напряжением смещения однозначно давала ответ о знаке измеряемого заряда.

Для градуировки электрометров на поверхность осадительного электрода наклеивалась фольга. Между ней и подложкой прикладывалось напряжение. По известной емкости единицы поверхности изоляционного покрытия относительно металлической подложки рассчитывалась поверхностная плотность зарядов, соответствующая приложенному напряжению. Снималась зависимость показаний электрометра от поверхностной плотности заряда.

**Условия проведения экспериментов.** Исследовались промежутки стержень — плоскость длиной 5 и 10 см при атмосферных условиях, близких к нормальным. Стержень представлял собой пруток диаметром 6 мм и длиной 60 см. Конец его был сточен на конус с длиной образующей 5 см. Вершина конуса скруглялась под полусферу радиусом 1,5 мм. Плоскость имела форму диска диаметром 270 мм.

На высоковольтный электрод (стержень) подавалась волна напряжения положительной полярности 16/7500 мкsec. Источником ее служил генератор импульсных напряжений с емкостью в ударе 0,066 мкФ и фронтовым сопротивлением 170 кОм.

Напряжение регистрировалось осциллографом С1-24 с помощью емкостного делителя.

Электроды размещались в цилиндре из бакелированной бумаги диаметром 40 см и высотой 60 см. С боков и снизу цилиндр имел заземленный экран для устранения помех от работы генератора импульсных напряжений.

Для получения временной картины оседания заряда на некоронирующий электрод применялась схема (рис. 1,б), позволявшая осуществлять срез напряжения на промежутке в заданный момент времени. Для среза волны в этой схеме использовался управляемый шаровой разрядник. Импульс поджига мог подаваться на него с помощью электронного устройства через любое время (от нескольких микросекунд до десятков тысяч) после прихода волны напряжения на исследуемый промежуток. После среза волны ионы не могли осаждаться на некоронирующий электрод. Этому препятствовало электрическое поле, создаваемое напряжением подпора.

**Результаты экспериментов.** На рис. 2 (кривая 1) показано изменение во времени количества осевшего на измерительный электрод заряда, образованного одиночной вспышкой короны. Амплитуда волны напряжения относительно земли составляла 28 кв (кратность по отношению к начальному статическому 1,65). При этих условиях ветви короны достигали плоскости, что обусловливало начальный скачок заряда. Затем в течение длительного времени происходило оседание основной массы пространственного заряда.

На рис. 2 (кривая 2) показано также изменение заряда, определявшегося по осциллограмме напряжения на емкости, включенной между плоскостью и землей. Принципиально по этой схеме в каждый момент времени должна измеряться большая величина заряда, чем методом осаждения, поскольку напряжение на измерительной емкости, пропорциональное заряду смещения, определяется не только зарядом, достигшим плоскости, но также и зарядом, индуцированным находящимися в промежутке ионами. Это положение наблюдается в начальной части процесса при временах примерно до 3000 мкsec. Однако в обычно используемых простейших схемах при приемлемой чувствительности практически трудно получить достаточно большую постоянную времени измерительной цепи, поэтому полная величина объемного заряда коронной вспышки при измерении методом осциллографирования оказывается существенно заниженной (в нашем случае более, чем в 2 раза). Это обстоятельство следует иметь в виду при измерениях величи-

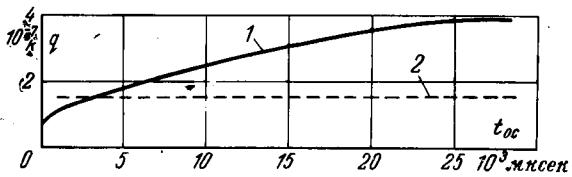


Рис. 2. Результаты измерений.

1 — зависимость величины осевшего на плоскость заряда от времени осаждения; 2 — изменение заряда на емкость, включенной между плоскостью и землей. Промежуток стержень — плоскость длиной 5 см,  $U_{\text{макс}} = 28 \text{ кв}$ ,  $U_{\text{подп}} = -2,5 \text{ кв}$ .

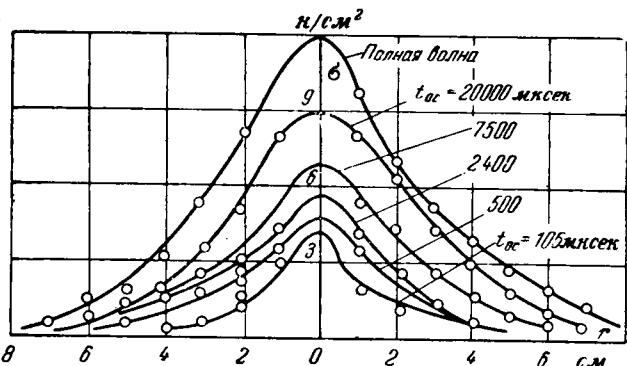


Рис. 3. Распределение осевшего объемного заряда по диаметру осадительного электрода в различные моменты времени после вспышки короны.

Промежуток стержень — плоскость длиной 5 см,  $U_{\max} = 28$  кв,  $U_{\text{поди}} = -2,5$  кв.

ны объемного заряда с помощью емкостных шунтов.

На рис. 3 приведены кривые распределения заряда по диаметру осадительного электрода при различных временах среза. Значения плотности осевшего заряда усреднены по площади в  $1 \text{ см}^2$ . При измерении поверхностной плотности заряда электрометром с площадью чувствительной части зонда  $0,03 \text{ см}^2$  кривые не получаются гладкими. На фоне средней плотности отмечаются локальные скопления зарядов. Разница между средней плотностью и плотностью локальных скоплений заряда уменьшается с увеличением времени среза. Это объясняется тем, что сначала к плоскости приходят ветви короны, несущие на своих головках заряд, а затем оседает заряд, рассредоточенный в разрядном промежутке.

Длина ветвей зависит от напряжения на промежутке в момент зажигания короны. При достаточном напряжении на проявленном электрографическим порошком осадительном электроде можно

видеть следы ветвей короны (рис. 4). При увеличении напряжения растет количество следов и занимаемая ими площадь. Существенно, что следы отпечатываются только в том случае, если ветви развиваются до плоскости. Если же ветви прекращают свое развитие, не достигая поверхности осадительного электрода, то заряды ветвей при своем движении к плоскости рассеиваются вследствие диффузии и оседают на плоскость с плотностью, меньшей чувствительности электрографического метода.

При условиях, соответствующих рис. 2 и 3, на  $1 \text{ см}^2$  поверхности осадительного электрода насчитывается 5—6 следов. Если срез напряжения произвести через 45—100 мкsec после момента вспышки короны (это время по приближенным расчетам необходимо для оседания заряда головной лавины ветви), можно электрометром измерить заряд последней. Очевидно, этой величине должны в большей мере соответствовать заряды следов, расположенных вблизи границы занимаемой ими области. Локальные скопления зарядов внутри этой области отражают более сложные образования.

Проведенные измерения показывают, что заряд головки одной ветви составляет в среднем  $0,75 \times 10^{-10}$  к. Следует отметить, что эта величина близка к предложенному Ретером [Л. 8] критерию, определяющему переход лавины в стример в атмосферном воздухе.

Для анализа процессов в зоне ионизации коронного разряда снимались электрограммы на винилластовой пластины толщиной 2 мм, помещаемой параллельно оси промежутка на расстоянии 5 мм от последней (рис. 5). Диэлектрик с тщательно обработанной поверхностью, будучи расположенным таким образом в разрядном промежутке, практически не влияет на развитие процесса.

Это было подтверждено следующим образом. Подбиралась величина напряжения, при которой ветви короны в чистом воздушном промежутке прорастали до плоскости. В присутствии винилластовой пластины при том же напряжении размер области, занимаемой следами ветвей, не менялся, т. е. длина ветвей оставалась прежней.

В отличие от фигур Лихтенберга, запечатывающих суммарный эффект за все время развития короны, электрограммы показывают распределение заряда к моменту погасания коронной вспышки. Из рис. 5 видно, что ветви короны образуются отдельными лавинами, вливающимися последовательно одна в другую. Длина лавин, которыми оканчиваются ветви, т. е. головок ветвей, составляет в среднем 1 см, а их диаметр — 0,5 мм. Каналы ветвей короны на рис. 5 не видны, так как они нейтрализуются электронами влагающихся в них лавин. Электрограммы показывают, что область ионизации имеет форму, близкую к сферической. Этим объясняется увеличение количества следов на плоскости с увеличением напряжения.

Радиусы зон ионизации  $r$ , измеренные по электрограммам, и соответствующие им значения заряда  $q$ , внедренного вспышкой короны (промежуток стержень — плоскость длиной 10 см), составляют:

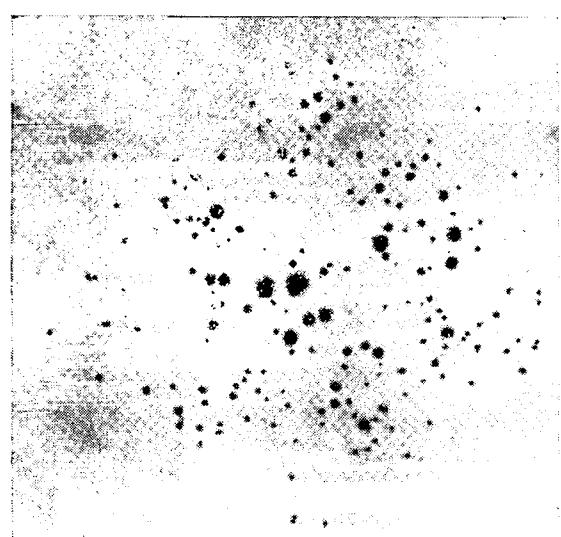


Рис. 4. Фотография проявленного осадительного электрода со следами ветвей короны.

Промежуток стержень — плоскость длиной 5 см,  $U_{\max} = 28$  кв.

$q, 10^{-7} \text{ к}$	$r, \text{ мм}$	$E, \text{ кв/см}$
6	53	19
4,6	40	26
2,6	32	23
1,2	27	15

Путем постепенного увеличения напряжения до появления следов ветвей на осадительном электроде была определена граница напряженности внешнего поля, при которой еще развиваются ветви. Эта величина оказалась равной 0,67 кв/см.

**Анализ результатов.** Одним из основных в теории импульсной короны является вопрос о распространении ветвей. Известно [Л. 6 и 10], что они обладают весьма высокой скоростью развития (более  $10^8 \text{ см/сек}$ ) и проникают в область с очень слабым внешним полем (менее 1 кв/см). Длина ветвей зависит от величины приложенного напряжения. Для объяснения указанных свойств ветвей был предложен [Л. 10] на основании опытов по короне в промежутке шар — плоскость механизм волновой ионизации. В соответствии с этим механизмом ветви образуются в результате движения положительно заряженной сферы под действием электрического поля собственного заряда сферы.

Оценим правомерность подобного механизма при развитии ветвей импульсной короны в промежутке стержень — плоскость.

Напряженность электрического поля вблизи головки ветви складывается из трех составляющих: 1) напряженности внешнего поля, 2) напряженности, создаваемой объемным зарядом всей зоны ионизации, 3) напряженности, создаваемой собственным зарядом головки ветви. Первая составляющая определяет начало процесса, однако не может играть существенной роли на заключительном этапе развития ветвей в силу своей малой величины. По нашей оценке ветви могут развиваться в области внешнего поля с напряженностью до 0,67 кв/см.

Для выяснения влияния второй составляющей оценим распределение зарядов в зоне ионизации. Можно считать (рис. 5), что зона ионизации ограничена неполной сферической поверхностью с центром, лежащим на конце коронирующего электрода. Количество ветвей, касающихся единицы этой поверхности, равно  $5-6 \text{ см}^{-2}$ . Заряд головки ветви  $q=0,75 \cdot 10^{-10} \text{ к}$ . При радиусе зоны ионизации  $r=5 \text{ см}$  суммарный заряд концов ветвей будет

$$Q=3/4 \cdot 4\pi r^2 n q \approx 10^{-7} \text{ к},$$

где множитель  $3/4$  учитывает отсутствие ветвей в верхней части сферической зоны.

Суммарный заряд вспышки короны (рис. 2) составляет при рассматриваемых условиях  $4 \cdot 10^{-7} \text{ к}$ . Таким образом, в промежутке стержень — плоскость лишь четвертая часть заряда коронной вспышки сосредоточена на концах ветвей, значительная же часть объемного заряда находится вблизи анода, в области больших градиентов внешнего поля.

Такая картина распределения зарядов в промежутке подтверждается кривой оседания заряда во времени (рис. 2). Если считать, что пространственный заряд движется только под действием внешнего поля, то ионы, расположенные к моменту

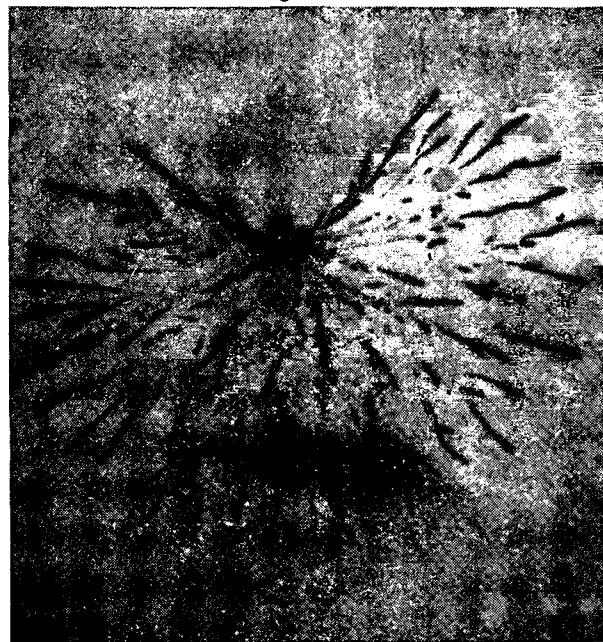


Рис. 5. Электрограмма импульсной короны. Промежуток стержень — плоскость длиной 10 см,  $U_{\text{макс}} = 36,6 \text{ кв.}$

погасания короны вблизи стержня, пересекут промежуток за время порядка 2000 мкsec. Поскольку заряд граничных областей зоны ионизации тормозит движение ионов, расположенных внутри зоны, то время оседания всего объемного заряда значительно больше указанного.

По приведенным выше данным можно приблизенно оценить напряженность электрического поля, создаваемого объемным зарядом на границе зоны ионизации. Полагая весь объемный заряд сосредоточенным в точке, лежащей на конце коронирующего электрода, получим, что напряженность на границе зоны ионизации приближается к критической величине.

Для определения третьей составляющей — напряженности поля на головке ветви, создаваемой ее собственным зарядом, — предположим, что заряд головной лавины равномерно распределен по ее длине:

$$E = \frac{\tau}{4\pi\epsilon} \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} \right) = \frac{0,75 \cdot 10^{-10} \cdot 10^{-3}}{4\pi 8,8 \cdot 10^{-14} \cdot 1} \times \\ \times \left( \frac{1}{0,025} - \frac{1}{1,0} \right) \approx 3 \text{ кв/см},$$

здесь  $\tau = \frac{0,75 \cdot 10^{-10}}{1}$  — линейная плотность заряда лавины;

$$r_1 = 0,025 \text{ см} — \text{радиус лавины}; \\ r_2 = 1,0 \text{ см} — \text{длина лавины}.$$

Таким образом, в промежутке стержень — плоскость развитие ветвей короны обеспечивается в основном зарядом, распределенным в зоне ионизации, а само развитие ветвей может быть объяснено лавинно-стримерным механизмом. Электроны лавин, возникших в области наибольшей напряженности поля, уходят на анод. Оставшийся положительный заряд усиливает поле в проме-

жутке. В результирующем поле образуются новые лавины, которые вливаются в предшествующие. Фотоионизация обеспечивает высокую скорость роста ветвей.

Заряд лавин соответствует критерию Ретера, определяющему переход лавины в стример. Основные каналы ветвей представляют собой плазменные, почти нейтральные образования (рис. 5), поскольку отсос электронов наиболее эффективно идет только в непосредственной близости к аноду.

Наряду с усилением поля в глубине промежутка рост положительного объемного заряда приводит к уменьшению градиентов у поверхности анода, все более затрудняя отсос электронов из зоны ионизации. Когда напряженность поля у поверхности анода, определяемая пространственным зарядом, существенно снижается, рост избыточного заряда останавливается и корона прекращает свое развитие. Очевидно, что чем больше величина приложенного напряжения, тем на большее расстояние от электрода развиваются ветви короны.

**Выводы.** 1. Предложен метод исследования избыточного объемного заряда положительной импульсной короны путем осаждения его на некоронирующий электрод.

2. При коронной вспышке в промежутке стержень — плоскость основная часть объемного заряда рассредоточена в зоне ионизации и только четвертая часть этого заряда располагается на концах ветвей. Заряд головки одной ветви составляет в среднем  $0,75 \cdot 10^{-10}$  к.

3. Решающая роль в развитии ветвей импульсной короны принадлежит электрическому полю, со-

здаваемому объемным зарядом всей зоны ионизации. Ветви развиваются в соответствии с лавинно-стримерным механизмом.

### Литература

- Богданова Н. Б. и Попков В. И., Вопросы управления формой коронного разряда на электроде и пробивным напряжением воздушного промежутка, Изд-во АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1966, № 3.
- Комельков В. С. и Лифшиц А. М., Влияние барьеров на развитие электрического разряда в длинных промежутках, Изд-во АН СССР, ОТН, 1950, № 10.
- Базелян Э. М., Браго Е. Н. и Стекольников И. С., Существенное снижение средних пробивных градиентов в длинных разрядных промежутках на косоугольной волне напряжения, ДАН, 1960, № 3, т. 133.
- Ларионов В. П. и Асаад Зейтун, Вольт-секундные характеристики воздушных промежутков при импульсах большой длины, Известия вузов, «Энергетика», 1964, № 1.
- Прокопович Л. П., Распределение плотности тока при коронном разряде между острием и плоскостью, ЖТФ, 1966, № 12, т. 36.
- Базелян Э. М., Измерение объемного заряда в начальных стадиях положительной длиной искры, ЖТФ, 1964, № 3, т. 34.
- Филиппов А. А., О применении теневого прибора ИАБ-451 к изучению предразрядных явлений в длинных воздушных промежутках, ЖТФ, 1966, № 4, т. 36.
- Ретер Г., Электронные лавины и пробой в газах, изд-во «Мир», 1968.
- Стекольников И. С., Природа длиной искры, Изд-во АН СССР, 1960.
- Park I. H., Cones H. N., Surge voltage breakdown of air in a pop-up form field, Journal of Research Nat. Bureau Stand., 1956, v. 56, № 4.

[14.11.1968]



УДК 621.327:621.3.015.532

## Возникновение тлеющего разряда в высоковольтных ионных приборах с промежуточными электродами

С. М. СИРОТА

Всесоюзный электротехнический  
институт им. В. И. Ленина

С целью повышения электрической прочности в некоторых конструкциях высоковольтных газоразрядных приборов анодный узел секционируется промежуточными электродами — поперечными вставками. Прикладываемое к этим приборам после погасания дуги прямого тока обратное напряжение делится по секциям неравномерно [Л. 1 и 2]. Для быстрого выравнивания обратного напряжения используются активно-емкостные делители.

Было установлено, что при наличии существенной мощности делителей в режимах, близких к рабочим, распределение анодного напряжения может резко ухудшаться — возникает так называемый

срыв деления напряжения. На рис. 1 приведено распределение максимума скачка обратного напряжения по секциям на одном из типов ионных приборов с четырьмя вставками. Видно, что при срыве деления напряжения распределение напряжения по секциям резко нарушается и большая часть обратного напряжения оказывается приложенной к области правого от анода промежутка. При этом сильно возрастает обратный ток, протекающий к вставкам. Соответственно увеличивается вероятность обратных зажиганий. В приборах, у которых газоразрядной средой являются пары ртути, к возникновению срыва деления напряжения приводило повышение давления ртутного пара.

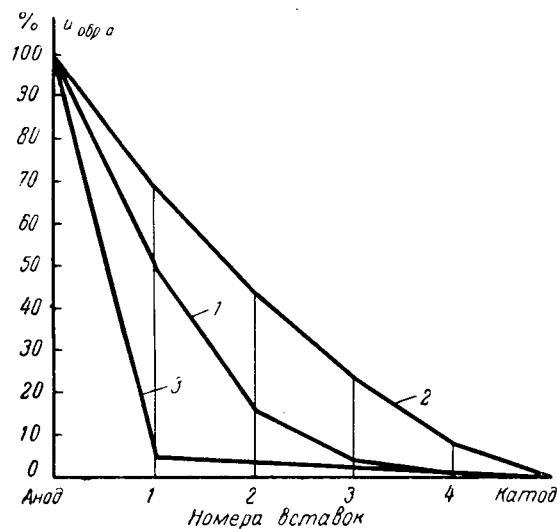


Рис. 1. Распределение максимума скачка обратного напряжения по секциям анодного узла ионного прибора.

1 — без внешнего делителя напряжения; 2 — при наличии внешнего делителя; 3 — при срыве деления напряжения.

Настоящая статья посвящена выяснению причин возникновения срыва деления напряжения, характера этого явления и влияющих на него факторов.

**Методика исследования.** В качестве экспериментальных газоразрядных приборов, на которых проводились исследования, применялись разрядные трубы (рис. 2). В стеклянном баллоне 1 трубы между анодом 2 и управляющей сеткой 3 помещалась вставка 4 с одним отверстием диаметром 30 мм. Трубы, на которых проводились эксперименты, отличались высотой вставки; на одной из трубок вставки не было. Расстояние между анодом и управляющей сеткой для различных трубок оставалось неизменным. Испытания проводились как в режиме непрерывного горения электрода дежурного возбуждения, в качестве которого использовался нижний экран 5, так и в режиме игнитронного пуска, осуществлявшегося с помощью полупроводникового поджигателя 6, погруженного в ртутный катод 7.

Исследования проводились в импульсной схеме (рис. 3), работавшей с частотой 1 гц. Обратное напряжение, прикладываемое к трубке после прохождения прямого тока, изменялось в пределах 5—30 кв. Различные значения остаточной концентрации зарядов получались за счет изменения параметров колебательного контура: индуктивности  $L$  и емкости  $C$  схемы. Прямой ток через трубку составлял 40—180 а. Давление ртутного пара задавалось температурой воды, охлаждающей конденсационную поверхность трубы. Чтобы избежать конденсации ртути, анодная область нагревалась с помощью подогревателей, обеспечивающих температуру на стеклянных стенках трубы более 100°С.

При проведении экспериментов измерялись обратные токи в цепях анода, вставки и катода и соответствующие им обратные напряжения между электродами. Измерения проводились при подключении вставки через сопротивление 1 ком к внешне-

му делителю напряжения с конденсаторами емкостью 11 000 пф. При таком соединении вставки, соответствующем реальным условиям работы высоковольтного ионного прибора, напряжения на промежутках вставка — катод и вставка — анод должны соответствовать примерно половине полного анодного напряжения лишь в случае, если искажающая распределение обратного напряжения остаточная концентрация зарядов не очень велика. В других экспериментах с целью повышения напряжения между вставкой и катодом, а также уменьшения сопротивления, ограничивающего обратный ток в цепи вставки, последняя соединялась с анодом напрямую или через сопротивление 10, 10<sup>2</sup>, 10<sup>3</sup>, 10<sup>4</sup> ом. При этом анод трубы обычным образом подключался к импульсной схеме.

В связи с тем, что катод трубы заземлялся, одновременное измерение обратных токов в цепях анода, вставки и катода представляло некоторые трудности. Осциллографирование велось непосредственно при наличии высоких относительно земли потенциалов анода и вставки. Двухлучевые осциллографы типа С1-16 питались от изолирующих трансформаторов, а процесс фотографирования осуществлялся с помощью автоматического устройства. Для ограничения передаваемого на вход усилителя осциллографа падения напряжения от прямого тока использовалась диодная лампа типа 6Д6А [Л. 3 и 4].

Для измерений токов применялись безындуктивные коаксиальные шунты, у которых в качестве активного сопротивления использовались плоские

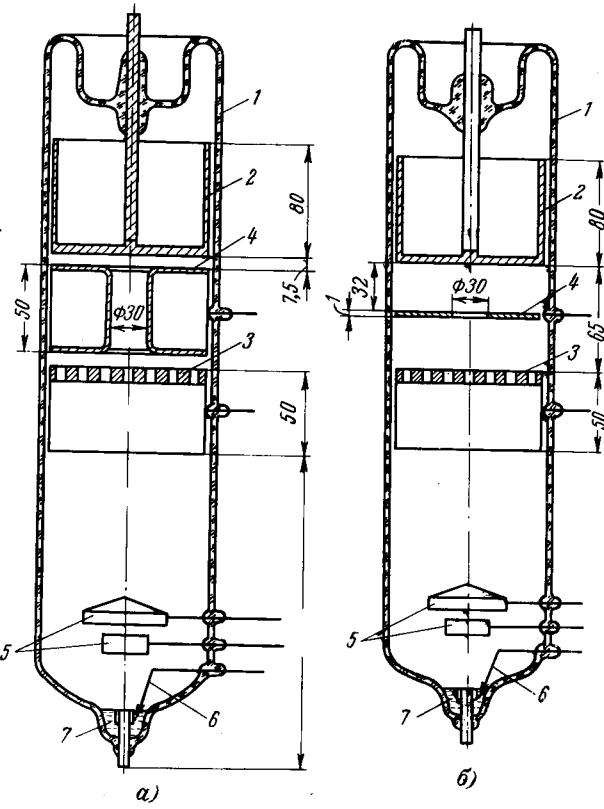


Рис. 2. Экспериментальные разрядные трубы с промежуточными электродами — вставками.  
а — высота вставки 50 мм; б — высота вставки 1 мм.

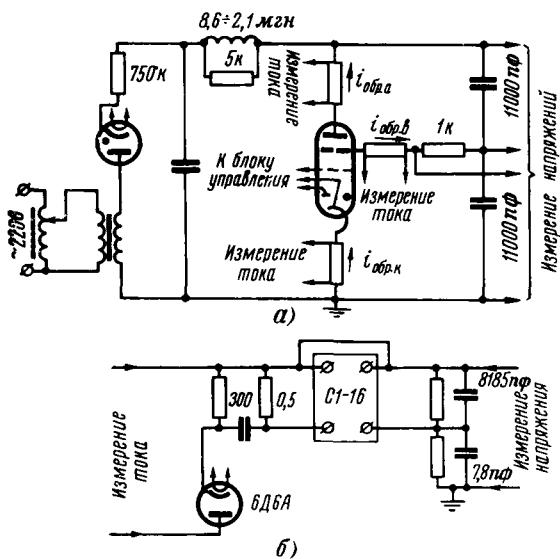


Рис. 3. Схемы для измерений обратных токов и напряжений.

а — схема установки; б — схема блока измерения.

дифаровые шайбы толщиной 5—8  $\text{мм}^2$ . Измерявшиеся напряжения снимались с делителей напряжения. Чтобы избежать заметного влияния делителя на величину измеряемого сигнала, емкость его высоковольтного плеча была взята равной 7,8  $\text{пФ}$ . Снятые частотные характеристики делителей показали, что при частотах до 10  $\text{кГц}$  искажения отсутствуют.

**Результаты измерений.** На рис. 4 приведена характеристическая осциллограмма обратного тока в цепи тонкой ( $h=1 \text{ мм}$ ) вставки. Такой же вид имеет осциллограмма обратного тока в цепи анода. При увеличении обратного напряжения от 5 до 30  $\text{кВ}$  и изменении температуры воды в пределах 15—45°С кривые обратных токов в цепях анода и вставки имеют по одному максимуму (соответственно  $I_{a1}$  и  $I_{b1}$ ) как при подключении вставки к внешнему делителю напряжения, так и при соединении ее с анодом одним из указанных выше способов.

С ростом обратного напряжения  $U_{\text{обр.}a}$  между анодом и катодом трубы и скорости спада прямого тока  $\frac{di}{dt}$  максимальные значения обратных токов в цепях анода и вставки увеличивались. При

росте температуры воды возрастало время  $\theta$ , в течение которого происходил спад обратного тока до 5% от своего максимального значения. Эти результаты находятся в соответствии с общезвестными данными и представлениями о причинах изменения величины обратного тока.

Обратный ток оценивался также по количеству электричества, проходившего в цепях анода и вставки

$$Q_a = \int_0^\theta i_a dt \text{ и } Q_b = \int_0^\theta i_b dt.$$

1 Отсутствие индуктивности шунта и наводок в цепях измерения проверялось путем замены измерительного шунта медным шунтом аналогичной конструкции. При такой замене и прежнем усилении не было заметных отклонений луча на экране осциллографа.

На рис. 5 показаны некоторые результаты обработки осциллограмм обратных токов, снятых на трубке с тонкой вставкой. Видно, что с ростом температуры обратный ток в цепи вставки увеличивается быстрее, чем обратный ток в цепи анода. Отключение вставки от внешнего делителя не приводило к заметному изменению обратного тока в цепи анода. Таким образом, у трубы, в которой в качестве промежуточного электрода используется тонкая вставка, в рассматриваемом диапазоне изменений давления ртутного пара и обратных напряжений явлений, сходных со срывом деления напряжения не происходит.

Для трубы с высокой вставкой ( $h=50 \text{ мм}$ ), подключенной к внешнему делителю или соединенной с анодом, осциллограммы обратного тока при температуре воды  $t_b < 18^\circ\text{C}$  и  $U_{\text{обр.}a} < 30 \text{ кВ}$  по виду мало отличались от осциллограмм обратного тока для трубы с тонкой вставкой. При  $t_b > 18^\circ\text{C}$ ,  $U_{\text{обр.}a} > 10 \text{ кВ}$  и обратном напряжении между вставкой и катодом  $U_{\text{обр.}b} > 4 \text{ кВ}$ , на кривых обратного тока в случае подключения высокой вставки к внешнему делителю появляются вторые, а иногда третьи и четвертые максимумы  $I_{a2}$ ,  $I_{b2}$ , ... (рис. 6). При повышении напряжения  $U_{\text{обр.}a}$  значения  $I_{a2}$  и  $I_{b2}$  могут значительно превышать  $I_{a1}$  и  $I_{b1}$ . Интервалу времени, в течение которого обратный ток в цепи вставки превышает  $I_{b1}$ , соответствует некоторое понижение обратного напряжения между вставкой и катодом.

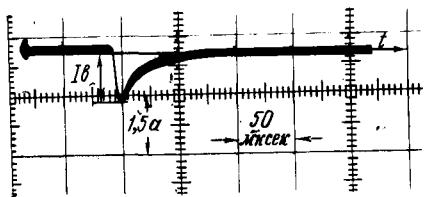


Рис. 4. Осциллограмма обратного тока в цепи вставки толщиной 1  $\text{мм}$ .

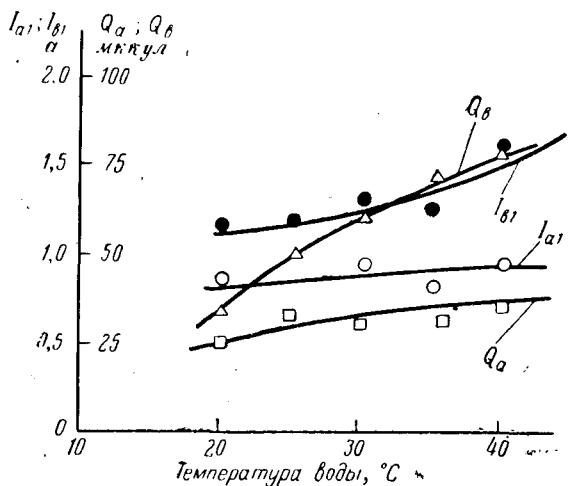


Рис. 5. Результаты обработки осциллограмм обратных токов при вставке толщиной 1  $\text{мм}$ : напряжение между анодом и катодом  $U_{\text{обр.}a} = 20 \text{ кВ}$ ; напряжение между вставкой и катодом  $U_{\text{обр.}b} = 8 \text{ кВ}$ ;  $L = 8,6 \text{ мкн}$ .

Появление второго максимума обратного тока можно рассматривать как результат возникновения определенного вида разряда. Напряжением зажигания этого разряда является такое обратное напряжение между вставкой и катодом, при котором начинает наблюдаться возрастание обратного тока после прохождения им максимального значения  $I_{b1}$ . При повышении обратного напряжения сверх этого значения величина второго максимума  $I_{b2}$  возрастает. В период разряда напряжение между электродами может быть заметно меньше напряжения зажигания.

В табл. 1 приведены характерные значения обратных токов в цепях анода и вставки высотой  $h=50$  мм, подключенной к внешнему делителю, и обратных напряжений между этими электродами и катодом. Колебательный контур имел следующие параметры:  $L=8,6$  мГн,  $C=0,1$  мкФ. Температура воды была равна  $25^\circ\text{C}$ . Как видно из табл. 1, при зажигании разряда обратный ток в цепи вставки значительно превосходит обратный ток в цепи анода. Ток в цепи вставки после быстрого достижения максимума уменьшается в течение 50—100 мксек до значений, близких к нулю (рис. 6). Во время разряда обратное напряжение между вставкой и катодом равно 3,3 кв. После прекращения разряда обратное напряжение на вставке может вновь повышаться.

При отключении вставки от внешнего делителя и значениях  $U_{\text{обр.}a} \leq 30$  кв и  $t_b \leq 50^\circ\text{C}$  зажигание разряда не происходит. При этих же условиях разряд не возникал и в трубке, не имевшей промежуточной вставки.

Остаточная концентрация зарядов в трубке может быть оценена по количеству электричества  $Q'_v$  (см. табл. 1), проходящего в цепи вставки до момента зажигания разряда. При одних и тех же параметрах схемы значения  $Q'_v$  и  $I_{b1}$  для высокой вставки соответственно меньше значений  $Q_v$  и  $I_b$  для тонкой вставки. Из этого можно заключить, что возникновение разряда в трубке с высокой вставкой и его отсутствие в трубке с тонкой вставкой не может быть связано с неравными условиями по остаточной концентрации зарядов.

Измерения, проведенные при соединении высокой вставки с анодом через сопротивление, показали, что разряд также зажигается и в этом случае. Из осциллограмм, приведенных на рис. 7, видно, что на кривой обратного тока появляются вторые максимумы, и в целом ток имеет форму, весьма сходную с формой обратного тока при подключении вставки к делителю. Начиная с некоторого значения обратного напряжения форма кривой обратного тока соответствует току разряда емкости через индуктивность и активное сопротивление. Благодаря относительно малому сопротивлению между вставкой и анодом величина разрядного тока возрастает по сравнению со случаем, когда вставка подключена к делителю. Напряжение  $U_{\text{раб.}a}$  в период разряда заметно меньше напряжения зажигания разряда.

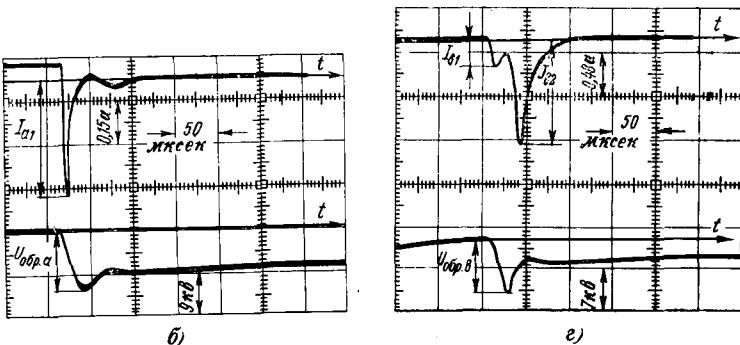
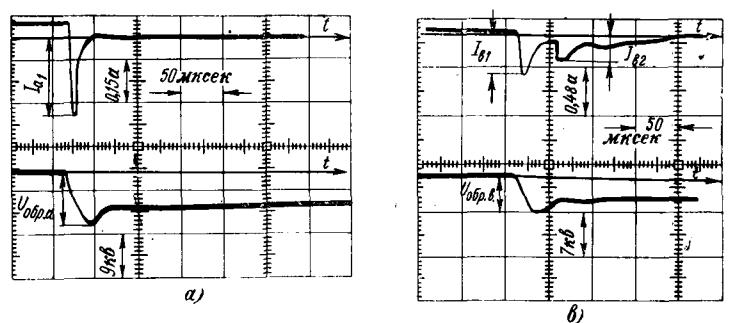


Рис. 6. Осциллограммы обратного тока и напряжения на аноде (a, б) и вставке (в, г).

Вставка подключена к делителю напряжения.

а —  $U_{\text{обр.}a}=10$  кв; б —  $U_{\text{обр.}a}=13,5$  кв; в —  $U_{\text{обр.}v}=6$  кв;  
г —  $U_{\text{обр.}v}=8$  кв.

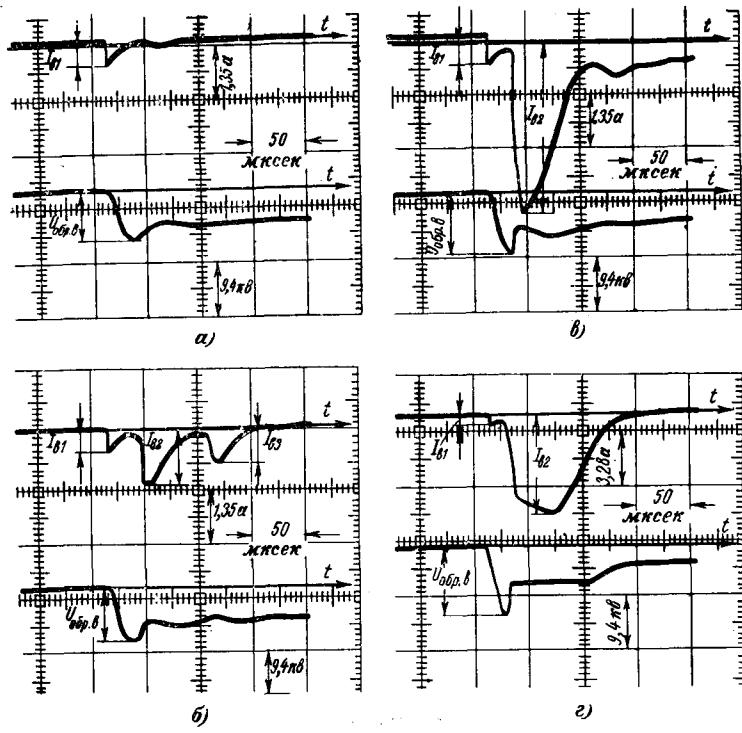


Рис. 7. Осциллограммы обратного тока и напряжения на вставке.

Вставка соединена с анодом через сопротивление 100 ом;

а —  $U_{\text{обр.}v}=8,5$  кв; б —  $U_{\text{обр.}v}=9$  кв; в —  $U_{\text{обр.}v}=11$  кв; г —  $U_{\text{обр.}v}=12,5$  кв.

Характерные экспериментальные данные, полученные для случая, когда между вставкой и анодом имелось сопротивление 100 ом, приведены в табл. 2. Аналогичные результаты были получены

Таблица 1

Обратные токи и напряжения при подключении вставки через внешний делитель напряжения

Анод			Вставка				
$U_{\text{обр. а.}}$ кв	$I_{a1}$ а	$Q_a$ мкк	$U_{\text{обр. в.}}$ кв	$I_{B1}$ а	$I_{B2}$ а	$Q_{B'}$ мкк	$Q'_{B'}$ мкк
11	0,2	4,6	5,5	0,45	0,25	20	9,3
16	0,26	5,4	7	0,53	0,98	40	10,0
22	0,4	17	8	0,80	2,85	85	14,3

при других значениях сопротивления, а также при непосредственном соединении вставки с анодом.

Из табл. 2 видно, что при уменьшении индуктивности и увеличении емкости колебательного контура напряжение зажигания разряда снижается с 8,4 до 7,0 кв. Это объясняется тем, что уменьшению индуктивности контура соответствует увеличение прямого тока через трубку, приводящее к росту остаточной концентрации зарядов, и некоторое увеличение скорости нарастания обратного напряжения. В дополнительно проведенном эксперименте прямой ток проходил через специальную трубку, включенную параллельно исследуемой трубке с высокой вставкой. В этом случае при изменении в широком диапазоне  $t_B$  и  $U_{\text{обр. а.}}$  зажигание разряда в трубке с высокой вставкой не наблюдалось.

При рассмотрении условий возникновения разряда в трубке с высокой вставкой было также установлено, что в случае, когда ток разряда имеет форму, близкую к полусинусоиде, и соответствует параметрам внешней схемы (рис. 7), увеличение сопротивления в цепи питания вставки до 1000 ом и более может приводить к изменению формы кривой тока. Кривая обратного тока становится подобной кривой обратного тока в цепи вставки при подключении ее к делителю (рис. 6), когда после второго максимума ток быстро уменьшается и разряд погасает. Это указывает на определенную роль величины тока в поддержании возникающего разряда.

**Обсуждение результатов и выводы.** Приведенные экспериментальные данные показывают, что в трехэлектродной газоразрядной трубке второй максимум обратного тока на высокую вставку ( $h = 50 \text{ мм}$ ) достигает значения 2,8 а при подключении вставки к внешнему делителю и может заметно возрастать при увеличении обратного напряжения и уменьшении ограничительного сопротивления, соединяющего вставку с анодом.

Относительно большая величина напряжения между электродами в период разряда (меньшая, однако, напряжения его зажигания), соответствующая значительным обратным токам, и отсутствие катодного пятна на электродах (которое возникало лишь в отдельных случаях — преимущественно при увеличении обратного напряжения и тока разряда) дают основание связывать вторые максимумы обратного тока с зажиганием тлеющего разряда. Поскольку форма кривой обратного тока может определяться параметрами элементов внешней схемы (рис. 6), разряд можно считать самостоятельным.

Таблица 2

Обратные токи и напряжения при подключении вставки к аноду через сопротивление 100 ом

$L$ , мкн	$C$ , мкф	$U_{\text{обр. в.}}$ кв	$U_{\text{разр.}}$ кв	$I_{a1}$ , а	$I_{a2}$ , а	$I_{B1}$ , а	$I_{B2}$ , а
8,6	0,1	8,4	5,6	0,05	—	0,54	—
8,6	0,1	8,5	5,6	0,06	0,04	0,54	1,5
8,6	0,1	11,3	6,7	0,12	0,77	1,09	6,2
8,6	0,1	13	6,1	0,15	1,84	1,39	8,6
2,1	0,28	7	5	0,41	—	1,5	1,5
2,1	0,28	7,2	2,1	0,66	—	2,0	18,0

При некоторых напряжениях между электродами трубы и при больших сопротивлениях делителя напряжения обратный ток после достижения максимального значения сравнительно быстро уменьшается до нуля (рис. 6). Причина погасания разряда в этом случае связывается с ограниченным значением тока.

Появление вторых максимумов обратных токов ртутного вентиля и ранее объяснялось возникновением самостоятельного тлеющего разряда [Л. 5 и 6], однако не устанавливалась связь этого разряда с формой электродов. Отмечалось, что возникновение сверхплотной разновидности тлеющего разряда облегчается, если катод имеет полую чашеобразную форму [Л. 7]. В рассматриваемом нами случае наблюдалась большие значения второго максимума обратного тока в цепи вставки по сравнению с обратным током в цепи анода и отсутствовали вторые максимумы обратного тока при отсоединении высокой вставки от источника питания (когда она находится под «плавающим» потенциалом). Это обстоятельство, а также тот факт, что в трубке без вставки и в трубке с тонкой вставкой разряд не возникает, приводит к выводу, что в зажигании разряда определяющую роль играет форма и геометрические размеры вставки, имеющей принудительный потенциал. Этому выводу соответствует также факт возникновения разряда при подключении вставки вместо анода.

При зажигании разряда расстояния между электродами (рис. 2) и давления ртутного пара значительно уступали соответствующим значениям на левой ветви кривой Пашена, которые требуются для зажигания тлеющего разряда. Следовательно, при наличии ионизованного газа в разрядном промежутке, когда один из электродов имеет отверстие относительно небольшого диаметра (30 мм), а высота этого электрода достаточно большая (50 мм), благодаря эффекту полого катода, условия зажигания разряда облегчаются.

Приведенные данные по возникновению тлеющего разряда в трубке с высокой вставкой позволяют объяснить причины срыва деления напряжения в высоковольтном ионном приборе, секционированном высокими вставками. В этих приборах тлеющий разряд возникает между катодом и одной или несколькими вставками, которые могут играть роль полых катодов для прикладываемого после окончания прямого тока обратного напряжения. При этом напряжение горения тлеющего разряда определяет величину обратного напряжения между указанны-

# Измерение тока короткого замыкания и его первой производной

Канд. техн. наук И. Б. БОЛОТИН и инж. В. Д. ЛЯШЕНКО  
Ленинградский филиал ВЭИ

Важнейшим испытанием высоковольтного коммутационного аппарата является испытание на отключение тока короткого замыкания, позволяющее судить о надежности его работы при ликвидации аварий в электрических сетях.

При испытаниях выключателей в установках ограниченной мощности напряжение на дуге может оказывать существенное влияние на форму кривой отключаемого тока, а следовательно, и на условия

гашения электрической дуги. Одним из основных требований, предъявляемых к таким испытательным установкам, является требование обеспечения практически синусоидальной формы кривой тока [Л. 1].

Для оценки синусоидальности тока следует осциллографировать не только сам ток, но и скорость его изменения (производную), т. к. с помощью производной легче выявить искажения в форме кривой. Это видно из рис. 1, где показаны примеры графиков отключаемого

Рис. 1. Графики тока (а) и его производной по времени (б).

тока и его производной. Пунктиром показана фосировка тока к нулю (рис. 1, а). Обычно интервал  $\Delta t$  очень невелик по сравнению с длительностью полупериода, и оценить характер изменения тока по его графику практически невозможно. Изменение же производной тока (рис. 1, б пунктиром) при этом таково, что дает четкую информацию об искажении формы кривой тока.

**Методика осциллографирования отключаемого тока и его первой производной.** Отключаемый ток, протекающий через испытуемый высоковольтный аппарат, описывается следующим выражением:

ми вставками и катодом. Повышение давления ртутного пара, а также одновременное увеличение скоростей спада прямого тока и нарастание обратного напряжения приводят к снижению напряжения зажигания тлеющего разряда.

## Литература

- Грановский В. Л., К теории распределения напряжения в секционированном ионном преобразователе тока, Журнал технич. физики, 1952, № 3, т. XXII.
- Долгих В. А. Исследование распределения напряжения в секционированном анодном узле высоковольтного ртутного вентиля, «Известия научно-исслед. ин-та пост. тока», 1958, № 3.

$$i = I_m \sin(\omega t + \varphi) - I_m \varphi e^{-\alpha t}, \quad (1)$$

где  $I_m$  — амплитуда периодической составляющей;  $\varphi$  — фаза включения тока к. з.;  $\alpha$  — коэффициент затухания апериодической составляющей.

Для осциллографирования тока и его производной целесообразно применить метод, основанный на использовании первичного измерительного датчика, единого для обеих этих величин. Таким датчиком может служить воздушный трансформатор тока (в. т. т.), включенный на цепь интегрирования. При протекании по первичной обмотке в. т. т. тока  $i$  в его вторичной обмотке возникает э. д. с. самоиндукции  $U_{\text{втт}} = M \frac{di}{dt}$ , пропорциональная производной тока.

Измерение токов короткого замыкания с помощью в. т. т. описано в [Л. 2], где дан анализ условий, при которых измерение производится с определенной допускаемой погрешностью, и рекомендована постоянная времени интегрирования  $\tau \geq 1$  сек. Для уменьшения воздействия импульсов напряжения на торOIDальную обмотку, в [Л. 2] предлагалось выполнять ее из провода высокого сопротивления. В этом случае сопротивление обмотки тока выполняло роль элемента интегрирующей цепочки  $RC$ .

При измерении производной тока необходима другая конструкция воздушного трансформатора с элементами интегрирующей цепочки, вынесенные за пределы обмотки, т. е. обмотка должна иметь малое внутреннее сопротивление и повышенную изоляцию выводов.

В настоящей статье рассматриваются условия, при которых измерения производной тока к. з. и самого тока могут быть выполнены с помощью в. т. т. с заданной степенью точности.

**Работа схемы измерения в условиях испытания высоковольтных аппаратов.** Практическая схема

3. Абрамович Л. Ю., Авторское свидетельство № 168366, «Бюлл. изобр.», 1965, № 4.

4. Климов Н. С. и Токарев В. П., Обратный ток в высоковольтном ионном приборе, «Электричество», 1966, № 8.

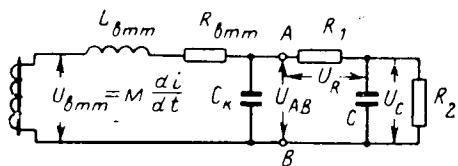
5. Грановский В. Л. и Мерзлоухова Е. В., Измерение обратных токов в ионных приборах, Журнал технич. физики, 1940, № 10.

6. Грановский В. Л. и Лукацкая И. А., Природа обратного тока в ионном вентиле при высоком обратном напряжении, «Электричество», 1953, № 8.

7. Абрамович Ю. Л., Возникновение тлеющего и дугового разряда в ионизованном газе, Диссертация на соискание ученой степени кандидата физ.-мат. наук, 1967.

[25.11.1968]



Рис. 2. Схема измерения  $i$  и  $\frac{di}{dt}$ .

измерения, учитывающая индуктивность, сопротивление и выходную емкость в. т. т., а также емкость кабеля, приведена на рис. 2. На схеме  $L_{\text{втт}}$  и  $R_{\text{втт}}$  — коэффициент самоиндукции и внутреннее сопротивление вторичной обмотки воздушного трансформатора;  $C_k$  — емкость, равная сумме емкости соединительного кабеля  $C'_k$  и выходной емкости в. т. т.;  $R_1$ ,  $R_2$  и  $C$  — элементы интегрирующей цепи. В этой схеме напряжение  $u_{AB}$  пропорционально производной тока к. з., а напряжение, появляющееся на интегрирующей емкости  $C$ , пропорционально току к. з.

Можно показать, что если в измерительной цепи с постоянной интегрирования  $\tau \geq 1$  сек принятые соотношения:

$$\frac{R_1}{\rho} = \frac{1}{2 + \frac{R_{\text{втт}}}{\rho}}, \quad (2)$$

где

$$\rho = \sqrt{\frac{L_{\text{втт}}}{C_k}}, \quad (3)$$

то при токе, соответствующем выражению (1), напряжение  $u_{AB}$  имеет следующий вид:

$$u_{AB} = \frac{R_1}{R_{\text{втт}} + R_1} M I_m \{ A(t) e^{-\frac{\alpha_L}{2} t} + n \omega \cos(\omega t + \varphi - \psi) - m \alpha \sin \varphi e^{-\alpha t} \}, \quad (4)$$

где член, содержащий  $A(t) e^{-\frac{\alpha_L}{2} t}$ , — некоторая экспоненциальная функция, выражающая переходный процесс во вторичной цепи.

Для того, чтобы переходный процесс во вторичной цепи не оказывал существенного влияния на точность измерений, необходимо его ограничить. Удобнее всего ограничить его во времени. Как видно, экспонента затухает с коэффициентом  $K = -\frac{\alpha_L}{2}$ . Можно показать, что если при выборе параметров цепи обеспечить малую постоянную  $\tau_L = \frac{1}{\alpha_L}$ , то через время  $t = (8 \div 10) \tau_L$  после включения тока к. з. напряжения на сопротивлении  $R_1$  и емкости  $C$  имеют вид [Л. 3]:

$$u_{AB} = \frac{R_1}{R_{\text{втт}} + R_1} M I_m [n_1 \omega \cos(\omega t + \varphi - \psi) + m_1 \alpha \sin \varphi e^{-\alpha t}], \quad (5)$$

$$u_C = \frac{R_2}{R_1 + R_2} \cdot \frac{R_1}{R_{\text{втт}} + R_1} M I_m \alpha_2 \{ n_1 n_2 \sin(\omega t + \varphi - \psi + \delta) - m_1 m_2 \sin \varphi e^{-\alpha t} - [n_1 n_2 \sin(\varphi - \psi + \delta) - m_1 m_2 \sin \varphi] e^{-\alpha t} \}, \quad (6)$$

где

$$n_1 = \frac{1}{1 + (\omega \tau_L)^2}, \quad (7)$$

$$m_1 = \frac{1}{(1 - \alpha \tau_L)^2}, \quad (8)$$

$$\tau_L = \frac{i L_{\text{втт}}}{R_{\text{втт}} + \rho}, \quad (9)$$

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{2 \omega \tau_L}{1 - (\omega \tau_L)^2}, \quad (10)$$

$$n_2 = \cos \delta, \quad (11)$$

$$m_2 = \frac{1}{1 - \frac{\alpha_2}{\alpha}}, \quad (12)$$

$$\alpha_2 = \frac{1}{\tau_2} = \frac{R_1 + R_2}{C R_1 \cdot R_2}, \quad (13)$$

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{\alpha_2}{\omega}. \quad (14)$$

Из (5) и (6) видно, что ток и его производная осциллографируются с угловыми и амплитудными погрешностями.

**Погрешности измерения производной отключающего тока.** Угловая погрешность  $\psi$ . Из (10) видно, что угловая погрешность  $\psi$  определяется, главным образом, параметрами воздушного трансформатора и емкостью соединительного кабеля. Она уменьшается с уменьшением  $L_{\text{втт}}$  и  $C_k$ , а также с увеличением  $R_{\text{втт}}$ . Кроме того,  $\operatorname{tg} \psi$  зависит от  $\omega$ . В практических схемах всегда в сетях с частотой 50 Гц

$$\omega \tau_L < 0,05. \quad (15)$$

В этом случае можно принять

$$\operatorname{tg} \psi = 2 \omega \tau_L. \quad (16)$$

Для малых углов  $\operatorname{tg} \psi = \psi$ . Поэтому можно записать

$$\tau_L = \frac{1}{2} \frac{\psi}{\omega} = \frac{1}{2} \tau_\psi \quad (17)$$

или

$$\tau_\psi = 2 \tau_L = \frac{2}{\alpha_L}, \quad (17a)$$

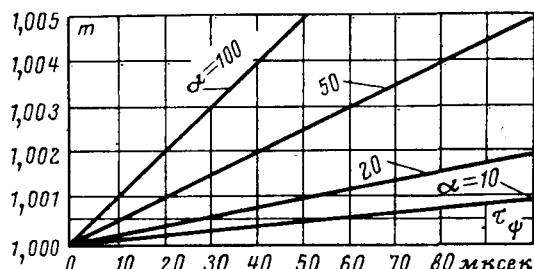
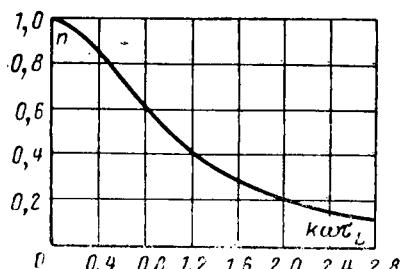
где  $\tau_\psi$  — временная погрешность, соответствующая угловой погрешности  $\psi$  (длительность угла  $\psi$  на частоте  $\omega$ ).

Из (9) видно, что угловая погрешность  $\psi$  тем меньше, чем больше  $R_{\text{втт}}$ . Однако чрезмерно увеличивать  $R_{\text{втт}}$  не следует, так как при этом уменьшается величина  $U_{R_1}$ . Уменьшать  $\psi$  целесообразно уменьшением значения  $L_{\text{втт}}$ .

**Амплитудная погрешность.** Из (7) видно, что для реальных случаев, соответствующих условию (15), которое при частоте 50 Гц дает  $\psi = 5$  эл. град. ( $t_\psi = 280$  мксек), с точностью порядка 0,2% можно принять  $n_1 = 1$ .

Определим, при каких условиях коэффициент  $m_1$  мало отличается от 1. В практических случаях имеет место неравенство

$$\alpha \tau_L < 1. \quad (18)$$

Рис. 3. Зависимость  $m = f(t_\phi)$  для различных  $\alpha$ .Рис. 4. Зависимость  $n = f(k\omega_L)$ .

Поэтому выражение (8) для  $m_1$  можно разложить в степенной ряд и с достаточной точностью принять

$$m_1 = 1 + 2\alpha\tau_L = 1 + \alpha\tau_\phi. \quad (19)$$

На рис. 3 построен график зависимости  $m_1 = f(\tau_\phi)$  для различных значений  $\alpha$ . В реальных испытательных схемах обычно  $\alpha$  находится в пределах 10–100  $\text{сек}^{-1}$ . При этом в случае выполнения  $\tau_\phi \leq 50 \text{ мксек}$  амплитудная погрешность не превышает 0,5%. С уменьшением  $\alpha$  погрешность также уменьшается.

Таким образом, анализ показывает, что основное влияние на точность измерения производной тока имеет угловая погрешность  $\phi$  (временная погрешность  $t_\phi$ ). Если параметры схемы измерения выбраны такими, что обеспечивается малая временная погрешность, то и амплитудная погрешность мала.

*Измерение производной от высших гармонических.* С ростом частоты амплитудная погрешность увеличивается в соответствии с (7). Для  $k$ -й гармоники коэффициент  $n_{1k}$  имеет вид:

$$n_{1k} = \frac{1}{1 + (k\omega\tau_L)^2}. \quad (20)$$

График зависимости (20) приведен на рис. 4.

Таким образом, производные различных высокочастотных флюктуаций тока, которые имеют место в цепях с электрической дугой, будут отфильтровываться. В то же время производная от высших гармонических сравнительно небольшой кратности (имеющих место, например, при испытании по двухчастотной схеме или при искажении синусоидальности формы кривой тока) осциллографируется с допустимой погрешностью.

Если же в процессе испытаний необходимо для каких-либо исследовательских целей измерять также и производную от тока высокой частоты, то должны быть обеспечены такие условия, чтобы для этой частоты величина  $k\omega\tau_L$  была бы не более 0,1–0,2 (что соответствует погрешности  $\leq 1\text{--}4\%$ ). Фактически это сводится к выполнению вторичной цепи с очень малой  $\tau_L$ .

*Погрешность измерения тока. Угловая погрешность.* Угловая погрешность измерения тока состоит из разности двух составляющих  $\phi$  и  $\delta$ . Погрешность  $\phi$  создается в контуре измерения производной и рассмотрена выше.

Погрешность  $\delta$  определяется выражением (14), и она тем меньше, чем меньше коэффициент затухания цепи интегрирования  $\alpha_2$ . Так, для частоты 50  $\text{гц}$  при выполнении  $\alpha_2 = 1 \text{ сек}^{-1}$  получаем  $\delta = 11' = 10,2 \text{ мксек}$ . Поскольку  $\delta$  и  $\phi$  имеют разные знаки, то, подобрав параметры цепей так, что  $|\delta| = |\phi|$ , можно угловую погрешность измерения тока свести к нулю. Однако сами абсолютные величины  $\delta$  и  $\phi$  должны быть также малы, иначе, хотя суммарная погрешность и будет малой, но возрастают коэффициенты  $n_1$  и  $n_2$ , приводящие к росту амплитудной погрешности.

*Амплитудная погрешность измерения отключающего тока.* Из (6) видно, что амплитудная погрешность зависит от коэффициентов  $n_1$ ,  $n_2$  и  $m_1$ ,  $m_2$ .

Анализ показывает, что на частоте 50  $\text{гц}$  в широком диапазоне угловых погрешностей можно принять коэффициенты  $n_1$ ,  $n_2$  и  $m_1$  равными 1 (с погрешностью 0,2–0,5%).

Коэффициент  $m_2$ , определяющий погрешность передачи апериодической составляющей, зависит от отношения  $\frac{\alpha_2}{\alpha}$ . Поскольку эти величины сравнимы, погрешность может быть большой. Она определяется выражением

$$\delta u_{\text{апер}} = - (m_2 - 1) \sin \phi e^{-\alpha t} - [\sin(\phi - \psi + \delta) - m_2 \sin \phi] e^{-\alpha_2 t}. \quad (21)$$

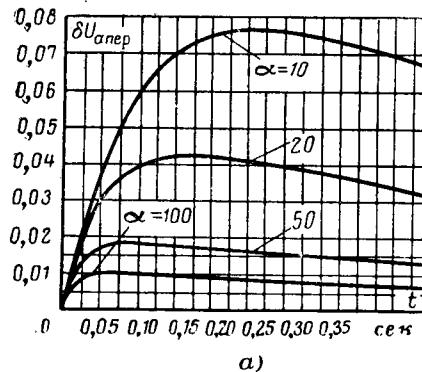
Очевидно, что максимальная погрешность будет иметь место при полной апериодической составляющей, т. е. при  $\phi = 90^\circ$ , причем в этом случае, учитывая (12), получим

$$\delta u_{\text{апер}} = \frac{\alpha_2}{\alpha - \alpha_2} (e^{-\alpha_2 t} - e^{-\alpha t}). \quad (22)$$

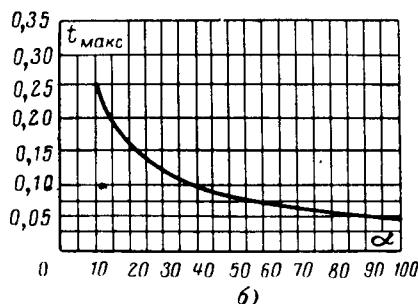
Таким образом, видим, что эта погрешность зависит от коэффициента затухания апериодической составляющей отключающего тока короткого замыкания, и, изменяясь во времени, проходит через максимум. Момент максимума погрешности

$$t_{\text{max}} = \frac{1}{\alpha - \alpha_2} \ln \frac{\alpha}{\alpha_2}. \quad (23)$$

Достаточная точность измерения достигается при постоянной интегрирования, равной 1  $\text{сек}$  ( $\alpha_2 = 1 \text{ сек}^{-1}$ ). На рис. 5,а для этого случая приведены графики изменения  $\delta u_{\text{апер}}$  в течение длительности короткого замыкания, а на рис. 5,б — зависимость момента максимальной погрешности  $t_{\text{max}}$  от  $\alpha$ .



a)



b)

Рис. 5. Погрешность измерения апериодической составляющей тока короткого замыкания.

a— зависимость  $\delta U_{\text{aper}} = f(t)$  для различных  $\alpha$  при  $\alpha_2 = 1 \text{ сек}^{-1}$ ; б— зависимость момента максимальной погрешности  $t_{\text{max}}$  от  $\alpha$ .

Анализ графиков на рис. 5 показывает, что для того, чтобы погрешность во всем диапазоне времени короткого замыкания была не более 1% необходимо  $\alpha/\alpha_2 \geq 100$ . Для погрешности 2% соответственно  $\alpha/\alpha_2 \geq 50$ . Если длительность короткого замыкания невелика, то величина  $\alpha/\alpha_2$  может быть понижена. Например, при  $\alpha_2 = 1 \text{ сек}^{-1}$  и  $t_{\text{к.з.}} = 0,03 \text{ сек}$  погрешность апериодической составляющей не превышает 2% даже при  $\alpha/\alpha_2 = 20$ .

Целесообразно применять схему интегрирования, в которой за основу принято  $\alpha_2 = 1 \text{ сек}^{-1}$  ( $\tau = 1 \text{ сек}$ ). Однако в случае малых  $\alpha$  следует также уменьшать  $\alpha_2$ , увеличивая постоянную интегрирования сверх 1.

**Определение параметров схемы измерения.** Параметры схемы измерения должны обеспечить заданную временную погрешность, не превышающую  $\tau_\phi$ . Преобразуем (9) с учетом (3)

$$\tau_L = \frac{C_k \rho}{1 + \frac{R_{\text{BTT}}}{\rho}}. \quad (24)$$

Отсюда, учитывая (17),

$$\rho = \frac{1}{2} \frac{\tau_\phi}{C_k} \left( 1 + \frac{R_{\text{BTT}}}{\rho} \right). \quad (25)$$

При расчете параметров воздушного трансформатора удобно пользоваться характеризующим его коэффициентом преобразования  $K_M$ , равным э. д. с., возникающей во вторичной обмотке, в вольтах при протекании по первичной обмотке тока 1 ка:

$$K_M = \omega M_{\text{BTT}} 10^8, \quad (26)$$

$$\text{где } M_{\text{BTT}} = \frac{\mu_0}{2\pi} w_1 w_2 h \ln \frac{R_h}{R_b}. \quad (27)$$

Индуктивность вторичной обмотки определяется выражением

$$L_{\text{BTT}} = \frac{\mu_0}{2\pi} w_2^2 h \ln \frac{R_h}{R_b} = M \frac{w_2}{w_1}. \quad (28)$$

Примеры расчета параметров измерительной цепи, обеспечивающей заданную погрешность, приведены ниже.

**Пример 1.** Пусть необходимо обеспечить осциллографирование производной тока короткого замыкания с временной погрешностью  $\tau_\phi = 10 \text{ мксек}$ . Емкость кабеля 1 000 нФ, считаем

$$C_k = 2 \cdot 10^{-9} \text{ ф}; \frac{\tau_\phi}{C_k} = 5 \cdot 10^8; \text{ принимаем } \frac{R_{\text{BTT}}}{\rho} = 0,2; \text{ по (25)} \\ \rho = 3 \text{ ком}; R_{\text{BTT}} = 600 \text{ ом}. \text{ По (2) находим } \frac{R_1}{\rho} = 0,455; R_1 = 1,365 \text{ ком}; L_{\text{BTT}} = (3 \cdot 10^8)^2 \cdot 2 \cdot 10^{-9} = 18 \cdot 10^{-8} \text{ гн}.$$

$$\text{Пример 2. Необходимо обеспечить } \tau_\phi = 1 \text{ мксек}; C_k = 200 \text{ нФ}; \frac{\tau_\phi}{C_k} = 5 \cdot 10^8. \text{ Примем } \frac{R_{\text{BTT}}}{\rho} \approx 0; \rho = 2,5 \text{ ком}; R_1 = 1,25 \text{ ком}; L_{\text{BTT}} = 1,25 \text{ мгн}.$$

Приведенные примеры показывают, что в зависимости от допустимых погрешностей и расстояния между воздушным трансформатором и осциллографом величины допустимых индуктивностей и сопротивлений воздушного трансформатора и необходимого сопротивления  $R_1$  колеблются достаточно широко.

В связи с этим трудно выдержать необходимую величину постоянной интегрирования  $\tau_2$ . Поэтому более целесообразно применить следующую схему работы (рис. 6). При этом необходимо соблюдать условие  $R'_1 \gg R_1$ . В этом случае схема еще больше соответствует условиям анализа.

Если невозможно выполнить условие  $R'_1 \gg R_1$ , под расчетной величиной  $R_1$  следует понимать величину  $\frac{R_1 R'_1}{R_1 + R'_1}$ . Поскольку  $R_1$  имеет величину порядка единиц килоом, то  $R'_1$  можно принять равным 200 ком,  $R_2$  также равно 200 ком. Для обеспечения  $\alpha_2 = 1 \text{ сек}^{-1}$  емкость  $C = 10 \text{ мкФ}$ . Однако для конкретной схемы, в случае надобности, величины  $R'_1$ ,  $R_2$  и  $C$  могут быть изменены.

Для измерения в различных условиях нами был изготовлен воздушный трансформатор с переменным числом витков вторичной обмотки (рис. 7). Для уменьшения индуктивности вторичной обмотки  $L_{\text{BTT}}$  в воздушном трансформаторе первичная обмотка состоит из четырех витков. Вторичная обмотка выполнена с ответвлениями.

Параметры  $K_M$ ,  $L_{\text{BTT}}$ ,  $R_{\text{BTT}}$ ,  $C_{\text{BTT}}$  воздушного трансформатора следующие:

Зажимы	$K_M, \text{ в/ка}$	$L_{\text{BTT}}, \text{ гн}$	$R_{\text{BTT}}, \text{ ом}$	$C_{\text{BTT}}, \text{ ф}$
AB	4,12	$4,5 \cdot 10^{-3}$	24,6	$2 \cdot 10^{-9}$
AC	9,2	$18 \cdot 10^{-3}$	49,5	
AD	18,8	$36 \cdot 10^{-3}$	98,6	$1 \cdot 10^{-9}$

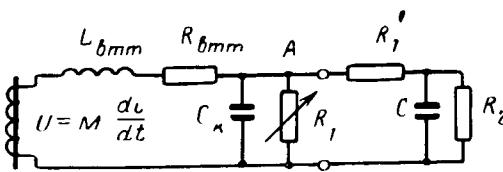


Рис. 6. Вариант схемы измерения  $i$  и  $\frac{di}{dt}$ .

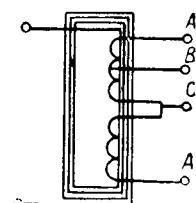


Рис. 7. Схема воздушного трансформатора тока.

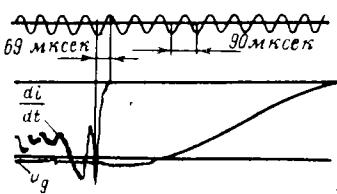


Рис. 8. Осциллограмма производной тока короткого замыкания перед гашением.

**Экспериментальная проверка.** Правильность приведенных соотношений была проверена экспериментально при испытаниях аппаратуры. На рис. 8 приведена осциллограмма, полученная на электронном осциллографе ЗКО-20, на которой записано напряжение на испытуемом объекте (1 линия снизу) и производная тока короткого замыкания (2 линия) перед гашением дуги. Производная тока имеет максимальное значение в момент, непосредственно предшествующий гашению тока, и должна снизиться до нуля сразу же при равенстве нулю тока  $i$ .

Параметры измерительной цепи:

◆ ◆ ◆

$$L_{\text{втт}} = 18 \cdot 10^{-3} \text{ гн}; C_{\text{к}} = C'_{\text{к}} + C_{\text{втт}} = 3 \cdot 10^{-9} \text{ ф}; \\ R_{\text{втт}} = 49,5 \text{ ом.}$$

Определяем  $\rho = 2,45 \text{ ком}$ ;

$$\frac{R_1}{\rho} = \frac{1}{2 + \frac{49,5}{2450}} = 0,495; R_1 = 1,21 \text{ ком};$$

$$\tau_L = \frac{18 \cdot 10^{-3}}{49,5 + 2450} = 7,2 \cdot 10^{-6} \text{ сек};$$

$$\tau_\phi = 14,4 \text{ мксек.}$$

По осциллограмме  $\tau_\phi = \frac{69}{5} = 13,8 \text{ мксек}$ , что достаточно близко совпадает с расчетом.

#### Литература

1. Руководящие указания по типовым методам испытаний высоковольтных выключателей, ВЭИ, 1961.
2. Ляшенко В. Д., Измерение больших токов в переходных режимах, «Электричество», 1961, № 8.
3. Болотин И. Б., Автореферат диссертации, Москва, ВЭИ, 1963.

[12.1.1969]

УДК 62—523.2

## К расчету сферических сверхпроводящих подвесов

Канд. техн. наук А. Б. РЯБОВ

Москва

Развитие систем управления подвижными объектами предъявляет все возрастающие требования к точности гироскопических приборов, используемых в таких системах. Реализация этих требований с помощью приборов классической схемы (гиромотор в кардановом подвесе) представляется все более и более затруднительной. Именно поэтому в настоящее время ведутся интенсивные поиски гироскопических приборов, основанных на новых физических принципах. К числу таких приборов относится криогенный гироскоп, в котором для подвески ротора в корпусе используются силы, возникающие при внесении сверхпроводящего шара в магнитное поле катушек, закрепленных на корпусе. В некоторых конструкциях ротор такого гироскопа может являться ротором сверхпроводящего гиродвигателя специальной схемы и конструкции.

Анализ силовых характеристик таких подвесов [Л. 1 и 2] показывает, что силу  $F$ , действующую со стороны магнитного поля на сверхпроводящий шар, можно представить в таком виде:

$$F = \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{m=1}^n \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^i [a_{nm} \Sigma_1(n, m) + b_{nm} \Sigma_2(n, m)] \times \\ \times [a_{ij} \Sigma_1(i, j) + b_{ij} \Sigma_2(i, j)] M_{(n, m, i, j)}, \quad (1)$$

где  $\Sigma_1, \Sigma_2, M$  — некоторые функции, зависящие от радиуса сверхпроводящего шара;

$a_{nm}, a_{ij}, b_{nm}, b_{ij}$  — коэффициенты ряда Фурье — Лежандра разложения потенциала  $U$  магнитного поля, созданного системой катушек, закрепленных на корпусе радиуса  $R$ :

$$U = \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{m=0}^n \left( \frac{\rho}{R} \right)^n (a_{nm} \cos m\varphi + \\ + b_{nm} \sin m\varphi) P_n^{(m)} (\cos \theta). \quad (2)$$

При расчетах конкретных подвесов все различия их друг от друга проявляются только в коэффициентах  $a_{nm}$  и  $b_{nm}$ . Поэтому необходимо решить задачу вычисления этих коэффициентов с минимальными затратами времени и усилий.

Вначале вычислим разложение в ряд Фурье потенциала магнитного поля кругового витка с током внутри некоторого шара радиуса  $R$ , центр которого лежит на оси катушки или витка (рис. 1).

В сферической системе координат  $(\rho, \theta, \phi)$ , жестко связанной с центром шара, выражение для потенциала  $U$  стационарного магнитного поля, имеющего осевую симметрию вращения внутри шара  $R$ , можно записать в виде ряда Фурье — Лежандра [Л. 3]:

$$U = \sum_{n=1}^{\infty} \left( \frac{\rho}{R} \right)^n a_n P_n (\cos \theta). \quad (3)$$

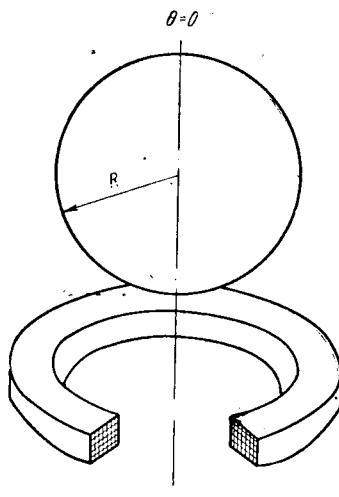


Рис. 1.

Это разложение справедливо в случае, если ось  $\theta=0$  совпадает с осью симметрии поля (осью витка) и если внутри шара нет источников магнитного поля.

С другой стороны, выражение для потенциала магнитного поля витка с током можно записать в следующем виде:

$$U = -I\Omega, \quad (4)$$

где  $I$  — ток в витке;  
 $\Omega$  — телесный угол, под которым виден виток.

Выражения (3) и (4) должны совпадать в любой точке внутри шара и, в частности, на полуоси  $\theta=0$ . В этом случае равенство (3) можно переписать в таком виде:

$$U = \sum_{n=1}^{\infty} \left( \frac{\rho}{R} \right)^n a_n. \quad (5)$$

С другой стороны, в данном случае выражение для  $\Omega$  имеет простой вид

$$\Omega = 2\pi \left[ 1 - \frac{\rho - Z}{\sqrt{r^2 + (\rho - Z)^2}} \right], \quad (6)$$

где  $r$  — радиус витка;

$Z$  — координата центра витка.

Введя обозначение

$$\psi(\rho) = -1 + \frac{\rho - Z}{\sqrt{r^2 + (\rho - Z)^2}}$$

и разложив  $\psi(\rho)$  в ряд Маклорена, получим:

$$\psi(\rho) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\rho^n}{n!} \psi^{(n)}(0), \quad (7)$$

где

$$\psi^{(n)}(0) = \left. \frac{\partial^n \psi(\rho)}{\partial \rho^n} \right|_{\rho=0}.$$

Подставив выражение (7) в уравнения (6) и (4), получим:

$$U = \sum_{n=1}^{\infty} \rho^n \frac{2\pi I}{n!} \psi^{(n)}(0). \quad (8)$$

Решив совместно уравнения (5) и (8) получим выражения для коэффициентов Фурье ряда (3) в таком виде:

$$a_n = \frac{2\pi I}{n!} R^n \psi^{(n)}(0). \quad (9)$$

Для того чтобы найти теперь потенциал магнитного поля катушки внутри той же области, предположим, что катушка имеет форму тела вращения, и ток распределен в ней непрерывно по объ-

ему. Тогда, рассматривая катушку как сумму витков, получим:

$$U = \sum_{n=1}^{\infty} \rho^n \frac{2\pi i}{n!} P_n(\cos \theta) \iint_S \psi^{(n)}(0) dS,$$

где  $S$  — поперечное сечение катушки, а  $i$  — плотность тока в катушке.

Введя обозначение

$$K_n = \iint_S \psi^{(n)}(0) dS, \quad (10)$$

запишем выражение для потенциала магнитного поля катушки в виде

$$U = \sum_{n=1}^{\infty} \rho^n \frac{2\pi}{n!} i K_n P_n(\cos \theta).$$

Решив совместно это уравнение и равенство (3), получим следующее выражение для коэффициентов Фурье:

$$a_n = i R^n K_n \frac{2\pi}{n!}, \quad (11)$$

где

$$i = \frac{wI}{S},$$

$w$  — число витков катушки.

Для прямоугольной катушки (рис. 2) формула (10) примет особенно простой вид:

$$K_n = \int_{r_1}^{r_2} \int_{Z_1}^{Z_2} \psi^{(n)}(0) dZ dr.$$

Итак, внутри шара потенциал магнитного поля, обладающего осевой симметрией вращения определяется по формуле (3), для которой  $a_n$  вычисляется по уравнениям (9) или (11) в зависимости от того, создается поле витком или катушкой.

Вычислим теперь потенциал системы витков или катушек, если их оси не совпадают с осью  $\theta=0$ , но пересекаются, и центр сферической системы координат лежит в точке пересечения осей. Исходя из принципа суперпозиции и теоремы сложения для полиномов Лежандра получим, что в этом слу-

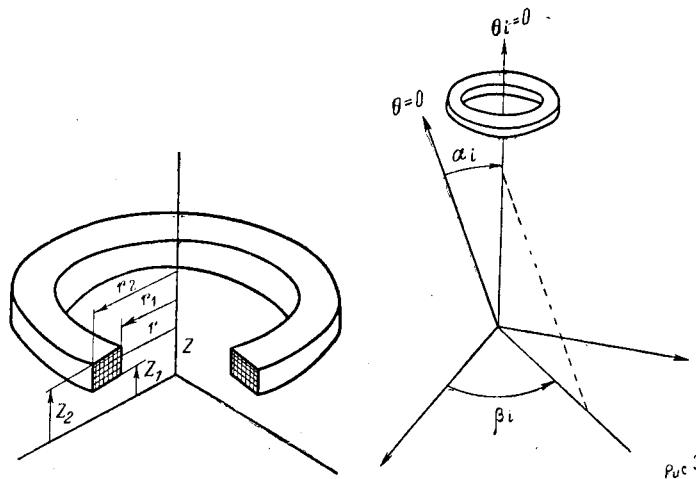


Рис. 2.

Рис. 3.

Таблица 1

$x$	$\gamma_1$	$\gamma_2$	$\gamma_3$	$\gamma_4$	$\gamma_5$	$\gamma_6$	$\gamma_7$
0	6,283	0	-3,142	0	2,356	0	-1,963
0,1	6,190	0,918	-2,913	-1,111	1,965	1,237	-1,394
0,2	5,924	1,71	-2,3	-1,87	1,012	1,795	-0,169
0,3	5,521	2,28	-1,487	-2,11	-0,0223	1,538	0,803
0,4	5,029	2,601	-0,673	-1,9	-0,745	0,84	1,073
0,5	4,496	2,697	0	-1,439	1,036	0,161	0,81
0,6	3,962	2,622	0,471	-0,921	-0,991	-0,259	0,394
0,7	3,455	2,433	0,747	-0,475	-0,778	-0,415	0,0731
0,8	2,992	2,19	0,838	-0,149	-0,528	-0,399	-0,0934
0,9	2,580	1,923	0,882	0,0587	-0,313	-0,311	-0,143
1	2,221	1,665	0,833	0,173	-0,156	-0,213	-0,132
1,1	1,912	1,428	0,752	0,224	-0,0543	-0,131	-0,1
1,2	1,648	1,215	0,659	0,285	0,00538	-0,0721	-0,0677
1,3	1,424	1,032	0,567	0,224	0,0354	-0,0342	-0,042
1,4	1,234	0,876	0,482	0,201	0,0494	-0,00115	-0,0241
1,5	1,0724	0,741	0,406	0,176	0,0523	0,00097	-0,0126
1,6	0,935	0,63	0,341	0,15	0,0496	0,00713	-0,00565
1,7	0,819	0,537	0,283	0,127	0,0444	0,00958	-0,00174
1,8	0,719	0,459	0,239	0,103	0,0385	0,01	0,00031
1,9	0,635	0,39	0,201	0,088	0,0326	0,00939	0,00128
2	0,562	0,336	0,169	0,073	0,0273	0,00833	0,00164
2,5	0,322	0,165	0,0735	0,029	0,0104	0,00338	0,00096
3	0,199	0,0814	0,0318	0,0123	0,00403	0,00123	0,0035
3,5	0,13	0,0516	0,0178	0,00563	0,00167	0,00046	0,00012
4	0,0836	0,0315	0,00977	0,00278	0,00074	0,00019	0,00004
4,5	0,0641	0,0204	0,00568	0,00146	0,00035	0,00008	0,00001
5	0,0474	0,0147	0,00317	0,00081	0,00018	0,00003	0
5,5	0,0359	0,00948	0,0022	0,00047	0,00009	0,00001	
6	0,0279	0,00678	0,00145	0,00029	0,00005	0,00001	
6,5	0,0221	0,00495	0,00099	0,00018	0,00003	0	
7	0,0178	0,00372	0,00039	0,00012	0,00001		
7,5	0,0145	0,00285	0,00049	0,00007	0,00001		
8	0,01198	0,00219	0,00036	0,00005	0		
8,5	0,01	0,00174	0,00026	0,00003			
9	0,00816	0,00138	0,0002	0,00002			
9,5	0,0072	0,00111	0,00015	0,00002			
10	0,00319	0,0009	0,00012	0,00001			

$\alpha_i$  и  $\beta_i$  — это углы, на которые развернута  $i$ -я катушка по отношению к системе координат  $\rho\theta\varphi$  (рис. 3);  
 $T$  — число катушек.

Итак, потенциал магнитного поля системы катушек или витков определяется по формуле (12), для которой коэффициенты  $a_n$ ,  $a_{nm}$ ,  $b_{nm}$  вычисляются по равенствам (12). Расчет этих коэффициентов сводится для витков к расчету функций  $\psi^{(n)}(0)$ . С целью упрощения расчетов введем безразмерную величину  $\kappa = \frac{Z}{r}$ . Подставив ее в формулу (9), получим:

$$a_n = I \left( \frac{R}{r} \right)^n \gamma_n(\kappa). \quad (13)$$

Величины  $\gamma_n(\kappa)$  для  $n$ , равных 1, 2, ..., 7 приведены в табл. 1. При больших значениях  $\kappa$  с достаточной степенью точности можно использовать следующее приближенное выражение:

$$\gamma_n(\kappa) = \frac{\pi(n+1)}{\kappa^{n+2}}. \quad (14)$$

Относительная погрешность  $\delta$  определения  $\gamma_n(\kappa)$  по формуле (14) в зависимости от величины  $\kappa$  приведена в табл. 2.

Таким образом для расчета первых семи членов разложения выражения для потенциала поля витка можно использовать выражения (13). Для катушек интегрирование формулы (10) можно проводить численно, используя либо табл. 1, либо кривые, построенные по приведенным в этой таблице данным.

В качестве примера определим коэффициенты  $a_n$  при следующих параметрах системы подвески:  $R=5$  см,  $r=3$  см,  $Z=4$  см,  $I=10$  а.

Таблица 2

$\delta$	$\gamma_1$	$\gamma_2$	$\gamma_3$	$\gamma_4$	$\gamma_5$	$\gamma_6$	$\gamma_7$
$\delta \geq 20\%$	$\kappa \leq 2,6$	$\kappa < 3,39$	$\kappa < 4,19$	$\kappa < 4,99$	$\kappa < 5,59$	$\kappa < 6,39$	$\kappa < 7,19$
$20\% \geq \delta \geq 10\%$	$2,6 < \kappa < 3,8$	$3,4 < \kappa < 5$	$4,2 < \kappa < 6$	$5 < \kappa < 7,2$	$6 < \kappa < 7,2$	$6,4 < \kappa < 9,4$	$7,2 < \kappa \leq 10$
$10\% \geq \delta \geq 5\%$	$3,8 < \kappa < 5,4$	$5 < \kappa < 7$	$6 < \kappa < 8,6$	$7,2 < \kappa < 10$	$7,2 < \kappa < 12$	$9,4 < \kappa < 14$	$10 < \kappa \leq 15$
$5\% \geq \delta \geq 3\%$	$5,4 < \kappa < 7$	$7 < \kappa < 9,2$	$8,6 < \kappa < 12$	$10 < \kappa < 14$	$12 < \kappa < 15$	$14 < \kappa < 17$	$15 < \kappa < 20$
$\delta \leq 3\%$	$\kappa > 7$	$\kappa > 9,2$	$\kappa > 12$	$\kappa > 14$	$\kappa > 15$	$\kappa > 17$	$\kappa > 20$

чае выражение для потенциала магнитного поля имеет вид уравнения (2), для которого  $a_n$ ,  $a_{nm}$ ,  $b_{nm}$  определяются из равенств:

$$a_n = \sum_{i=1}^T a_{ni} P_n(\cos \alpha_i);$$

$$a_{nm} = 2 \frac{(n-m)!}{(n+m)!} \sum_{i=1}^T a_{ni} \cos m \beta_i P_n^{(m)}(\cos \alpha_i);$$

$$b_{nm} = 2 \frac{(n-m)!}{(n+m)!} \sum_{i=1}^T a_{ni} \sin m \beta_i P_n^{(m)}(\cos \alpha_i),$$

где  $i$  — означает принадлежность к  $i$ -й катушке;  $a_{ni}$  — определяется для  $i$ -й катушки по формулам (9) или (11);

В этом случае  $\kappa = 1,3$ . По табл. 1 найдем, что  $\gamma_1 = 1,424$ ,  $\gamma_2 = 1,032$ ,  $\gamma_3 = 0,567$ ,  $\gamma_4 = 0,224$ ,  $\gamma_5 = 0,0364$ ,  $\gamma_6 = -0,0342$ ,  $\gamma_7 = -0,042$ , а отношение  $R/r = 1,6$ . Следовательно:  $a_1 = 22,8$  а,  $a_2 = 26,4$  а,  $a_3 = 23,2$  а,  $a_4 = 14,6$  а,  $a_5 = 3,81$  а,  $a_6 = -5,71$  а,  $a_7 = -11,2$  а.

#### Литература

1. Рябов А. Б., Расчет силовых характеристик внешнего сферического подвеса ротора криогенного гироскопа, Сб. «Труды Московского авиационного института», вып. 179, изд-во «Машиностроение», 1968.

2. Mayhan J., Mundel E., Torque and force on a modified superconducting gyro design in a axially symmetric magnetic field, Trans. IEEE, 1965, v. ANE-12, № 2.

3. Кошляков Н. С., Светлов А. В. и Строганов В. Г., Расчет сферического экрана для переменного магнитного поля, Изд. АН СССР, М., 1936.

[8.5.1968]

## Повышение чувствительности блокировки при качаниях

Инж. Т. В. КОЛОНСКИЙ

Киев

Применение в настоящее время устройства блокировки при качаниях\*, реагирующего на арифметическую сумму токов обратной  $I_2$  и нулевой  $3I_0$  последовательностей (типа КРБ-122, 124, 126 — [Л. 1, 2 и 4]) встречает серьезные затруднения из-за подключения к линиям электроснабжения тяговых подстанций переменного тока.

Особенно затруднительны условия работы указанного устройства при двухфазных коротких замыканиях без земли, когда ток нулевой последовательности отсутствует, в то время как уставка по току обратной последовательности значительно загрубляется по условию отстройки от токов обратной последовательности нагруженого режима тяги, а также при двухфазных коротких замыканиях на землю. При этом использование торможения от фазного тока в большинстве случаев не является достаточно эффективным. Применение блокировки по току более целесообразно, чем по напряжению (по абсолютному значению — устройство типа КРБ-121, КРБ-123 — [Л. 2 и 4] или по производной  $\frac{dU_2}{dt}$  [Л. 3]) с точки зрения более надежного контроля цепей отключения дистанционных защит при повреждениях в цепях трансформаторов напряжения (в том числе, при исчезновении напряжения во всех трех фазах [Л. 1]).

Имеется возможность расширить область применения устройства блокировки при качаниях по току, применив торможение от тока прямой последовательности  $I_1$ , обеспечивая при этом требуемую нелинейную характеристику торможения. Целью настоящей статьи является анализ особенностей работы указанного устройства, отличие схемы которого от существующих устройств типа КРБ-122, 124, 126 состоит в том, что (рис. 1):

а) тормозная обмотка поляризованного реле питается от фильтра прямой последовательности (УТПП);

б) параллельно тормозной обмотке включен стабилитрон  $D$  последовательно с активным сопротивлением  $r_d$  (о назначении  $D$ ,  $r_d$  и  $r_t$  см. дальше).

Применение в устройстве торможения от тока прямой последовательности (УТПП) обуславливает следующие особенности и преимущества по сравнению с торможением от фазного тока (УТФТ):

\* Авторское свидетельство № 208093 от 16.Х.1967 г. «Устройство для блокировки защиты при качаниях». Автор Колонский Т. В. Приоритет от 29.Х.1966 г. Бюлл. изобр. № 3, 1967.

1. При отстройке от токов обратной последовательности нагруженого режима позволяет использовать коэффициенты торможения в большинстве случаев не выше, чем для УТФТ. Практически ток прямой последовательности  $I_1$  защищаемой линии больше минимального фазного тока  $I_{\text{фазн.мин.}}$ , который, в общем случае, необходимо принимать в качестве расчетного для включения тормозной обмотки УТФТ.

2. При любом несимметричном коротком замыкании торможение будет меньше для УТПП, чем для УТФТ, так как:

при двухфазном коротком замыкании без земли (если  $z_1=z_2$ ).

$$I_{\text{тормутфт}} = \sqrt{3}I_2^{(2)} = \sqrt{3}I_1^{(2)} ;$$
$$I_{\text{тормутпп}} = I_2^{(2)} = I_1^{(2)} ; \quad (1)$$

при однофазном коротком замыкании на землю

$$I_{\text{тормутфт}} = I_1^{(1)} + I_2^{(1)} + I_0^{(1)} ;$$
$$I_{\text{тормутпп}} = I_1^{(1)} ; \quad (2)$$

при двухфазном коротком замыкании на землю

$$I_{\text{тормутфт}} = I_{\text{фазн}} = mI_1^{(1,1)} ;$$
$$I_{\text{тормутпп}} = I_1^{(1,1)} , \quad (3)$$

где  $m > 1$ .

3. Токи небаланса на выходе фильтров обратной и нулевой последовательности и тормозные токи, обусловленные режимом качаний при расхождении э. д. с. питающих систем на угол  $\theta=180^\circ$ , характеризуются примерно одинаковыми значениями для УТПП и УТФТ, так как при этом  $I_{\text{фазн}} \approx I_1$ .

В соответствии с п. 2 при одинаковых коэффициентах торможения чувствительность устройства блокировки с УТПП выше чем с УТФТ, или при одинаковой чувствительности УТПП позволяет использовать более высокие коэффициенты торможения чем УТФТ.

По аналогии с устройством блокировки, имеющим УТФТ, граничное уравнение срабатывания при УТПП и отсутствии составляющей  $3I_0$  имеет вид (рис. 1):

$$k'_{p2}I_{2c,p}w_p = k'_{p2}I_{c,p \text{ min}}w_p + k'_t I_{\text{фазн}}w_t , \quad (4)$$

откуда

$$I_{2c.p} = I_{c.p \min} + \frac{k'_t w_t}{k'_{p2} w_p} I_1 \quad (5)$$

или

$$I_{2c.p} = I_{c.p \min} + k_{tp} I_1, \quad (6)$$

где  $k'_{p2}$  и  $k'_t$  — коэффициенты пропорциональности между токами обратной и прямой последовательностей на входе ФТОП и ФТПП и выпрямленными токами в рабочей и тормозной обмотках устройства блокировки;

$$k_{tp} = \frac{k'_t w_t}{k'_{p2} w_p}, \quad (7)$$

где  $k_{tp}$  — коэффициент торможения УТПП;  $I_{c.p \min} = I_{2 \text{уст.п}}$  — уставка устройства блокировки с УТПП.

При использовании составляющей  $3I_0$  выражение (6) [Л. 4] можно записать:

$$I_{2c.p \text{экв}} = I_{c.p \min} + k_{tp} I_1, \quad (8)$$

где  $I_{2c.p \text{экв}}$  — эквивалентный ток срабатывания обратной последовательности [Л. 4], обуславливающий при данной уставке такую же кратность момента на реле, как и при совместном действии токов  $I_1$  и  $3I_0$ .

На основании [Л. 4] коэффициенты чувствительности устройства блокировки с УТФТ  $k_{\text{ч.ф}}$  и с УТПП  $k_{\text{ч.п}}$  при несимметричных коротких замыканиях будут определяться выражениями:

$$k_{\text{ч.ф}} = \frac{I_{2 \text{экв. к.з}} - k_{\text{тф}} I_{\text{тф.к.з}}}{I_{2 \text{уст.ф}}},$$

$$k_{\text{ч.п}} = \frac{I_{2 \text{экв. к.з}} - k_{\text{tp}} I_{\text{т1.к.з}}}{I_{2 \text{уст.п}}},$$

откуда

$$\frac{k_{\text{ч.п}}}{k_{\text{ч.ф}}} = \frac{I_{2 \text{уст.ф}}}{I_{2 \text{уст.п}}} \cdot \frac{I_{2 \text{экв. к.з}} - k_{\text{tp}} I_{\text{т1.к.з}}}{I_{2 \text{экв. к.з}} - k_{\text{тф}} I_{\text{тф.к.з}}}. \quad (9)$$

Обозначим:

$$\frac{k_{\text{ч.п}}}{k_{\text{ч.ф}}} = k; \frac{I_{2 \text{уст.ф}}}{I_{2 \text{уст.п}}} = n;$$

$$\frac{I_{\text{тф.к.з}}}{I_{\text{т1.к.з}}} = m; \frac{I_{\text{т1.к.з}}}{I_{2 \text{экв. к.з}}} = l. \quad (10)$$

Разделив числитель и знаменатель (9) на  $I_{\text{т1.к.з}}$  получим:

$$k = n \frac{1 - l k_{\text{tp}}}{1 - l m k_{\text{тф}}}, \quad (11)$$

где  $k$  — характеризует величину коэффициента чувствительности  $k_{\text{ч.п}}$  при  $k_{\text{ч.ф}} = 1$ .

Из выражения (11) можно получить, при каких соотношениях, входящих в него величин, УТПП может дать выигрыш по чувствительности.

Так, например, для условий двухфазного короткого замыкания без земли  $I_{2 \text{экв.к.з}} = I_{2 \text{к.з}}$ ;  $m = \sqrt{3}$ ;  $l = 1$ ;  $z_1 = z_2$  (влияние нагрузки не учитывается) при  $n = 1,5$  и  $k_{\text{тф}} = 0,1$  УТПП может дать выигрыш по чувствительности при  $k_{\text{tp}} \leq 0,45$ , т. е. в достаточно большом числе случаев.

На рис. 2 приведены экспериментальные тормозные характеристики УТПП с указанием расчетных  $k_{\text{tp}}$  по (7).

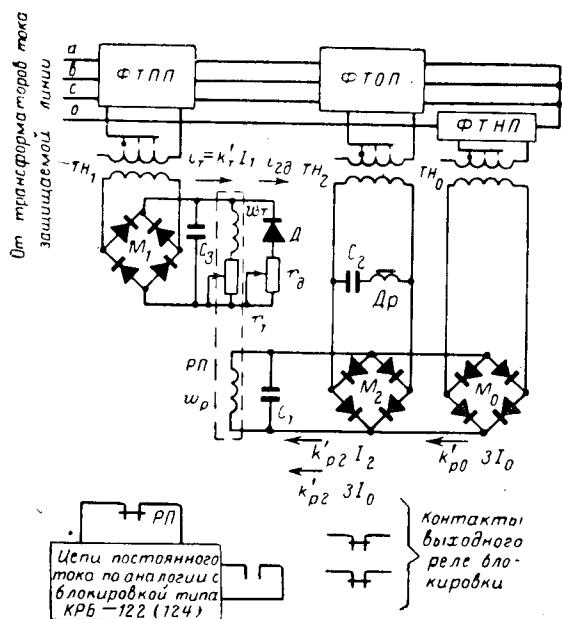


Рис. 1.

Включение стабилитрона  $D$  через активное сопротивление  $r_d$  и тормозной обмотки через активное сопротивление  $r_t$  придает тормозной характеристике нелинейный характер.

Указанная нелинейность тормозной характеристики позволяет повысить чувствительность устройства при больших значениях тормозного тока, в частности при двухфазных коротких замыканиях на землю, или при значительных токах нагрузки, обуславливающих повышение торможения при всех видах несимметричных коротких замыканий.

Так, на плоскости  $I_2$ ,  $I_t$  (рис. 2) нанесены точки  $M$  и  $N''$ , характеризующие отстройку от значений  $I_{2 \text{экв}}$ , обусловленных максимальными токами небаланса на выходе ФТОП и ФТНП и током тяги  $I_2$ , соответственно в нагрузочном режиме и при коротких замыканиях  $\theta = 180^\circ$ .  $I_{2 \text{экв}}$  определяется в соответствии с [Л. 4],  $I_t = I_1$ .

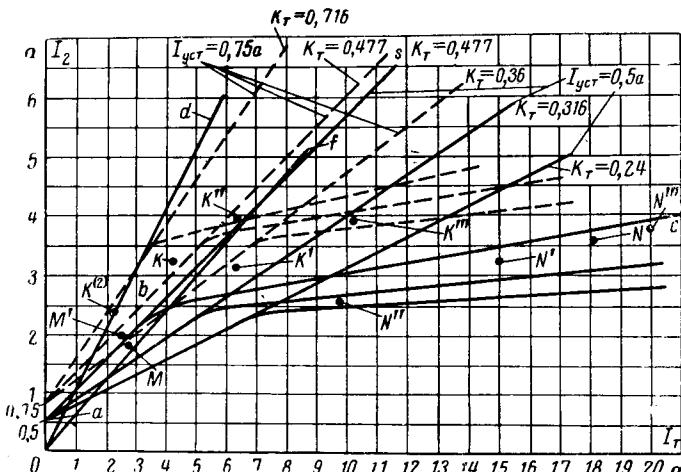


Рис. 2.

Если бы не было стабилитрона  $D$ , тормозная характеристика имела бы вид прямой  $abs$ . При этом для точки  $K''$  (режим короткого замыкания) чувствительность практически отсутствует.

Использование же нелинейной характеристики  $abc$ , наиболее близко проходящей от точек  $M$  и  $N''$ , обеспечивает требуемую чувствительность.

Причем нет оснований опасаться неселективного действия УТПП с нелинейной характеристикой в режиме качаний из-за токов небаланса на выходе ФТИП. Последнее объясняется следующим.

На линиях с большими уровнями токов тяги  $I_2$  в режиме качаний зависимость  $I_{2\text{экв.кач}} = f(I_t)$  близка к параболической (точки  $N$ ,  $N'$ ,  $N''$ ,  $N'''$ , ординаты которых равны  $k_n I_{2\text{экв.кач}}$ ), так как  $I_{2\text{экв.кач}}$  определяется преимущественно током  $I_{2\text{расч.кач}}$ , а  $I_{2\text{расч.кач}}$  в соответствии с [Л. 4] представляется параболой.

Участок характеристики  $bc$  является практически прямолинейным и точка  $b$  располагается выше точки  $M$ .

Поэтому функция  $I_{2\text{экв.кач}} = f(I_t)$ , как близкая к параболической, будет быстрее убывать с уменьшением  $I_t$  по сравнению с прямолинейным участком характеристики  $bc$ .

Расчет устройства блокировки с УТПП принципиально не отличается от расчета устройства с УТФТ. Ток  $I_{2\text{экв}}$  определяется по [Л. 4], в качестве тормозного тока используется ток прямой последовательности  $I_t$ . К особенностям расчета устройства блокировки с УТПП следует отнести (если в этом есть необходимость) выбор типа стабилитрона  $D$  и значений сопротивлений  $r_\phi$  и  $r_t$  для получения точки излома  $b$  и необходимого коэффициента торможения ( $k'_{\text{пп}}$ ) участка  $bc$  характеристики, наиболее близко проходящей над точками  $M$  и  $N''$ .

Объем статьи не позволяет подробно остановиться на расчете указанных параметров. Можно лишь указать, что аналитическое выражение для определения сопротивления  $r_t$  при заданном типе стабилитрона может быть получено из условия равенства падения напряжения от тока  $i_t$  (рис. 1) на сумме сопротивлений  $r_\phi$ ,  $r_t$  и заданного напряжения зажигания стабилитрона. В свою очередь ток  $i_t$  определяется током  $I_{t1}$  в точке  $b$ .

Аналитическое выражение для определения сопротивления  $r_\phi$  при требуемом  $k'_{\text{пп}}$  и определенном выше сопротивлении  $r_t$  может быть получено на основании зависимости между токами в тормозной обмотке реле  $\omega_t$  и в тормозной цепи  $i_t$  ( $I_{t1}$ ) после «зажигания» стабилитрона. Указанная зависимость находится графо-аналитически с учетом ха-

рактеристики стабилитрона в виде прямой линии, параллельной одной из осей координат.

На рис. 2 кроме точек  $M$  и  $N''$  показаны: точки  $K$  и  $K''$ , соответствующие двухфазному короткому замыканию на землю в расчетных точках сети  $I_{2\text{экв.к.з}}^{(1,1)}$ ,  $I_{t1}$ , и прямая  $Od$ , характеризующая двухфазное короткое замыкание без земли ( $I_{2\text{к.з}} = I_{t1} = I_{1\text{к.з}}$ ,  $Z_1 = Z_2$ , влияние нагрузки не учитывается) в точке  $K^{(2)}$ , соответствующей короткому замыканию в расчетной точке сети.

Координаты точек  $M$ ,  $N''$ ,  $K$ ,  $K''$  получены по [Л. 4] путем экстраполяции характеристик  $\frac{I_p}{I_{c.p}} = f(I_2, 3I_t)$  устройства типа КРБ-122.

По существующей методике расчета [Л. 4] характеристика  $abc$  обеспечивает требуемую чувствительность устройства блокировки УТПП ( $k_{\text{пп}} > 1.5$ ).

Если на плоскость с координатами  $I_2$ ,  $I_{\text{фазн}}$  ( $I_t = I_{\text{фазн}}$ ), в которых изображаются тормозные характеристики существующих УТФТ, нанести указанные точки  $K^{(2)}$ ,  $K$ ,  $K''$ ,  $M$ ,  $N''$ , то точка  $K^{(2)}$  с той же ординатой расположится на прямой  $Of$  ( $I_2 = \frac{I_\Phi}{\sqrt{3}} = \frac{I_t}{\sqrt{3}}$ ), а точки  $K$  и  $K''$  в зависимости от значения  $m$  (10) с теми же ординатами переместятся вправо (соответственно точки  $K'$  и  $K''$ ). Так как практически  $I_{1\text{нагр}} > I_{\text{фазн.нагр.мин}}$ , то точка  $M$  переместится влево ( $M'$ ). Точка  $N''$  не изменит своих координат (при качаниях и  $\theta = 180^\circ$   $I_2 \approx I_{\text{фазн}}$ ).

При этом тормозные характеристики существующих устройств блокировки с УТФТ не обеспечивают чувствительности в расчетных точках короткого замыкания ( $K^{(2)}$ ,  $K'$ ,  $K''$ ).

Автор выражает глубокую признательность В. А. Рубинчику за ценные советы, учет которых способствовал выполнению настоящей работы.

### Литература

1. Федосеев А. М., Основы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1961.
2. Справочник по релейной защите, Под ред. М. А. Берковича, Госэнергоиздат, 1963.
3. Клецкий В. П., Пусковой орган  $\frac{dU_2}{dt}$  для сложных защит, «Электрические станции», 1965, № 12.
4. Дистанционная защита линий 35—330 кв, Руководящие указания по релейной защите, вып. 7, изд-во «Энергия», 1966.

[29.5.1968]



# Измерение проводимости и токов замыкания на землю в электрических сетях с изолированной нейтралью

Б. Г. МЕНЬШОВ и В. К. ЩАДИНСКИЙ

Московский институт радиотехники, электроники и автоматики

Проводимость по отношению к земле в электрических сетях является одним из основных факторов, определяющих безопасность и надежность эксплуатации электроустановок.

Поэтому в практике эксплуатации, а также при научно-исследовательских изысканиях приходится производить измерения проводимости по отношению к земле электроустановок.

В этой статье под проводимостью изоляции электрической сети по отношению к земле понимается полная (активная и емкостная) проводимость электроустановки на землю.

Однако в сетях напряжением выше 1 000 в активная проводимость на землю ничтожна, поэтому можно считать, что полная проводимость на землю в таких сетях определяется в основном емкостной составляющей.

Наиболее простой метод, позволяющий определить проводимость электроустановки на землю, — это непосредственное измерение тока однофазного замыкания на землю и напряжения фазы по отношению к земле с последующим вычислением проводимости на землю.

Метод требует минимального числа измерительной аппаратуры, сами измерения производятся в короткое время, результаты получаются без сложных вычислений и с минимальной погрешностью (только погрешность прибора).

Основной недостаток этого метода заключается в повышенной опасности для эксплуатационного персонала, работающего на линии и для экспериментатора: искусственное замыкание фазы сети на землю приводит к тому, что на заземленные корпуса электрооборудования на период измерения подается потенциал по отношению к земле, который при неисправном или же отвечающем нормам заземлении может достигать опасных величин.

Замыкание одной из фаз на землю в сети вызывает срабатывание устройств сигнализации или защиты без выдержки времени или с очень малой выдержкой времени, недостаточной для регистрации результатов измерения по показывающему прибору. Поэтому приходится увеличивать выдержку времени срабатывания защиты от замыканий на землю, что ухудшает условия безопасности.

Регистрацию тока замыкания на землю можно производить с помощью шлейфового осциллографа без увеличения выдержки времени. Это значительно повышает условия безопасности эксплуатационного персонала, но усложняет процесс измерения.

Кроме того, при замыкании фазы сети на землю, в результате повышения напряжения других фаз по отношению к земле, может произойти пробой изоляции в слабом месте другой фазы, что приведет к двухфазному замыканию. Резкое увеличение тока замыкания создает значительную опасность для экспериментатора. Все это делает часто невозможным применение данного метода.

Измерения должны не нарушать нормального режима эксплуатации электроустановки, не требовать отключения сигнализации или защиты от токов замыкания на землю на период эксперимента.

Таким условиям удовлетворяет метод измерения путем искусственного смещения нейтральной точки сети по отношению к земле с помощью постороннего источника питания. Схемы включения аппаратуры и измерения по методу смещения нулевой точки не новы, однако обычно рассматривались случаи, когда в сети отсутствует естественное смещение нейтрали, т. е. когда напряжение нулевой точки сети по отношению к земле равно нулю. В сетях же, например, открытых горных разработок и т. п. потенциал нулевой точки, как правило, отличен от нуля и имеет иногда весьма значительную величину, обусловленную неравенством проводимостей изоляции фаз по отношению к земле.

Поэтому использование в данных условиях метода измерения путем искусственного смещения нейтральной точки сети требует дополнительных теоретических исследований.

Определение тока однофазного замыкания на землю ( $I_3$ ) по этому методу производится путем измерения напряжения смещения ( $U_0$ ) и соответствующего тока смещения ( $I_0$ ) по схеме на рис. 1 и расчета по формуле

$$I_3 = \frac{U_0}{U_0} I_0 = U_0 Y_0, \quad (1)$$

где  $U_0$  — номинальное фазовое напряжение сети;  $Y_0$  — полная (активная и емкостная) проводимость трех фаз сети на землю.

Вольтметр  $V$  фиксирует напряжение смещения от постороннего источника

$$U_0 = E_0.$$

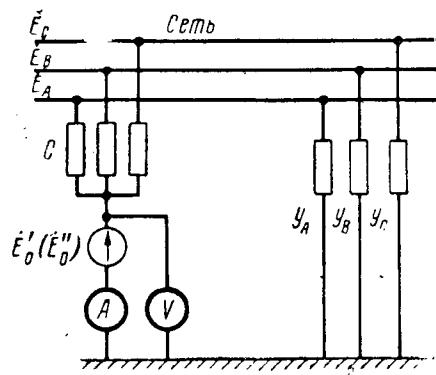


Рис. 1. Схема измерения тока и напряжения смещения.

$C$  — сопротивления (конденсаторы) для создания искусственной нулевой точки.

Через амперметр будет протекать ток, равный сумме двух токов (по принципу суперпозиции)

$$|I_0| = |I_{01} + I_{02}|, \quad (2)$$

где  $I_{01}$  — ток, вызванный естественным смещением нейтрали;

$I_{02}$  — ток, вызванный искусственным смещением нейтрали.

Значение тока  $I_{01}$  определяется формулой:

$$I_{01} = E_A y_A + \dot{E}_B y_B + \dot{E}_C y_C,$$

где  $y_A$ ,  $y_B$  и  $y_C$  — полные проводимости на землю соответствующих фаз.

Пренебрегая внутренним сопротивлением оборудования, имеющего нулевую точку, и источника смещения, как величинами очень малыми по сравнению с сопротивлением изоляции, можно написать:

$$I_{01} = \dot{E}_0 (y_A + y_B + y_C),$$

тогда:

$$I_0 = \dot{E}_A y_A + \dot{E}_B y_B + \dot{E}_C y_C + \dot{E}_0 (y_A + y_B + y_C)$$

или

$$\frac{I_0}{\dot{E}_0} = \frac{\dot{E}_A y_A + \dot{E}_B y_B + \dot{E}_C y_C}{\dot{E}_0} + (y_A + y_B + y_C). \quad (3)$$

При симметричности э. д. с. источника питания и при равенстве проводимостей фаз на землю, т. е. при отсутствии естественного смещения нейтрали, будут соблюдаться равенства:

$$\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C = 0, \quad (4)$$

$$y_A + y_B + y_C = \frac{1}{3} Y_0. \quad (5)$$

Тогда выражение (3) примет следующий вид:

$$\frac{I_0}{\dot{E}_0} = \frac{\frac{1}{3} Y_0 (\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C)}{\dot{E}_0} + Y_0 = Y_0. \quad (6)$$

Если же равенства (4) и (5) не соблюдаются,

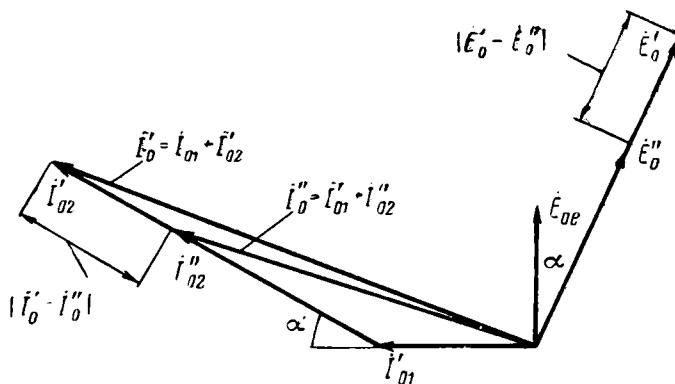


Рис. 2. Векторная диаграмма токов смещения нейтрали.

т. е. в сети имеется естественное смещение нейтрали, то

$$\frac{I_0}{\dot{E}_0} = y_A \left( \frac{\dot{E}_A + \dot{E}_0}{\dot{E}_0} \right) + y_B \left( \frac{\dot{E}_B + \dot{E}_0}{\dot{E}_0} \right) + y_C \left( \frac{\dot{E}_C + \dot{E}_0}{\dot{E}_0} \right). \quad (7)$$

Таким образом, для определения проводимости сети на землю необходимо знать еще величину и направление векторов фазного напряжения и вектора напряжения смещения.

Определение векторов фазного напряжения и напряжения смещения — операция довольно трудоемкая и требует большого количества времени и измерительной аппаратуры.

Значительно упрощается задача, если по схеме, представленной на рис. 1, произвести измерения тока и напряжения смещения при двух различных э. д. с. постороннего источника и вычислить их разность.

При этом, очевидно, слагаемая тока смещения, вызванная естественным смещением нейтрали и не зависящая от э. д. с. постороннего источника, при вычитании уничтожится. При э. д. с. постороннего источника, равной  $\dot{E}'_0$ , ток

$$I'_0 = I_{01} + I'_{02} = \dot{E}_A y_A + \dot{E}_B y_B + \dot{E}_C y_C + \dot{E}'_0 (y_A + y_B + y_C),$$

а при э. д. с., равной  $\dot{E}''_0$ ,

$$I''_0 = I_{01} + I''_{02} = \dot{E}_A y_A + \dot{E}_B y_B + \dot{E}_C y_C + \dot{E}''_0 (y_A + y_B + y_C).$$

Тогда разность этих значений

$$I'_0 - I''_0 = (\dot{E}'_0 - \dot{E}''_0) (y_A + y_B + y_C) = (\dot{E}'_0 - \dot{E}''_0) Y_0,$$

а проводимость электроустановки на землю

$$Y_0 = \frac{I'_0 - I''_0}{\dot{E}'_0 - \dot{E}''_0}. \quad (8)$$

Учитывая, что изменение э. д. с. постороннего источника происходит только по величине и неизменно по направлению, можно написать:

$$|\dot{E}'_0 - \dot{E}''_0| = |\dot{E}'_0| - |\dot{E}''_0|.$$

Из векторной диаграммы на рис. 2 видно, что при наличии угла сдвига  $\alpha$  между вектором напряжения естественного смещения  $\dot{E}_0$  и векторами э. д. с. искусственного смещения  $\dot{E}'_0$  и  $\dot{E}''_0$ , а соответственно при наличии угла сдвига  $\alpha$  между векторами тока, вызванного естественным смещением  $I_{01}$  и искусственным смещением  $I'_{02}$  и  $I''_{02}$ , будем иметь:

$$|I'_0 - I''_0| = |I'_0| - |I''_0|.$$

Величина относительной погрешности, возможной при определении проводимости сети на землю

$$\sigma = \left[ 1 - \frac{|I'_0| - |I''_0|}{|I'_0 - I''_0|} \right] 100\%_0. \quad (9)$$

Величины векторов тока определяются из следующих выражений:

$$\left. \begin{aligned} |I'_0| &= \sqrt{I_{01}^2 + I_{02}^2 - 2I_{01}I_{02} \cos(180^\circ - \alpha)}, \\ |I''_0| &= \sqrt{I_{01}^2 + I_{02}^2 - 2I_{01}I_{02} \cos(180^\circ - \alpha)}, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

отсюда

$$|I'_0 - I''_0| = |I'_{02} - I''_{02}| = I'_{02} - I''_{02}.$$

Учитывая выражение (10) и обозначая  $n = \frac{I'_{02}}{I''_{02}}$  и  $k = \frac{I_{01}}{I''_{02}}$ , получим:

$$\sigma = \left[ 1 - \frac{n + 2k \cos \alpha + 1}{\sqrt{k + n^2 + 2kn \cos \alpha} + \sqrt{k^2 + 2k \cos \alpha + 1}} \right] 100\%.$$

Отношение токов, вызванных искусственным смещением нейтрали электроустановки, которое пропорционально отношению соответствующих э. д. с. постороннего источника, целесообразно принять в пределах  $n = 1,3 - 1,5$ . Такая разница в ступенях э. д. с.  $E'_0$  и  $E''_0$  и соответственно в ступенях тока  $I'_{02}$  и  $I''_{02}$  дает достаточное для регистрации приборами отличие результатов измерений.

Из графика на рис. 3 видно, что при изменении угла  $\alpha$  в диапазоне от 0 до 30 эл.град относительная погрешность не превышает 5% при  $k \leq 1,7$ . Для соблюдения этого необходимо, следовательно, чтобы величина э. д. с. постороннего источника  $E''_0$  по отношению к величине э. д. с. естественного смещения  $E_{0e}$  удовлетворяла следующему условию:

$$E''_0 \geq 0,6E_{0e}.$$

Вторым условием минимальной относительной погрешности является необходимость контроля угла  $\alpha$  сдвига векторов напряжения естественного и искусственного смещения в пределах  $\pm 30$  эл.град, так как при значениях углов по абсолютной величине выше этого предела относительная погрешность резко возрастает.

Направление вектора напряжения естественного смещения зависит от асимметрии векторов напряжения источника питания и от неравенства проводимостей фаз сети по отношению к земле.

Поэтому необходимо для выполнения этого условия подбирать э. д. с. постороннего источника таким образом, чтобы направление вектора этой э. д. с. было близким к направлению вектора напряжения естественного смещения.

Поскольку в качестве постороннего источника э. д. с. удобно использовать трансформатор собственных нужд подстанции, то можно, подбирая одно из фазных или линейных напряжений, всегда выбрать направление вектора э. д. с. таким, что угол сдвига между добавочной э. д. с. и вектором естественного смещения  $E_{0e}$  будет:  $\alpha \leq 30$  эл.град.

Для получения результатов большей точности необходимо полученное значение величины проводимости сети на землю рассчитать с учетом возможной величины относительной погрешности, используя кривые на рис. 3.

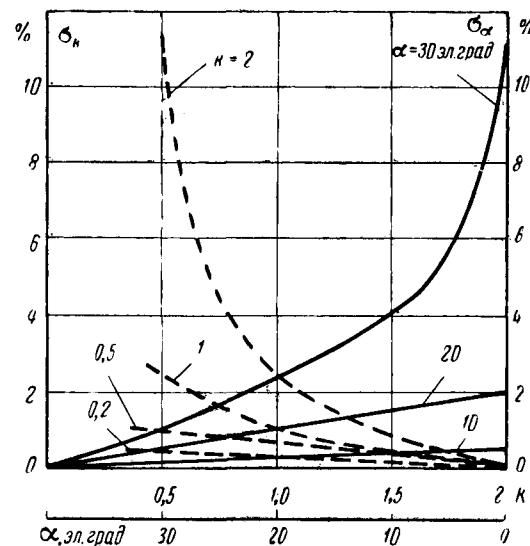


Рис. 3. Зависимость относительной погрешности  $\sigma$  от отношения  $k$  и угла  $\alpha$ .

Таким образом, для определения проводимости электрической сети на землю и тока однофазного замыкания, необходимо произвести следующее:

1. Измерить величину вектора напряжения естественного смещения нейтрали сети  $E_{0e}$  вольтметром.

2. С помощью фазометра подобрать одно из линейных или фазных напряжений от трансформатора собственных нужд так, чтобы угол сдвига между вектором этого напряжения и вектором напряжения естественного смещения, т. е. угол  $\alpha$ , был меньше 30 эл.град.

3. Установить величины напряжений постороннего источника

$$E''_0 \geq 0,6E_{0e} \text{ и } E'_0 = 1,5E''_0.$$

4. По схеме на рис. 1 произвести два измерения тока смещения  $I'_0$  и  $I''_0$  при двух соответствующих э. д. с. смещения  $E'_0$  и  $E''_0$ .

5. Вычислить проводимость сети на землю по формуле

$$Y'_0 = \frac{I'_0 - I''_0}{E'_0 - E''_0}.$$

6. По графику на рис. 3 определить относительную погрешность  $\sigma$  % при соответствующих  $k$  и  $\alpha$ .

7. Определить уточненное значение проводимости сети

$$Y_0 = \frac{Y'_0}{\left(1 - \frac{\sigma}{100}\right)}.$$

8. Определить ток замыкания на землю

$$I_{3,3} = U_\Phi Y_0.$$

Рассмотренный метод измерения проводимости сети и токов замыкания на землю был испытан в лабораторных и промышленных условиях и показал практическую приемлемость.



# Защита от ударов молний кабелей связи в пластмассовой оболочке

Канд. техн. наук С. А. СОКОЛОВ, инженеры В. К. ОРЛОВ и Б. К. ГОРЮНОВ  
Москва

**Постановка вопроса.** Амплитуда напряжения между жилой и оболочкой кабеля связи при ударе молнии определяется по формуле:

$$U_m = 2,1 I_m R \sqrt{\rho}, \quad (1)$$

где  $I_m$  — амплитуда тока молнии,  $ка$ ;

$R$  — сопротивление оболочки кабеля,  $ом/км$ ;

$\rho$  — удельное сопротивление грунта,  $ом\cdotм$ .

Эта формула верна для кабеля, металлическая оболочка которого находится в непосредственном контакте с землей.

Кабели связи в пластмассовой оболочке по своим грозозащитным свойствам сильно отличаются от кабелей в металлической (обычно свинцовой) оболочке. Наличие экрана с высоким продольным сопротивлением и его изоляции от земли приводит, с одной стороны, к слабой зависимости вероятности повреждения кабеля от удельного сопротивления земли и, с другой стороны, к большой величине напряжения между жилами и экраном кабеля вследствие малого затухания тока вдоль кабеля.

Для кабеля в пластмассовой оболочке ток молнии, попавший в экран, не имеет возможности стекать в землю, что приводит к большой длине пробега тока по металлической оболочке (экрану) и, следовательно, к большим перенапряжениям. Наложение пластмассового шланга поверх металлической оболочки можно рассматривать как понижение проводимости окружающей кабель среды, что эквивалентно резкому увеличению удельного сопротивления грунта.

В присутствии пластмассового шланга напряжение между жилами и оболочкой кабеля определяется по формуле:

$$U_m = \frac{3,5 I_m R_{ob}}{\sqrt{C_{ob,3} R_{ob}} + \sqrt{C_{jk,ob} (R_{jk} + R_{ob})}}, \quad (2)$$

где  $I_m$  — амплитуда тока молнии,  $ка$ ;

$R_{jk}$  — сопротивление жилы,  $ом/км$ ;

$R_{ob}$  — сопротивление металлической оболочки,  $ом/км$ ;

$C_{jk,ob}$  — емкость между пучком жил и оболочкой,  $ф/км$ .

$C_{ob,3}$  — емкость между металлической оболочкой и землей,  $ф/км$ .

Чтобы снизить напряжение в кабеле с изоляционным покрытием до приемлемой величины (хотя бы до величин, меньших электрической прочности изоляции жил от оболочки), необходимо либо периодически заземлить металлическую оболочку кабеля, либо полностью или частично исключить попадание тока молнии в металлическую оболочку. Оба эти способа исследовались экспериментально.

**Схема исследований.** Эксперименты проводились на одночетверочном кабеле с полиэтиленовой изоляцией жил. Поверх скрученной четверки жил кабель имеет полиэтиленовое заполнение до круглой формы, экран из алюминиевой фольги толщиной

0,12  $мм$  и броню в виде двухслойной обмотки из 24 стальных проволок каждая диаметром 0,25  $мм$ . Кабель заключен в поливинилхлоридный шланг радиальной толщиной 1,3  $мм$ . Наружный диаметр кабеля порядка 15  $мм$ . Сопротивление экрана постоянному току — 11,3  $ом/км$ , сопротивление жилы — 17,2  $ом/км$ . Общая длина опытного участка линии — 4  $км$ .

В качестве имитатора тока молний использовался генератор импульсных токов (ГИТ) емкостью 27  $мкФ$  напряжением 50  $кв$ , установленный в начале опытного участка линии. Импульс тока от ГИТ подавался либо в экран кабеля, либо в защитный трос, либо в экран кабеля и защитный трос одновременно. Второй полюс ГИТ подключался к заземлению с сопротивлением малой величины порядка 1,5  $ом$ , расположенному в начале линии в 120  $м$  от кабеля перпендикулярно его оси. При дальнейшем увеличении расстояния между рабочим заземлением ГИТ и кабелем амплитуда напряжения в кабеле и форма волны практически не изменяются и мало отличаются от напряжений в идеальном случае расположения рабочего заземлителя ГИТ в бесконечно-удаленной точке земли [Л. 1]. Измерения напряжений проводились с помощью импульсных осциллографов типа ОК-17М с фотоприставкой в точках  $x=0$ ; 1 и 4  $км$  вдоль трассы линии.

**Эффективность защиты с помощью заземления экрана кабеля вдоль линии связи.** Экспериментальная проверка эффективности заземлений экрана на снижение потенциалов в кабеле производилась по двум направлениям:

1. Исследовалось влияние изменения расстояния между точками заземления экрана вдоль трассы кабеля на напряжение в нем при постоянной величине сопротивления самих заземлений.

2 Исследовалось влияние изменения величины сопротивлений заземлений при постоянном расстоянии между ними на напряжение в кабеле.

Для экспериментальной проверки первого пункта экран кабеля подключался к заземлению с сопротивлением 10  $ом$  последовательно: а) только по концам опытного участка, б) по концам и в середине, в) через каждый километр и г) через каждые 500  $м$  линии.

Во всех перечисленных случаях измерялись потенциалы жил и экрана, а полученные данные сравнивались между собой и со случаем, когда экран кабеля был не заземлен. Результаты измерений приведены в табл. 1.

Рассмотрение данных табл. 1 показывает, что в точках  $x=1$  и  $x=4$   $км$  при уменьшении расстояния между точками заземления экрана напряжения в кабеле заметно снижаются, причем снижаются как абсолютные потенциалы жил и экрана по отношению к удаленной земле, так и разность напряжений между жилами и экраном.

Однако напряжения в кабеле можно понизить не только уменьшением расстояния между точками

Таблица 1

Амплитуды напряжений в кабеле в зависимости от числа и расположения заземлений экрана вдоль линии при  $R_s = 10 \text{ ом}$

Измеряемое напряжение, в		Расстояние между точками заземления экрана кабеля, км				
		Экран кабеля не заземлен	4	2	1	0,5
$x = 1 \text{ км}$	Жила — земля	835	835	790	225	82
	Экран — земля	930	930	882	215	35
	Жила — экран	150	149	135	42	12
$x = 4 \text{ км}$	Жила — земля	750	202	118	80	46
	Экран — земля	730	91	50	3	0,1
	Жила — экран	150	160	—	76	29

заземлений экрана вдоль линии, но и уменьшением величины сопротивлений заземлений при неизменном их количестве. Влияние изменения величины сопротивления заземлений на напряжения в кабеле проверялось следующим образом: через расстояние  $a$ , равное 1 км, вдоль трассы линии были оборудованы заземления, причем проводники от отдельных заземлителей были выведены наружу, так что имелаась возможность отключать или включать дополнительные заземлители, и регулировать тем самым величину заранее подготовленных заземлений в нужных пределах. Различные значения величин сопротивлений заземлений экрана по трассе линии приведены в табл. 2.

Максимальные амплитуды напряжений, измеренные в точках  $x=1$  и  $x=4$  км в зависимости от изменения величины сопротивлений заземлений экрана вдоль трассы линии, приведены в табл. 3.

Данные табл. 3 показывают, что подключение экрана к заземлению весьма существенно снижает потенциал жил и особенно экрана по отношению к удаленной земле. Кроме того, они показывают, что эффективное снижение потенциалов в кабеле происходит лишь до сопротивлений заземлений, равных 10—20 ом. Дальнейшее уменьшение сопро-

Таблица 2

Величины сопротивлений заземлений экрана на постоянном токе, установленные на каждом километре вдоль линии кабеля, ом

Место установки заземлений	Количество заземлителей в одном заземлении							
	стержневые, длиной 0,8 м		из уголковой стали 45×45×5, длиной 1,5 м					
	закопаны на глубину							
	0,4 м		0,8 м		1,6 м			
	1	1	2	1	2	4	8	12—14
1-й километр	110	36	17	7	4,4	2,5	1,5	1,25
2-й	105	35	19	5,5	3,5	2,2	1,3	1,0
3-й	95	95	18	16	9,5	4,8	2,5	1,4
4-й	110	60	21,5	10	6	3,6	2,8	1,7
$R_{3,sp}$ , ом	102	55	19	9,8	5,9	3,3	2,0	1,36

Таблица 3

Напряжения в кабеле при различной величине сопротивлений заземлений экрана и постоянном расстоянии между ними  $a = 1 \text{ км}$

Сопротивление заземлений, ом	Напряжения в точках, в					
	$x = 1 \text{ км}$		$x = 4 \text{ км}$			
— жила земля	— экран земля	— жила экран	— экран жила	— жила земля	— экран земля	— жила экран
∞ (экран изолирован)	835	930	150	750	730	150
102	450	490	115	180	145	115
55	375	400	90	130	90	90
19	275	280	50	92	15	77
9,8	225	215	42	80	3	76
5,9	200	180	40	80	3	75
3,3	180	130	39	75	3	75
2,0	175	100	38	75	3	75
1,4	165	90	38	75	3	75

тивлений заземлений вплоть до 1,4 ом дает незначительный выигрыш в понижении амплитуды напряжений. Это обстоятельство, по-видимому, связано с тем, что при величине сопротивлений заземлений, меньших 10—20 ом, величина тока через заземление определяется сопротивлением экрана, а не сопротивлением заземления.

Зависимость амплитуды напряжений в кабеле в точках  $x=1$  и  $x=4$  км от изменения величины сопротивления заземлений экрана, установленных через один километр вдоль трассы линии связи, иллюстрируется на рис. 1, 2 и 3.

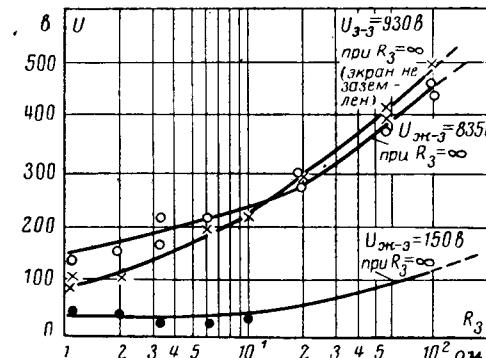


Рис. 1. Зависимость амплитуды напряжений в кабеле в точке  $x=1 \text{ км}$  от величины сопротивления заземлений экрана.

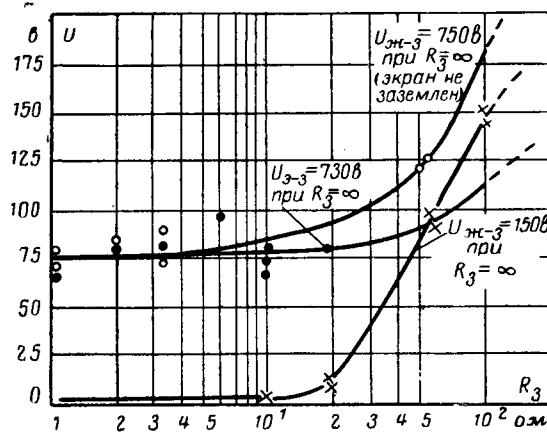


Рис. 2. Зависимость амплитуды напряжений в кабеле в точке  $x=4 \text{ км}$  от величины сопротивления заземлений экрана.

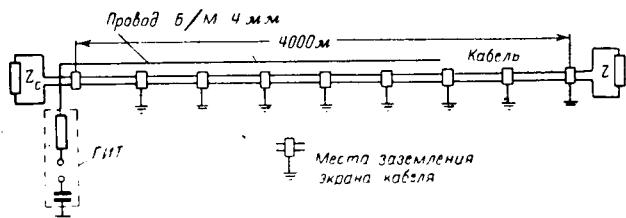
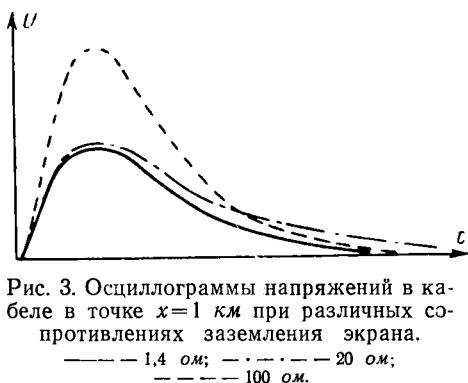
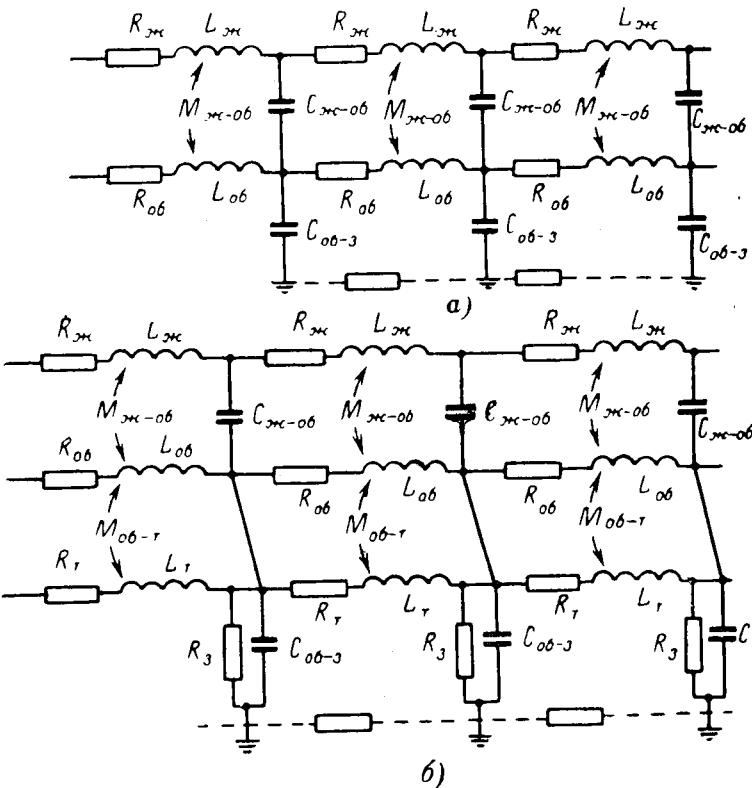


Рис. 4. Принципиальная схема исследований.

Рис. 5. Схема замещения.



**Эффективность защиты с помощью проложенных в земле тросов.** Исследование проводилось в соответствии со схемой, изображенной на рис. 4. При этом от точки  $x=0$  параллельно кабелю на расстоянии 0,4 м от него был проложен биметаллический провод диаметром 4 мм и длиной 2,9 км. Глубина прокладки провода составляла 0,25—0,35 м.

Рассматривались два основных варианта, которые могут иметь место на практике:

1) удар молнии происходит в грозозащитный трос. Пробоя изоляции между экраном и землей не происходит и ток молнии распространяется только по тросу;

2) удар молнии происходит в трос, но потенциалы в земле около него настолько велики, что происходит пробой изоляции между экраном и землей и ток молнии распределяется между кабелем и тросом в соответствии с их волновыми сопротивлениями.

Оба эти случая имитировались разрядами ГИТ: в одном случае только в провод, в другом случае провод и кабель соединялись параллельно и разряд ГИТ происходил одновременно в провод и экран кабеля. Измерения напряжений производились в пунктах  $x=0, 1$  и  $4$  км.

Интересно сравнить полученные при этом результаты с напряжениями, измеренными в этих же пунктах при разряде непосредственно в экран кабеля при отсутствии троса. Такое сопоставление для волны тока 30/80 мксек сделано в табл. 4, причем все полученные результаты для удобства сравнения приведены к одной амплитуде тока 1000 а.

Данные табл. 4 показывают, что прокладка параллельно кабелю в пластмассовом шланге грозозащитного троса — чрезвычайно эффективное средство. Если провод полностью воспринимает на себя весь ток разряда, то амплитуды напряжений в кабеле снижаются в сотни раз по сравнению со слу-

Таблица 4

Амплитуда напряжений в кабеле при разрядах ГИТ в защищенный и незащищенный кабель, в

	$x = 1$ км			$x = 4$ км		
	— жила — земля	— экран — земля	— жила — экран	— жила — земля	— экран — земля	— жила — экран
Прямой удар в кабель	15 700	18 300	3 000	12 500	12 200	2 500
Прямой удар в кабель и трос	1 170	1 370	195	1 150	1 290	250
Прямой удар только в трос	120	58	11	88	88	20
Прямой удар в 10 м от кабеля (в заземление)	30	30	2,8	17	21	5,2
Прямой удар в кабель, экран которого заземлен через каждый километр на сопротивление 20 ом	7 800	8 000	1 420	2 600	430	2 200
Прямой удар в кабель, экран которого заземлен через каждые 500 м на сопротивление 10 ом	2 330	1 000	340	1 300	28	820

чаем прямого удара в кабель без средств защиты. Даже если происходит пробой изоляционного покрытия экрана в начальной точке ( $x=0$ ) и ток молнии распределяется между экраном кабеля и проводом, то все равно напряжения в кабеле примерно в 10 раз меньше по сравнению со случаем прямого удара без средств грозозащиты. Как видно из табл. 4, применение троса значительно эффективнее грозозащиты с помощью заземлений экрана кабеля через каждый 1 или 0,5 км вдоль трассы линии.

Представляет интерес установить, как меняется амплитуда и форма напряжения в кабеле в присутствии грозозащитного троса при изменении формы волны тока молнии. Эквивалентная схема замещения показана на рис. 5. Если при ударе молнии в землю пробоя изоляционного покрытия не происходит, то ток проникает в металлическую оболочку через емкость изоляционного покрытия  $C_{об.з}$ . Однако поскольку при однородном строении грунта ток молнии от точки удара равномерно растекается во все стороны, то в оболочку кабеля практически попадает лишь небольшая часть тока вблизи точки удара молнии. В случае же прокладки параллельно кабелю грозозащитного троса, особенно при высоком удельном сопротивлении грунта, ток молнии протекает по тросу вдоль кабеля на значительное расстояние. Поэтому следует ожидать, что максимальная величина тока в оболочке будет не вблизи точки удара, а на некотором расстоянии от нее. И, следовательно, напряжения в кабеле (при отсутствии пробоев шланга) также достигают максимальной величины на значительном расстоянии от точки удара молнии.

Решив систему телеграфных уравнений для рис. 5 по методу [Л. 2], можно найти, что напряжение в кабеле с изолирующим шлангом в зависимости от расстояния и времени описывается уравнением:

$$U(x, t) = \frac{R_{ob}}{\alpha_1^2 - \alpha_2^2} [\alpha_1 g(\alpha_1 x, t) - \alpha_2 g(\alpha_2 x, t)], \quad (3)$$

где

$$\alpha_1 = \sqrt{C_{ob.з} R_{ob}};$$

$$\alpha_2 = \sqrt{C_{ж.об} (R_{ж} + R_{ob})};$$

$R_{ж}$  — сопротивление жилы кабеля постоянному току,  $ом/км$ ;

$R_{ob}$  — сопротивление оболочки кабеля постоянному току,  $ом/км$ ;

$C_{ob.з}$  — емкость цепи оболочки—земля,  $ф/км$ ;

$C_{ж.об}$  — емкость пучка жил по отношению к оболочке,  $ф/км$ ;

$$g(\alpha x, t) = \int_0^t i(t-\tau) \frac{1}{\sqrt{\pi\tau}} e^{-\frac{\alpha^2 x^2}{4\tau}} d\tau;$$

$i(t)$  — ток молнии;

$t$  и  $x$  — текущие координаты времени и расстояния вдоль кабеля.

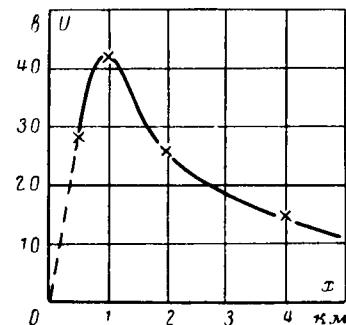


Рис. 6. Изменение амплитуды напряжения вдоль кабеля.

На рис. 6 показано рассчитанное по формуле (3) и полученное экспериментальным путем изменение амплитуды напряжения вдоль кабеля.

При увеличении длины волны протекающего тока, что соответствует уменьшению эквивалентной частоты, ток в меньшей степени будет проникать через емкостное сопротивление, и напряжение при увеличении длины волны будет падать. Сказанное достаточно хорошо подтверждается экспериментальными данными.

**Выводы.** 1. Заземления экрана кабеля, имеющего изолирующий шланг, существенно снижают потенциалы жил и экрана по отношению к удаленной земле, причем уменьшение величины сопротивлений заземлений эффективно до величин, сравнимых с сопротивлением экрана между заземленными точками.

2. Наиболее эффективной мерой защиты является прокладка параллельно кабелю подземного грозозащитного троса с величиной сопротивления, значительно меньшей величины сопротивления экрана кабеля. При этом напряжения в кабеле снижаются в сотни раз по сравнению с напряжениями, измеренными при прямом ударе молнии в экран кабеля.

3. Выбор того или иного способа защиты в районах с интенсивной грозоактивностью определяется конкретными местными условиями и экономической целесообразностью.

#### Литература

1. Новоселов А. С. и Соколов С. А., Величина напряжений, возникающих при грозовых разрядах в симметричных кабелях на вводах в усиительные пункты, «Электросвязь», 1965, № 7.

2. Костенко М. В., Черняев И. В. и Пирязева А. И., Разработка схем защиты кабельных вставок на линиях связи от грозовых повреждений, МВО СССР, ЛПИ им. Калинина.

## Нестационарные процессы в изоляции шахтных электроустановок

Канд. техн. наук А. Г. БЕЗДЕНЕЖНЫХ

Калининский политехнический институт

Для оценки безопасности электроустановок и надежности работы средств защиты от утечек в сетях с изолированной нейтралью важно знать особенность протекания нестационарных процессов в изоляции.

Ряд исследователей [Л. 1—3] при измерении сопротивления изоляции  $R_e$  в шахтных электрических сетях отметили характерные его изменения во время эксплуатации, сопровождающиеся резким снижением во время включения электроустановок с последующим повышением до определенного уровня. В дальнейшем и этот уровень  $R_e$  подвергается некоторым изменениям, однако значительно более медленным. В последние годы были проведены экспериментальные исследования характера изменений  $R_e$  электрических сетей в процессе эксплуатации с помощью самопищущих приборов. Результаты этих исследований говорят о следующем.

1. Кривые изменения тока утечки в экспериментальной сети аналогичны кривым, полученным при записи изменения сопротивления изоляции шахтных участковых электрических сетей (рис. 1).

2. На всех графиках, полученных экспериментально в электрических сетях, процесс изменения тока утечки по времени условно можно разделить на три этапа: 1) кратковременные (быстрые) процессы, фиксируемые только осциллографом и связанные с зарядом и разрядом геометрической емкости, рассчитываемые теоретически со значениями емкости и активного сопротивления сети, индуктивности и активного сопротивления аппарата защиты; 2) значительное спадание тока утечки под влиянием медленных переходных процессов по экспоненциальному кривой за время 1—5 мин; 3) медленное уменьшение тока утечки, наблюдаемое во время эксплуатации.

В табл. 1 приведены данные, полученные при записи самопищущим прибором. Здесь:  $R_{\min}$  — сопротивление изоляции, соответствующее наибольшему току утечки, отмечаемому на лентах самописцев;  $R_{\text{уст}}$  — значение сопротивления изоляции, соответствующее току утечки после его спадания;  $t$  — время повышения от  $R_{\min}$  до  $R_{\text{уст}}$ .

Анализ экспериментальных данных позволяет утверждать, что нестационарные процессы в цепи утечки после включения напряжения оказывают существенное влияние как на условия безопасности, так и на работу средств защиты от

Таблица 1

Данные изменения  $R_{\min}$ ,  $R_{\text{уст}}$  и  $t$  в зависимости от времени остановки или работы угольного комбайна

№ п/п.	$R_{\min}$ , ком	$R_{\text{уст}}$ , ком	$\frac{R_{\min}}{R_{\text{уст}}}$	$t$ , сек	Время работы или остановки двигателя комбайна
--------	------------------	------------------------	-----------------------------------	-----------	---

### Эксперименты в шахтных условиях

1	48	68	0,71	—	После остановки на 4 ч
	50	68	0,74	150	После 10 мин работы
	51	68	0,75	120	После 20 мин работы
2	1	85	0,01	80	После остановки более 24 ч
	14	85	0,16	70	После 5 мин работы
	17	85	0,20	65	После 10 мин работы
3	80	130	0,62	200	После остановки на 3 ч
	95	130	0,73	200	После 12 мин работы
	120	130	0,92	200	После 60 мин работы

### Эксперименты в лаборатории

4	3	25	0,12	60	После остановки на 16 ч
	30	170	0,18	180	После 10 мин работы
5	55	140	0,40	180	После остановки на 16 ч
	82	170	0,48	180	После 30 мин работы

утечек. Расчет отношения  $\frac{R_{\min}}{R_{\text{уст}}}$ , произведенный для 244 случаев спадания тока, показал, что это отношение в 92% случаев находится в пределах 0,9—0,5, а в 3% случаев — 0,2—0,1.

Таким образом, в момент включения напряжения, особенно после длительного перерыва, при сопротивлении изоляции  $R_{\text{уст}}$ , в несколько раз большем сопротивлении установки аппарата защиты от утечек, возможно его срабатывание с последующим отключением напряжения. К «ложным» такое срабатывание аппарата защиты относить нельзя, поскольку на уровне  $R_{\min}$  сопротивление изоляции держится несколько секунд, что уже влияет на условия безопасности.

В [Л. 2] сделана попытка объяснения этих явлений, причем качественная сторона теоретических и экспериментальных исследований совпадают.

Кроме процессов, происходящих в диэлектрике после наложения напряжения, будут происходить и другие явления, такие как электролиз и поляризация электродов, т. е. токоведущих частей.

Анализ экспериментальных данных показал зависимость нестационарного процесса от температуры. При значительном повышении температуры двигателя во время интенсивной работы машины отношение  $\frac{R_{\min}}{R_{\text{уст}}}$  увеличивается и при температуре порядка +373° К процесс спадания тока практически не наблюдается.

Эксперименты с переменной полярности оперативного постоянного тока показали, что непосредственно после изменения знака напряжения процесс спадания тока имеет боль-

шую крутизну кривой, а отношение  $\frac{R_{\min}}{R_{\text{уст}}}$  уменьшается на 30—40%. Учитывая, что в реальных сетях на характер спадания тока большое влияние оказывает включение двигателя со сложным строением изоляции, а также для проверки влияния неоднородности изоляции на нестационарный процесс проделаны следующие опыты.

Был изготовлен плоский конденсатор с пятью электродами из алюминиевой фольги шириной 90 мм, длиной 500 мм. Между электродами проложены прокладки из стеклополотна. Кроме того, были изготовлены три секции обмотки двигателя. Каждая секция состояла из 40 витков шириной 150 мм и длиной 300 мм из круглого обмоточного провода типа ПЭЛ диаметром 2,4 мм. Секция обматывалась изоляционной стеклопленкой, поверх которой был намотан экран из алюминиевой фольги.

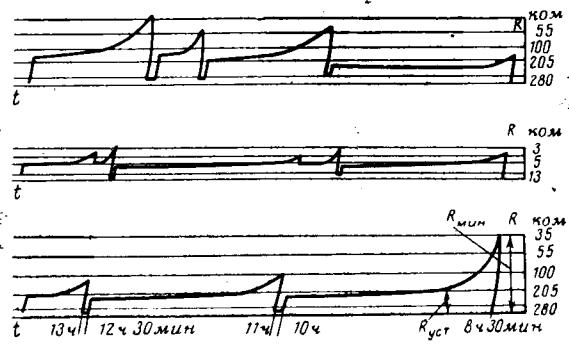


Рис. 1. Изменения активного сопротивления изоляции, записанные самопищущим прибором после включения напряжения в экспериментальной сети.

Таблица 2

Напряжение $U_{\text{п.в.}}$ , в	Сопротивление изоляции $R_{\text{из}}$ между электродами, мом				Емкость $C$ между электродами, мкф				Напряжение $U_0$		Время, сек	
	1—2	1—3	1—4	1—5	1—2	1—3	1—4	1—5	$U_{\text{м}}$	$U_{\text{уст}}$	заряда	спадания до $U_{\text{уст}}$
30,5	100	120	130	150	0,013	0,012	0,011	0,010	2	0,2	10	2—3
30,5	100	120	130	150	0,013	0,012	0,011	0,010	2	0,2	180	2—3

Таблица 3

Напряжение, $U_{\text{п.в.}}$ , в	Полярность	$R_{\text{из}}$ секций, мом			Емкость $C$ , мкф			Напряжение $U_0$ , в						Время, сек	
		I	II	III	I	II	III	I		II		III		заряда	разряда
								$U_{\text{м}}$	$U_{\text{уст}}$	$U_{\text{м}}$	$U_{\text{уст}}$	$U_{\text{м}}$	$U_{\text{уст}}$		
30,5	— жила	1 500	200	200	0,013	0,013	0,013	2	0,2	2	0,2	2	0,2	10	3—5

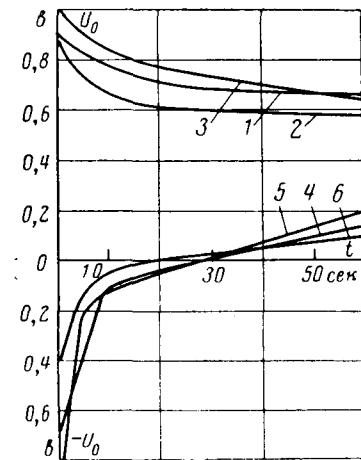


Рис. 2. Зависимость остаточного напряжения  $U_0$  на секциях обмоток двигателей после снятия напряжения  $U_{\text{п.в.}}$ .  
 1—4 — при  $U_{\text{п.в.}}=9$  в; 2—5 — при  $U_{\text{п.в.}}=18$  в; 3—6 — при  $U_{\text{п.в.}}=30$  в.  
 1, 2, 3 — при положительной полярности; 4, 5, 6 — при отрицательной полярности.

Измерения проводились у конденсатора между электродами 1—5, 1—4, 1—3, 1—2, а у секции — между токоведущей жилой и экраном.

Результаты измерений приведены в табл. 2 и 3.

Результаты экспериментов с конденсатором следующие. Установлена зависимость переходного тока после подачи напряжения и остаточного напряжения  $U_0$  после отключения от времени заряда и величины подаваемого напряжения  $U_{\text{п.в.}}$ . С увеличением времени заряда с 10 до 120 сек  $U_0$  увеличивается с 0,8 до 1,6 в, время разряда также увеличивается. Напряжение  $U_{\text{о.м.}}$  возрастает с 0,76 при  $U_{\text{п.в.}}=9$  в до 1,8—2,2 в

при  $U_{\text{п.в.}}=30$  в, а отношение токов  $\frac{I_{\text{м}}}{I_{\text{уст}}}$  равно 1,5—1,8 при  $U_{\text{п.в.}}=9$  в и 1,8—2,0 при  $U_{\text{п.в.}}=30$  в.

Кривая спадания тока при повторном включении всегда лежит ниже кривой спадания тока при первом включении, а кривая остаточного напряжения  $U_0$  наоборот всегда выше после повторного включения, чем после первого.

Установлено также, что с увеличением количества слоев конденсатора изменяется крутизна кривой спадания тока, а процесс спадания  $U_0$  замедляется. После двухминутного разряда напряжение  $U_0$  на электродах 1—5 и 1—4 в полтора раза выше, чем на электродах 1—2.

Измерения на секциях обмоток показали следующее. Напряжение  $U_0$  также зависит от величины  $U_{\text{п.в.}}$  от его полярности и времени выдерживания под напряжением. После увлажнения так же, как и у конденсатора, несмотря на уменьшение  $R_{\text{из}}$  время спадания остаточного напряжения  $U_0$

резко возросло с 2—3 сек при  $R_{\text{из}}=200$  мом до 100 сек и более при  $R_{\text{из}}=1,5$ —3 мом.

После выдерживания секции I под напряжением более 2 ч  $R_{\text{из}}$  увеличивалось с 2 до 4,8 мом, остаточное напряжение было  $U_{\text{о.м.}}=5,5$ —6,0 в со спаданием за 60 сек до 3,0—3,2 в при  $U_{\text{п.в.}}=30$  в.

При заряде этой секции напряжением обратной полярности  $U_0$  изменяется от  $-0,7$ — $-0,8$  до  $+0,3$  в. Измерения до начала экспериментов на электродах медь — алюминий — 0,3—0,5 в. Характер изменения  $U_0$  на секциях при разной полярности и разном наводимом напряжении показывают графики на рис. 2. За время 30—120 сек напряжение  $U_0$  спадает при любой полярности до 0,3—0,5 в.

На секции II после выдерживания ее под напряжением отрицательной полярности  $R_{\text{из}}$  увеличилось с 2 до 4,5 мом. Процесс спадания  $U_0$  замедляется с изменением за 60 сек от  $-1,1$ — $-1,2$  до  $-0,25$ — $-0,4$  в. Таким образом, даже через 1 мин э. д. с. поляризации превышает контактную разность потенциалов. На контрольной секции при измерении на положительной полярности  $U_0$  изменяется за 60 сек от 1,1 до 0,65 в, а при отрицательной — от  $-0,4$  до  $+0,25$  в.

Непосредственным измерением э. д. с. поляризации диэлектриков по методу, рекомендованному в [Л. 4], получено, что отношение э. д. с. поляризации к подводимому напряжению составило для секций до 77%, а для конденсатора до 45% при  $U_{\text{п.в.}}=14, 17, 20, 22, 26, 30$  в.

Проведенные исследования выявили характер нестационарных процессов и подтвердили вывод о существенном влиянии медленных переходных процессов (структурной поляризации) в изоляции электроустановок на величину и продолжительность переходного тока утечки за время 1—3 мин после включения и снятия напряжения. Эти изменения должны учитываться при определении безопасных условий эксплуатации, проектирования средств защиты от утечек и изготовления электрооборудования.

Кроме того, исследования позволили установить существенное влияние величины и времени приложения оперативного постоянного тока на нестационарные процессы в изоляции.

#### Литература

- Безденежных А. Г., Переходные режимы токов утечки в шахтных участковых кабельных сетях, труды ВостНИИ, т. IV, изд-во «Недра», 1964.
- Безденежных А. Г., Переходные процессы в цепях токов утечки и их влияние на работу средств защиты, труды ВостНИИ, т. V, изд-во «Недра», 1964.
- Гладилин Л. В. и др., Изоляция подземных электроустановок шахт и электробезопасность, изд-во «Недра», 1965.
- Сканави Г. И., Физика диэлектриков (область слабых полей), Изд-во иностр. лит., 1949.

## О расчете цепей с помощью графов<sup>1</sup>

Канд. техн. наук О. М. БОГАТЫРЕВ

Московский авиационный институт  
им. С. Орджоникидзе

В последнее десятилетие в теоретическую электротехнику стала проникать теория графов, которая, по утверждениям авторов, ее излагающих и рекомендующих, позволяет решать задачи расчета электрических цепей проще, чем известными классическими методами (контурных токов, узловых напряжений, с помощью частичной трансформации цепи, разделением на блоки из четырехполюсников и др.). Приведем некоторые из этих утверждений.

«Следует отметить, что применение методов, разработанных в теории графов, при наличии известных навыков дает возможность решать практические электротехнические задачи, как правило, значительно быстрее, чем это удается сделать с помощью обычных классических методов...» [Л. 1, стр. 5].

«Использование этой теории в радиотехнике упрощает исследования и расчеты сложных систем, составленных из большого числа линейных и нелинейных элементов с прямыми и обратными связями между ними» [Л. 2, стр. 165].

«Классические методы расчета электрических цепей (применение законов Кирхгофа, методы контурных токов и узловых потенциалов) требуют сравнительно больших затрат труда. При расчете сложных схем этими методами очень часто получаются громоздкие выражения, операции с которыми могут вызвать ошибки». «Главное преимущество применения топологических методов для расчета цепей состоит в том, что при разложении определителя можно получать только положительные члены». Таким образом, топологические методы анализа линейных электрических и электронных цепей значительно сокращают время, затрачиваемое на их расчеты» [Л. 3].

«Однако в ряде случаев задачи не настолько сложны, чтобы надо было прибегать к вычислительным машинам, но вместе с тем и не столь просты, чтобы решать их с помощью законов Кирхгофа (расчеты практически весьма громоздки, а вероятность ошибок велика). Итак, возникла необходимость в методах расчета, позволяющих «получить решение без процесса решения», т. е. с минимальными промежуточными выкладками. Поэтому при анализе электрических цепей рационально, отказавшись от классического метода составления уравнений Кирхгофа, перейти к другому методу, при котором непосредственно по конфигурации заданной цепи сразу определяются основные электрические параметры этой цепи». «Указанным требованиям удовлетворяет топологический метод анализа электрических цепей или метод графов. Он, как правило, сокращает затрачиваемое на расчет время по крайней мере в 10 раз. «Важно отметить, что относительная экономия расчетного времени резко возрастает с усложнением анализируемой цепи» [Л. 4].

Таким образом, существует точка зрения, которая утверждает, что при использовании графов расчет цепей (именно расчет цепей, а не символическое изображение или анализ структур) может быть облегчен и упрощен. Более того, рекомендуется решать системы уравнений с помощью графов и даже предлагается сначала записать уравнения Кирхгофа, затем их преобразовать, чтобы начертить граф, и, наконец, преобразовать граф к простейшему виду или применить формулу Мэзона. Поэтому создается впечатление о теории графов, как о мощном аппарате, облегчающем расчет сложных цепей или решение уравнений. Однако нет ни одного убедительного примера, показывающего преимущество расчета с помощью графов. Напротив, все довольно многочисленные примеры, приведенные в литературе, решаются классическими способами (конечно при рациональном их применении) значительно проще и легче, чем с применением графов.

Автор настоящей статьи, рассмотрев большое число самых разнообразных задач, пришел к выводу, что при рациональном составлении и решении уравнений Кирхгофа алгебраическое решение этих задач оказывается более простым, чем с применением графов. Нельзя, конечно, отрицать полезность и наглядность записи причинно-следственной связи между отдельными звенями цепи или соединения блок-схем между собой в виде графической интерпретации, но решать систему уравнений электрической цепи с помощью графов явно нецелесообразно.

Следует еще добавить, что если имеются два или несколько источников питания (независимых), то каждому источнику будет соответствовать свой граф, и поэтому придется применять метод наложения, который значительно увеличит объем вычислений. При классическом методе число источников не усложняет расчет. Для исключения отрицательных членов в определителе формулы Мэзона надо заземлить ту или иную точку графа, что само по себе уже затруднительно, так как эту точку надо еще найти, а при неудачном ее выборе придется вычислить лишние члены.

Для обоснования высказанных соображений ниже рассматриваются несколько примеров, взятых из литературных источников, в которых эти примеры приводились как раз для того, чтобы иллюстрировать преимущества применения метода графов.

Пример 1. [Л. 1]. Дан двойной Т-образный мост с проводимостями  $a, b, c, d, e, f$  (рис. 1, а). Цель питается от источника тока  $I_{bx}$ ;  $g$  — переменная проводимость нагрузки. Найти коэффициент передачи по току  $k_1 = \frac{I_{bx}}{I_{bx}}$  (ток постоянный или переменный).

В [Л. 1] этот пример решен методом графов с помощью формулы Мэзона. При этом для вычисления определителя системы  $\Delta$  и миноров  $\Delta_1$  и  $\Delta_2$ , входящих в формулу

$$k_1 = \frac{c_1 \Delta_1 + c_2 \Delta_2}{\Delta},$$

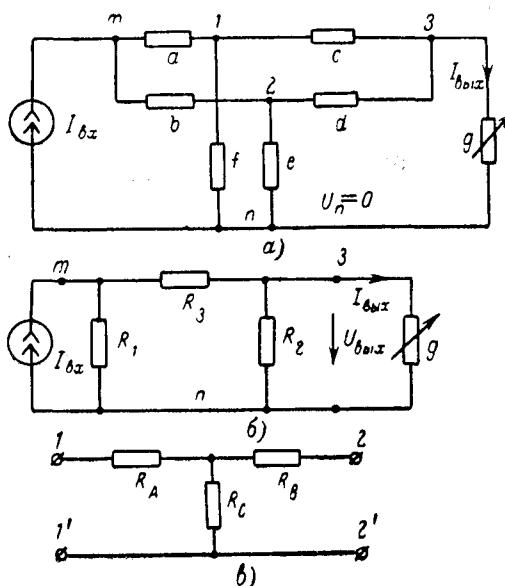


Рис. 1.

<sup>1</sup> В порядке обсуждения.

потребовалось начертить 13 подграфов. В результате ответ получился с ошибкой. Это говорит о том, что вычисления не так просты, как это может показаться на первый взгляд.

Покажем три классических способа решения этой задачи. Все они проще, чем расчет по формуле Мэзона.

*Первый способ.* Применяя метод узловых напряжений, составляем четыре уравнения:

$$U_3(c+d) - U_1c - U_2d = -U_3g = -I_{\text{вых}}, \quad (1.1)$$

$$U_1(a+c+f) - U_3c - U_ma = 0; \quad (1.2)$$

$$U_2(b+d+e) - U_3d - U_mb = 0; \quad (1.3)$$

$$U_m(a+b) - U_1a - U_2b = I_{\text{вх}}. \quad (1.4)$$

Выражая  $U_1$  из второго и  $U_2$  из третьего уравнения и подставляя в первое и четвертое, получим:

$$U_3(c+d+g) - \frac{U_3c+U_ma}{a+c+f}c - \frac{U_3d+U_mb}{b+d+e}d = 0;$$

$$U_m(a+b) - \frac{U_3c+U_ma}{a+c+f}a - \frac{U_3d+U_mb}{b+d+e}b = I_{\text{вх}}.$$

Вводя для краткости обозначения  $a+c+f = g_{acf}$ ;  $b+d+e = g_{bde}$  и группируя члены, получим два простых уравнения:

$$U_3 \left[ c + d + g - \frac{c^2}{g_{acf}} - \frac{d^2}{g_{bde}} \right] - U_m \left[ \frac{ac}{g_{acf}} + \frac{bd}{g_{bde}} \right] = 0;$$

$$- U_3 \left[ \frac{ac}{g_{acf}} + \frac{bd}{g_{bde}} \right] +$$

$$+ U_m \left[ a + b - \frac{a^2}{g_{acf}} - \frac{b^2}{g_{bde}} \right] = I_{\text{вх}}.$$

Из этих уравнений находим:

$$U_3 = \frac{\Delta_3}{\Delta},$$

где

$$\Delta = \left( c + d + g - \frac{c^2}{g_{acf}} - \frac{d^2}{g_{bde}} \right) \times$$

$$\times \left( a + b - \frac{a^2}{g_{acf}} - \frac{b^2}{g_{bde}} \right) - \left( \frac{ac}{g_{acf}} + \frac{bd}{g_{bde}} \right)^2;$$

$$\Delta_3 = \left[ \frac{ac}{g_{acf}} + \frac{bd}{g_{bde}} \right] I_{\text{вх}}.$$

Коэффициент передачи по току равен:

$$k_1 = \frac{I_{\text{вых}}}{I_{\text{вх}}} = \frac{U_3g}{I_{\text{вх}}} = \frac{\Delta_3g}{\Delta I_{\text{вх}}}.$$

*Второй способ.* Преобразуем схему, заменив звезды  $acf$  и  $bde$  треугольниками. Сложим затем стороны треугольников параллельно. В результате получим схему эквивалентного П-образного четырехполюсника (рис. 1,б), у которого:

$$R_1 = \frac{r_1r_4}{r_1+r_4}; \quad R_2 = \frac{r_3r_6}{r_3+r_6}; \quad R_3 = \frac{r_2r_5}{r_2+r_5},$$

где

$$r_1 = \frac{g_{acf}}{af}; \quad r_2 = \frac{g_{acf}}{ac}; \quad r_3 = \frac{g_{acf}}{cf};$$

$$r_4 = \frac{g_{bde}}{be}; \quad r_5 = \frac{g_{bde}}{bd}; \quad r_6 = \frac{g_{bde}}{de}.$$

Используя уравнение четырехполюсника

$$I_{\text{вх}} = C_{\Pi}U_{\text{вых}} + D_{\Pi}I_{\text{вых}}$$

и зная выражения для его коэффициентов

$$C_{\Pi} = \frac{R_1 + R_2 + R_3}{R_1 R_2} \quad \text{и} \quad D_{\Pi} = 1 + \frac{R_3}{R_1},$$

найдем:

$$I_{\text{вх}} = C_{\Pi} \frac{I_{\text{вых}}}{g} + D_{\Pi} I_{\text{вых}},$$

откуда

$$\frac{I_{\text{вых}}}{I_{\text{вх}}} = \frac{g}{D_{\Pi}g + C_{\Pi}}.$$

*Третий способ.* Рассматривая схему как два четырехполюсника, соединенные параллельно, можем написать:

$$I_{\text{вх}} = U_1G_{11} + U_2G_{12}; \quad I_{\text{вых}} = U_1G_{21} + U_2G_{22},$$

где

$$G_{11} = G'_{11} + G''_{11}; \quad G_{12} = G'_{12} + G''_{12}; \quad G_{21} = G'_{21} + G''_{21};$$

$$G_{22} = G'_{22} + G''_{22}.$$

Здесь одним и двумя штрихами обозначены величины, относящиеся соответственно к первому и второму четырехполюсникам.

Параметры  $G$  для Т-образной схемы (см. рис. 1,б) определяются по известным формулам:

$$G_{11} = \frac{R_B + R_C}{\Sigma RR}; \quad G_{12} = \frac{-R_C}{\Sigma RR}; \quad G_{21} = \frac{R_C}{\Sigma RR};$$

$$G_{22} = \frac{-(R_A + R_C)}{\Sigma RR},$$

где

$$\Sigma RR = R_A R_B + R_A R_C + R_B R_C.$$

Исключая из исходных уравнений  $U_1$  и заменяя  $U_2 = \frac{I_{\text{вых}}}{g}$ , получим:

$$I_{\text{вх}}G_{21} - I_{\text{вых}}G_{11} = \frac{I_{\text{вых}}}{g} (G_{12}G_{21} - G_{22}G_{11}),$$

откуда

$$\frac{I_{\text{вых}}}{I_{\text{вх}}} = \frac{G_{21}g}{G_{12}G_{21} + G_{11}G_{22} + G_{11}g}$$

Как видно, все три способа очень легко приводят к цели, и, если необходимо, то решение может быть представлено зависимостью от исходных данных.

**Пример 2** [Л. 1]. Схема показана на рис. 2,а. Даны проводимости ветвей  $a, b, c, d, e, f$ . Требуется найти  $k = \frac{I}{I_{\text{вх}}}$ .

Эта задача решена методом графов с помощью формулы Мэзона. Приведем это решение.

Формула Мэзона для данного случая принимает вид:

$$\frac{I}{I_{\text{вх}}} = \frac{\sum_k P_k \Delta_k}{\Delta} =$$

$$= \frac{P_1 \Delta_1 + P_2 \Delta_2}{a \Delta_a + d \Delta_d + f \Delta_f + af \Delta_{af} + ad \Delta_{ad} + df \Delta_{df} + adf \Delta_{adf}}.$$

Здесь определитель  $\Delta$  разложен по узлу  $m$  (рис. 2,б), а числитель имеет через выходную ветвь два обхода (рис. 2,в). Таким образом, требуется начертить всего 9 подграфов, причем быть предельно внимательным при обходах, коротких замыканиях и разрывах. Разложение  $\Delta$  по двум узлам потребовало бы в данном случае 11 подграфов, т. е. было бы сложнее. Подставляя в формулу найденные из подграфов элементы, получим:

$$\frac{I}{I_{\text{вх}}} = \frac{abe - cde}{(a+d+f)(ce+bc+be)+ \dots + af(b+e)+ad(b+c)+df(c+e)+adf} \rightarrow$$

В [Л. 1] в знаменателе отсутствует слагаемое  $adf$ .

Для решения этого примера классическим методом узловых напряжений составим уравнения для узлов:

$$U_m(a+d+f) - U_xa - U_yd = I_{\text{вх}}; \quad (2.1)$$

$$U_x(a+c) - U_ma = -I; \quad (2.2)$$

$$U_y(b+d) - U_md = I. \quad (2.3)$$

Выражая  $U_x$  из (2.2) и  $U_y$  из (2.3) через  $U_m$  и подставляя в уравнение (2.1), получим:

$$U_m \left[ a + d + f - \frac{a^2}{a+c} - \frac{d^2}{b+d} \right] =$$

$$= I_{\text{вх}} + I \left[ \frac{d}{b+d} - \frac{a}{a+c} \right]. \quad (2.4)$$

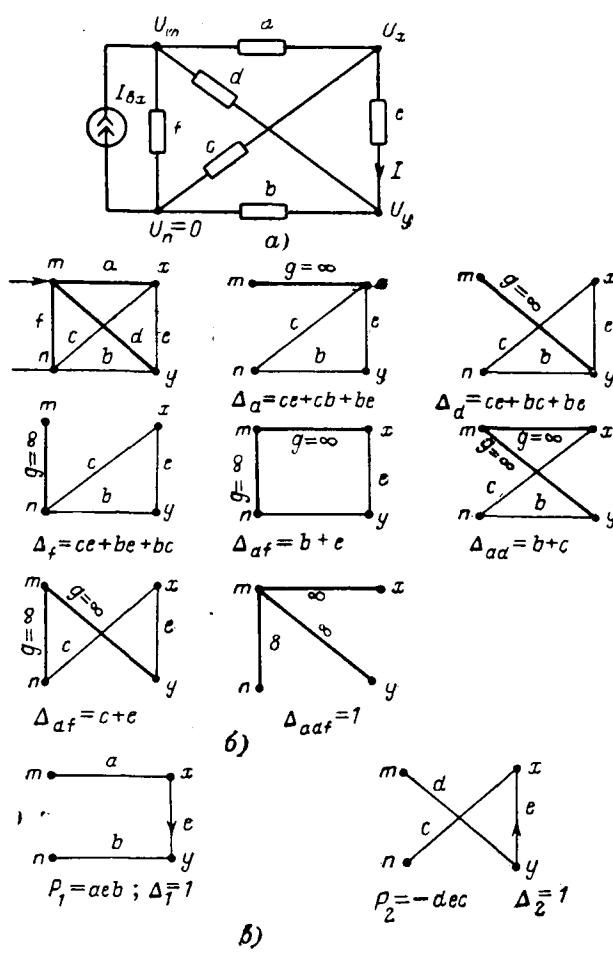


Рис. 2.

Другим уравнением, связывающим ток  $I$  с напряжениями  $U_x$  и  $U_y$  на нагрузке, является

$$I = (U_x - U_y) e = \left[ \frac{U_m a - I}{a + c} - \frac{U_m d + I}{b + d} \right] e$$

или

$$U_m \left[ \frac{ae}{a + c} - \frac{de}{b + d} \right] = I \left[ 1 + \frac{e}{a + c} + \frac{e}{b + d} \right]. \quad (2.5)$$

Исключая из (2.4) и (2.5)  $U_m$ , получим уравнение, связывающее  $I$  и  $I_{bx}$ :

$$I_{bx} \left( \frac{ae}{a + c} - \frac{de}{b + d} \right) + I \left( \frac{d}{b + d} - \frac{a}{a + c} \right) \left( \frac{ae}{a + c} - \frac{de}{b + d} \right) - I \left( 1 + \frac{e}{a + c} + \frac{e}{b + d} \right) \left( a + d + f - \frac{a^2}{a + c} - \frac{d^2}{b + d} \right) = 0.$$

После группировки слагаемых найдем:

$$I \left[ \left( \frac{a}{a + c} - \frac{d}{b + d} \right)^2 e + \left( 1 + \frac{e}{a + c} + \frac{e}{b + d} \right) \left( a + d + f - \frac{a^2}{a + c} - \frac{d^2}{b + d} \right) \right] = I_{bx} \left( \frac{a}{a + c} - \frac{d}{b + d} \right) e.$$

Окончательно получим выражение

$$\frac{I}{I_{bx}} = \frac{(ab - cd)e}{f(a + c)(b + d) + (a + c)(fe + bd) + \dots} \rightarrow \leftarrow \dots + (b + d)(fe + ac) + e(a + d)(b + c),$$

которое совпадает с приведенным выше.

Пример 3 [Л. 5]. В схеме, показанной на рис. 3,а, требуется найти

$$k = \frac{I_1}{E}.$$

Решение проведем методом контурных токов, выбрав их как показано на рисунке. Введем для краткости обозначения:

$$Z_1 + Z_2 + Z_5 = Z_{125}; \quad Z_3 + Z_4 + Z_5 = Z_{345}; \quad Z_2 + Z_3 + Z_6 = Z_{236}.$$

Составим три уравнения:

$$I_1 Z_{125} - I_2 Z_5 - I_3 Z_2 = 0; \quad (3.1)$$

$$I_2 Z_{345} - I_1 Z_5 - I_3 Z_3 = 0; \quad (3.2)$$

$$I_3 Z_{236} - I_1 Z_2 - I_2 Z_3 = -E. \quad (3.3)$$

Решая совместно первое и второе уравнения относительно  $I_2$  и  $I_3$  (считая  $I_1$  известным), найдем:

$$I_2 = \frac{I_1 Z_{125} \quad Z_2}{\begin{vmatrix} I_1 Z_{125} & Z_2 \\ I_2 Z_{345} & -Z_3 \end{vmatrix}} = \frac{Z_3 Z_{125} + Z_2 Z_5}{Z_3 Z_5 + Z_2 Z_{345}} I_1;$$

$$I_3 = \frac{I_2 Z_{345} \quad I_1 Z_5}{\begin{vmatrix} Z_5 & I_1 Z_{125} \\ Z_5 & I_2 Z_{345} \\ Z_{345} & -Z_3 \end{vmatrix}} = \frac{-Z_5^2 + Z_{125} Z_{345}}{Z_3 Z_5 + Z_2 Z_{345}} I_1.$$

Подставив  $I_2$  и  $I_3$  в третье уравнение, получим:

$$-I_1 Z_2 - Z_3 \frac{Z_3 Z_{125} + Z_2 Z_5}{Z_3 Z_5 + Z_2 Z_{345}} I_1 + \\ + Z_{236} \frac{-Z_5^2 + Z_{125} Z_{345}}{Z_3 Z_5 + Z_2 Z_{345}} I_1 = -E.$$

После простых алгебраических действий найдем окончательно:

$$\frac{I_1}{E} = \frac{-(Z_3 Z_5 + Z_2 Z_{345})}{Z_{125} Z_{345} Z_{236} - Z_5^2 Z_{236} - Z_2^2 Z_{345} - Z_3^2 Z_{125} - 2Z_2 Z_3 Z_5}.$$

В [Л. 5] решение этой задачи проведено методом сигнальных графов (двумя способами). При этом, чтобы построить граф, уравнения сначала решаются относительно каждого неизвестного. Это дает:

$$I_1 = t_{12} I_2 + t_{13} I_3; \quad I_2 = t_{21} I_1 + t_{23} I_3;$$

$$I_3 = t_{31} I_1 + t_{32} I_2 + t_{34} E.$$

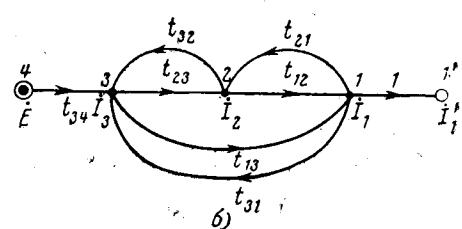
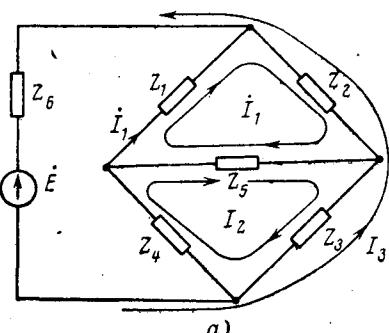


Рис. 3.

После этого строится граф (см. рис. 3,б). Далее с помощью определенных правил граф упрощается и сводится к двум узлам  $1'$  и  $4$ . Получается следующий результат:

$$\frac{I_1}{E} = \frac{t_{34}t_{23}t_{12} + t_{34}t_{13}}{1 - [t_{23}t_{32} + t_{12}t_{13} + t_{13}t_{31} + t_{13}t_{21}t_{32} + t_{23}t_{12}t_{31}]}.$$

В [Л. 5] сказано: «Описанный выше метод является громоздким. Более удобно вычислять коэффициент передачи сигнального графа по формуле Мэзона». Эта формула имеет вид:

$$K = \frac{\sum_k P_k \Delta_k}{\Delta}.$$

Вычисления определителя  $\Delta$  и слагаемых числителя сводятся к обходам графа от источника к стоку по всем возможным направлениям, что является очень непростой операцией, так как можно ошибиться и в направлении и в знаке. В общем же и тот и другой прием явно уступает простому решению уравнений, которое не требует ни преобразования уравнений, ни построения графа и его свертки, а заключается в самых простых алгебраических действиях.

Следует отметить, между прочим, что в [Л. 5] также имеется ошибка в ответе. В знаменателе стоит  $t_{13}t_{12}t_{32}$  вместо правильного  $t_{13}t_{21}t_{32}$ . Это не опечатка, так как такое произведение повторяется в двух местах. Тем самым вновь подтверждаются трудности расчета с помощью графов.

Пример 4 [Л. 1]. В схеме транзистора с общим эмиттером и с обратной связью (рис. 4,а) заданы параметры транзистора и нагрузки. Требуется найти  $k_i = \frac{i_2}{i_1}$ . Схема замещения цепи дана на рис. 4,б.

Примем  $U_\theta = 0$ . Тогда  $U_\theta g_\theta = i_2$ . Составим уравнения для узлов  $A$ ,  $B$ ,  $\theta$ :

$$u_A(g_\theta + g_\alpha + g_\kappa) - u_B g_\theta - u_\theta g_\theta = \alpha i_2 = u_A g_\alpha; \quad (4.1)$$

$$u_B(g_\theta + g_\alpha) - u_A g_\theta - u_\theta g_\theta = i_1; \quad (4.2)$$

$$u_A g_\alpha + i_2 = i_1. \quad (4.3)$$

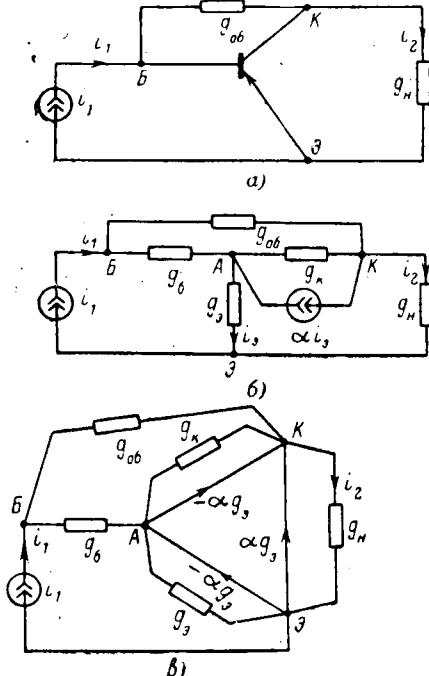


Рис. 4.

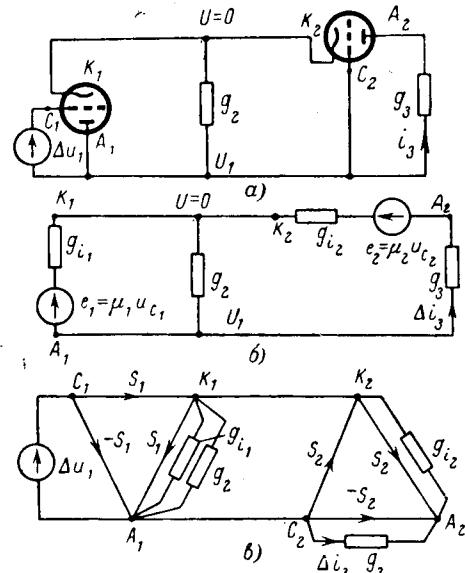


Рис. 5.

Заменяя  $u_k = \frac{i_2}{g_\theta}$  и выражая из (4.3)  $u_A = \frac{i_1 - i_2}{g_\alpha}$ , подставляем их в (4.1) и (4.2):

$$\frac{i_1 - i_2}{g_\alpha} (g_\theta + g_\alpha + g_\kappa - \alpha g_\theta) - \frac{i_2}{g_\theta} g_\kappa = u_B g_\theta;$$

$$i_1 + \frac{i_1 - i_2}{g_\alpha} g_\theta + \frac{i_2 g_\theta}{g_\theta} = u_B (g_\theta + g_\alpha).$$

Умножая первое уравнение на  $g_\theta + g_\alpha$ , а второе на  $g_\theta$  и исключая  $u_B$ , получим:

$$\frac{i_1 - i_2}{g_\alpha} [g_\theta + g_\kappa + (1 + \alpha) g_\alpha] (g_\theta + g_\alpha) - \frac{i_2 g_\theta (g_\theta + g_\alpha)}{g_\theta} = i_1 g_\theta + \frac{i_1 - i_2}{g_\alpha} g_\theta^2 + \frac{i_2 g_\theta g_\alpha}{g_\theta}.$$

После элементарных алгебраических действий найдем отношение

$$\frac{i_2}{i_1} = \frac{g_\theta \{g_\alpha [g_\theta + g_\kappa + (1 + \alpha) g_\alpha] + g_\theta (g_\kappa - \alpha g_\alpha)\}}{g_\theta g_\alpha (1 - \alpha)(g_\theta + g_\alpha) + (g_\theta + g_\alpha) [g_\kappa (g_\theta + g_\alpha) + g_\theta g_\alpha]}.$$

Как видно, решение оказывается очень простым и гарантирует от ошибок. Решение с помощью графов, приведенное в [Л. 1], требует рассчитать граф с униторами (рис. 4,б) по формуле Мэзона, для чего требуется знать много различных правил и быть предельно внимательным при вычислениях.

Пример 5 [Л. 1]. Дан двухкаскадный усилитель с катодной связью (рис. 5,а). Найти отношение приращения тока  $\Delta i_3$  к приращению напряжения  $\Delta u_1$ .

Схема замещения для переменных составляющих токов и напряжений этой цепи показана на рис. 5,б. Обозначим потенциал анода  $A_1$  по отношению к катоду через  $U_1$  ( $U_1 < 0$ ). Тогда напряжения на сетках будут:  $u_{c1} = U_1 + \Delta u_1$ ;  $u_{c2} = U_1$ . Составим одно уравнение по методу узловых напряжений для узла  $U_1$ :

$$U_1 \left( g_2 + g_{i1} + \frac{g_3 g_{i2}}{g_3 + g_{i2}} \right) = -\mu_1 u_{c1} g_{i1} - \mu_2 u_{c2} \left( \frac{g_3 g_{i2}}{g_3 + g_{i2}} \right).$$

Учитывая соотношения  $\mu_1 g_{i1} = S_1$  и  $\mu_2 g_{i2} = S_2$ , получим:

$$U_1 [(g_2 + g_{i1})(g_3 + g_{i2}) + g_3 g_{i2}] = -S_1 (U_1 + \Delta u_1) (g_3 + g_{i2}) - S_2 g_3 U_1,$$

откуда найдем  $U_1$ :

$$U_1 = \frac{-S_1 (g_3 + g_{i2}) \Delta u_1}{(g_2 + g_{i1})(g_3 + g_{i2}) + g_3 g_{i2} + S_1 (g_3 + g_{i2}) + S_2 g_3}.$$

Далее найдем ток  $\Delta i_3$  из уравнения Кирхгофа:

$$\Delta i_3 \left( \frac{1}{g_3} + \frac{1}{g_{i2}} \right) = U_1 + \mu_2 u_{c2} = U_1 + \mu_2 U_1.$$

Подставляя сюда выражение для  $U_1$ , найдем окончательно:

$$\Delta i_3 = \frac{-S_1 g_3 (g_{i2} + S_2) \Delta u_1}{(g_3 + g_{i2}) (g_2 + g_{i1} + S_1) + g_3 (g_{i2} + S_2)}.$$

Более простое решение трудно себе представить. Решение с помощью графов, данное в [Л. 1] оказывается крайне сложным (см. граф на рис. 5,б).

**Пример 6** [Л. 4]. Дан двухкаскадный усилитель с перекрещенной сеточной связью (рис. 6,а). Требуется найти отношение напряжения на нагрузке  $u_{a2}$  к входному  $u_{bx}$ .

Составим схему замещения этой цепи для переменных составляющих (см. рис. 6,б) и настем контурные токи  $i_1$ ,  $i_2$  и  $i_{h2}$ .

Составим уравнения методом контурных токов:

$$i_1 (R_a + R'_i + r_k + R_i + R_h) + i_{h2} R_a + i_2 R_k = \mu' (u_n - u_{k1}) + \mu \left( \frac{u_{bx}}{2} - u_f \right); \quad (6.1)$$

$$i_2 (R_a + R'_i + r_k + R_i + R_h) + i_1 R_k - i_{h2} R_a = \mu' (u_m - u_{k2}) - \mu \left( \frac{u_{bx}}{2} + u_f \right); \quad (6.2)$$

$$i_{h2} (2R_a + R_h) + i_1 R_a - i_2 R_a = 0. \quad (6.3)$$

Выразим напряжения  $u_n - u_{k1}$  и  $u_m - u_{k2}$  через токи  $i_1$  и  $i_2$ :

$$u_n - u_{k1} = i_2 R_i + \mu \left( \frac{u_{bx}}{2} + u_f \right) + \mu \left( \frac{u_{bx}}{2} - u_f \right) - i_1 (R_i + r_k) = i_2 R_i - i_1 (R_i + r_k) + \mu u_{bx};$$

$$u_m - u_{k2} = i_1 R_i - \mu \left( \frac{u_{bx}}{2} - u_f \right) - \mu \left( \frac{u_{bx}}{2} + u_f \right) - i_2 (R_i + r_k) = i_1 R_i - i_2 (R_i + r_k) - \mu u_{bx}.$$

Подставим эти напряжения в уравнения (6.1) и (6.2), обозначив для краткости  $R_1 = R_a + R'_i + r_k + R_i + R_h$ :

$$i_1 R_1 + i_2 R_k + i_{h2} R_a = \mu' [i_2 R_i - i_1 (r_k + R_i) + \mu u_{bx}] + \mu \frac{u_{bx}}{2} - \mu R_k (i_1 + i_2);$$

$$i_2 R_1 + i_1 R_k - i_{h2} R_a = \mu' [i_1 R_i - i_2 (r_k + R_i) - \mu u_{bx}] - \mu \frac{u_{bx}}{2} - \mu R_k (i_1 + i_2).$$

После группировки подобных членов будем иметь:

$$i_1 [R_1 + \mu' (r_k + R_i) + \mu R_k] + i_2 (R_k - \mu' R_i + \mu R_k) + i_{h2} r_a = \left( \mu \mu' + \frac{\mu}{2} \right) u_{bx}.$$

$$i_2 [R_1 + \mu' (r_k + R_i) + \mu R_k] + i_1 (R_k - \mu' R_i + \mu R_k) - i_{h2} r_a = \left( \mu \mu' + \frac{\mu}{2} \right) u_{bx}.$$

Обозначив

$$R_2 = R_1 + \mu' (r_k + R_i) + \mu R_k; R_s = R_k - \mu' R_i + \mu R_k$$

и вычитая второе уравнение из первого, получим:

$$i_1 (R_2 - R_s) + i_2 (R_s - R_2) + 2i_{h2} R_a = \mu (2\mu' + 1) u_{bx}. \quad (6.4)$$

Исключим из (6.3) и (6.4) разность токов  $i_1 - i_2$ :

$$(i_1 - i_2) R_a + i_{h2} (2R_a + R_h) = 0;$$

$$(i_1 - i_2) (R_2 - R_s) + 2R_a i_{h2} = \mu (2\mu' + 1) u_{bx}.$$

Умножая первое из этих уравнений на  $R_2 - R_s$ , а второе на  $R_a$ , получим:

$$i_{h2} [2R_a^2 - (2R_a + R_h) (R_2 - R_s)] = \mu R_a (2\mu' + 1) u_{bx},$$

откуда

$$i_{h2} R_h = u_a - u_b = \frac{\mu (2\mu' + 1) R_a R_h u_{bx}}{2R_a^2 - (2R_a + R_h) (R_2 - R_s)}.$$

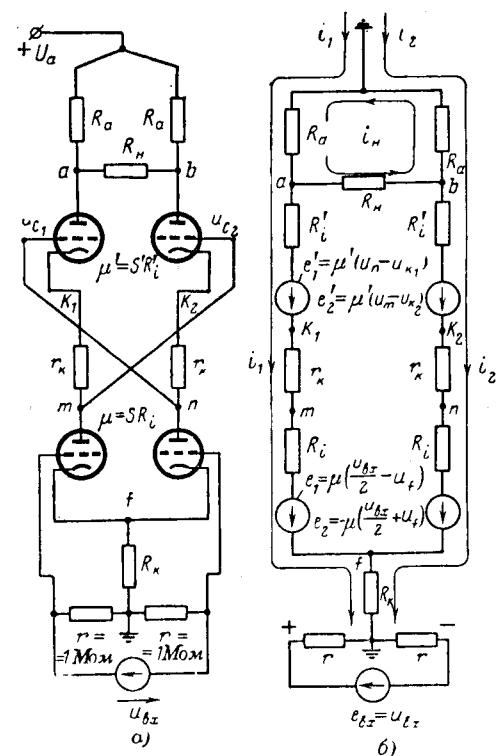


Рис. 6.

После преобразования знаменателя искомое отношение примет вид:

$$\frac{u_b - u_a}{u_{bx}} = \frac{\mu (1 + 2\mu') R_a R_h}{(2R_a + R_h) [R'_i + r_k (1 + \mu') + R_i (1 + 2\mu')] + R_a R_h}.$$

**Пример 7** [Л. 6,7]. Данна схема полного пятиугольника с двумя источниками питания  $I_1$  и  $\dot{E}_2$  (рис. 7). Требуется найти  $\dot{U}_1 = f(I_1, \dot{E}_2)$ .

Приняв  $\dot{U}_5 = 0$ , составим четыре уравнения узловых напряжений:

$$\dot{U}_1 Y_{11} - \dot{U}_2 Y_{12} - \dot{U}_3 Y_{13} - \dot{U}_4 Y_{14} = I_1; \quad (7.1)$$

$$\dot{U}_2 Y_{22} - \dot{U}_1 Y_{12} - \dot{U}_3 Y_{23} - \dot{U}_4 Y_{24} = \dot{E}_2; \quad (7.2)$$

$$\dot{U}_3 Y_{33} - \dot{U}_1 Y_{13} - \dot{U}_2 Y_{23} - \dot{U}_4 Y_{34} = 0; \quad (7.3)$$

$$\dot{U}_4 Y_{44} - \dot{U}_1 Y_{14} - \dot{U}_2 Y_{24} - \dot{U}_3 Y_{34} = 0. \quad (7.4)$$

Здесь:

$$Y_{11} = Y_{12} + Y_{13} + Y_{14} + Y_{15};$$

$$Y_{22} = Y_{12} + Y_{23} + Y_{24} + Y_{25};$$

$$Y_{33} = Y_{13} + Y_{23} + Y_{34} + Y_{35};$$

$$Y_{44} = Y_{14} + Y_{24} + Y_{34} + Y_{45}.$$

В данном случае получены полные уравнения, что вообще встречается редко. Если решать эту систему непосредственно

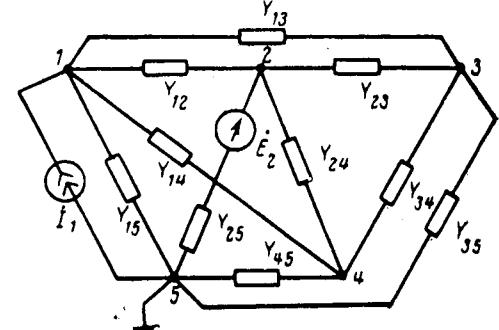


Рис. 7.



# Хроника

## Профессор С. В. СТРАХОВ

(К 60-летию со дня рождения)

Исполнилось 60 лет со дня рождения и 40 лет педагогической, научной, производственной и общественной деятельности заведующего кафедрой автоматики и телемеханики Московского института инженеров транспорта доктора технических наук, профессора Сергея Владимировича Страхова.

Окончив в 1930 г. электротехнический факультет МВТУ, С. В. Страхов начал работать под руководством проф. Н. Ф. Марголина, выполняя расчеты токов короткого замыкания в сложных системах. С этого же времени началась его педагогическая деятельность в Московском энергетическом институте, где он читал лекции по курсам теоретических основ электротехники и токов короткого замыкания.

В 1933—34 гг. в МЭИ была издана литографским способом книга С. В. Страхова «Токи короткого замыкания», явившаяся первым учебником в СССР по этой дисциплине.

В 1935—1939 гг. Сергей Владимирович работал старшим научным сотрудником энергетического института им. Г. М. Кржижановского Академии Наук СССР. Здесь им впервые было проведено интересное исследование по оценке влияния э. д. с. трансформации, наводимых в статоре, на динамическую устойчивость синхронной машины.

С 1943 по 1960 г. С. В. Страхов — доцент кафедры ТОЭ МЭИ и соавтор широко известных в СССР и за рубежом учебников по ТОЭ и теории цепей.



В 1956 г. была издана его брошюра, явившаяся первой работой на русском языке, посвященной расчету переходных процессов методом интеграла Фурье.

В 1958 г. Сергей Владимирович защитил докторскую диссертацию, посвященную исследованию переходных процессов в электрических цепях, содержащих машины переменного тока, а в 1961 г. он был утвержден в учченом зва-

нии профессора. С этого же года С. В. Страхов начал работать в Московском институте инженеров транспорта, где он организовал и возглавил кафедру автоматики и телемеханики.

Профессор С. В. Страхов уделяет большое внимание подготовке молодых научных кадров. За последние годы под его руководством выполнено 10 кандидатских диссертаций.

С. В. Страхов является автором свыше 110 научных работ, статей, учебников, монографий и научных отчетов, из которых более 70 опубликованы.

За многолетние и плодотворные комплексные научные исследования в области переходных процессов в машинах переменного тока и в электрических цепях, содержащих эти машины, Президиум Академии Наук СССР признал в 1967 г. С. В. Страхову совместно с проф. В. Я. Казовским премию им. П. Н. Яблочкива.

Большую научно-педагогическую и инженерную деятельность С. В. Страхов совмещает с активной общественной работой. Он является членом учебно-методической комиссии МВ и ССО СССР по автоматике и телемеханике и членом Совета Московского Дома ученых АН СССР.

Пожелаем юбиляру доброго здоровья и новых творческих успехов во всех областях его многогранной деятельности.

Группа товарищей

## Доктор техн. наук Е. Л. ЭТТИНГЕР

(К 60-летию со дня рождения)

24 декабря 1968 г. исполнилось 60 лет со дня рождения Евгения Львовича Эттингера, крупного ученого в области преобразовательной техники и электропривода.

Его научная деятельность началась во Всесоюзном электротехническом институте им. В. И. Ленина в 1935 г.

Е. Л. Эттингер является одним из пионеров преобразовательной техники в нашей стране. Он исследовал оригинальные типы преобразователей, предложил новые схемы вентильных двигателей и электроприводов, например, разработал совместно с Ф. И. Бутаевым схему вентильного каскада. Впервые в СССР Е. Л. Эттингер начал разрабатывать системы ионного возбуждения крупных синхронных генераторов и компенсаторов.

В 1940 г. он защитил кандидатскую диссертацию.

Под его руководством проводились первые работы по промышленному внедрению преобразовательной техники. В 1948 г. были сданы в эксплуатацию вентильные приводы прокатного стана и шахтного подъемника.

Е. Л. Эттингер в соавторстве



с Ф. И. Бутаевым и Г. С. Пантишевым написал одну из первых монографий по преобразовательной технике «Регулируемый электропривод с управляемыми выпрямителями» и совместно с

Ф. И. Бутаевым — книгу «Вентильный электропривод», которые приобрели широкую популярность у работников промышленных, проектных и исследовательских организаций, работающих в области электрического привода.

Е. Л. Эттингер является автором более 70 печатных трудов и изобретений.

После войны он руководил лабораторией электропривода и автоматики, принимал активное участие в разработке систем ионного возбуждения синхронных машин и вентильных электроприводов для предприятий металлургической и других отраслей промышленности. Эти работы уже в 50-х годах получили общее признание и успешно продолжаются сейчас.

Е. Л. Эттингер воспитал много специалистов по преобразовательной технике и электроприводу.

В 1967 г. ему присуждена ученая степень доктора технических наук. В 1968 г. за разработку систем быстродействующего возбуждения мощных гидрогенераторов и компенсаторов Евгению Львовичу Эттингеру присуждена Государственная премия.

Группа товарищей

## Профessor Ф. Г. ГУСЕЙНОВ

(К 50-летию со дня рождения)

Исполнилось 50 лет со дня рождения и 30 лет инженерной, научной и педагогической деятельности доктора технических наук профессора Фридун Гамза оглы Гусейнова — видного ученого в области электроэнергетики, руководителя лаборатории электрических систем Азербайджанского научно-исследовательского института энергетики им. И. Г. Есымана, заведующего кафедрой электрических машин и аппаратов Азербайджанского института нефти и химии им. М. Азизбекова.

Свою трудовую деятельность Ф. Г. Гусейнов начал в 1936 г. в качестве техника-электрика. В 1938 г. он поступил на энергетический факультет Азербайджанского индустриального института (ныне Азербайджанский институт нефти и химии им. М. Азизбекова), который с отличием окончил в 1942 г.

После окончания института Ф. Г. Гусейнов продолжает работу в энергосистеме, а затем, поступив в аспирантуру, он успешно завершает ее в 1950 г. защитой кандидатской диссертации.

В 1957 г. Ф. Г. Гусейнов переходит на научную работу в Азербайджанский научно-исследовательский институт энергетики им. И. Г. Есымана в качестве



руководителя лаборатории «Электрические системы».

С 1962 г. он возглавляет также кафедру электрических машин и аппаратов Азербайджанского института нефти и химии им. М. Азизбекова.

В 1965 г. Ф. Г. Гусейнов защищает докторскую диссертацию и в том же году утверждается в ученом звании профессора.

Научная деятельность Ф. Г. Гусейнова включает в себя фундаментальные разработки в области электрических систем и электрических машин.

Ему принадлежит свыше 100 опубликованных научных трудов, в том числе 2 монографии.

Много труда вложил Ф. Г. Гусейнов в дело подготовки инженерных и научных кадров. Им подготовлено свыше 20 кандидатов наук в области электрических машин и электрических систем.

Ф. Г. Гусейнов тесно связан с энергосистемой и электротехническими предприятиями, является бессменным членом Ученых и Технических Советов ведущих научно-исследовательских институтов и предприятий республики.

Поздравляя Ф. Г. Гусейнова с днем рождения, желаем ему доброго здоровья, дальнейших творческих успехов и долгих лет плодотворной деятельности.

Группа товарищей



## Новые книги издательства «Энергия»

Карловский Г. А. и Ожороков С. П. *Справочник по асинхронным двигателям и пускорегулирующей аппаратуре*. 1969, 256 стр., 95 коп.

Приведены практические сведения по асинхронным двигателям и аппаратам управления к ним. Содержится рекомендация по выбору аппаратов, а также проводов и кабелей, подводящих питание к двигателям. Основной материал выполнен в форме таблиц, облегчающих труд при выборе электрооборудования.

Справочник рассчитан на электромонтеров, связанных с работой по электроприводу, но может быть полезен и для более высоких квалификаций электриков.

Плужников В. М. *Диэлектрические усилители*. 1969, 320 стр., 98 коп.

В работе изложены физические основы и принцип дей-

ствия диэлектрических усилителей. Рассмотрены основные вопросы теории сегнетоэлектрического, свойства сегнетоэлектриков и типы нелинейных конденсаторов применительно к их использованию в схемах усиления электрических сигналов. Приведены схемы, теория и методы расчета основных типов диэлектрических усилителей. Даны рекомендации по определению их оптимальных параметров. Рассмотрена работа диэлектрических усилителей в качестве модулятора, бесконтактного реле, генератора. Приведены примеры практического применения усилителей.

Книга предназначена для научных работников, аспирантов и инженеров, работающих в области автоматики, приборостроения, измерительной техники, а также для студентов соответствующих специальностей.

### РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, И. С. Ефремов, Л. А. Жекулин, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц (зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. 2/10. Телефон 294-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентский ящик № 648

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО.

Сдано в пр-во 14/II 1969 г.  
Формат бумаги 60×90<sup>1/8</sup>  
Тираж 11 042 экз.

Подписано к печати 27/III 1969 г.  
Усл. печ. л. 12  
Цена 80 коп.

T-04724  
Уч.-изд. л. 13,78  
Зак. 2070

Московская типография № 10 Главполиграфпрома по печати при Совете Министров СССР. Шлюзовая наб., 10.

Вологодская областная универсальная научная библиотека

www.booksite.ru

# СОДЕРЖАНИЕ

<b>И. П. Исаев — Принципы кибернетики и вычислительная техника в электрической тяге . . . . .</b>	1	<b>С. М. Сирота — Возникновение тлеющего разряда в высоковольтных ионных приборах с промежуточными электродами . . . . .</b>	62
<b>И. В. Литкенс — Определение запаса статической устойчивости послеаварийного режима и пути его увеличения . . . . .</b>	9	<b>И. Б. Болотин и В. Д. Ляшенко — Измерение тока короткого замыкания и его первой производной . . . . .</b>	67
<b>П. И. Головкин — Исследование режимов электроснабжения промышленных предприятий . . . . .</b>	18	<b>А. Б. Рябов — К расчету сферических сверхпроводящих подвесов . . . . .</b>	71
<b>Н. А. Мельников — Вопросы регулирования напряжения в электрических сетях . . . . .</b>	25	<b>ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ</b>	
<b>Э. М. Шнейерсон — К анализу детекторных релейных органов с двумя величинами . . . . .</b>	27	<b>Т. В. Колонский — Повышение чувствительности блокировки при качаниях . . . . .</b>	74
<b>М. С. Микляев — Метод определения переходной проводимости машин переменного тока . . . . .</b>	32	<b>Б. Г. Меньшов и В. К. Щадинский — Измерение проводимости и токов замыкания на землю в электрических сетях с изолированной нейтралью . . . . .</b>	77
<b>Е. Г. Беренсон и И. К. Панина — Оптимальный выбор магнитных материалов для магнитоэлектрических генераторов с коммутацией магнитного потока . . . . .</b>	37	<b>С. А. Соколов, В. К. Орлов и Б. К. Горюнов — Защита от ударов молний кабелей связи в пластмассовой оболочке . . . . .</b>	80
<b>Л. Х. Дацковский, В. Д. Кочетков и И. С. Кузнецов — Преобразователь пониженной частоты с раздельным управлением группами вентиляй . . . . .</b>	41	<b>СООБЩЕНИЯ</b>	
<b>А. Г. Мордкович, И. Б. Негневицкий и М. В. Ольшванг — Дифференцирующий магнитный усилитель . . . . .</b>	45	<b>А. Г. Безденежных — Нестационарные процессы в изоляции шахтных электроустановок . . . . .</b>	84
<b>А. И. Якобс — Статистический метод расчета сложных заземлителей в неоднородных электрических структурах . . . . .</b>	49	<b>ЗАМЕТКИ И ПИСЬМА</b>	
<b>Е. С. Майзель — Исследование тепловых свойств газовой изоляции, применяемой в электротехнических устройствах . . . . .</b>	54	<b>О. М. Богатырев — О расчете цепей с помощью графов . . . . .</b>	86
<b>А. В. Иванов и В. П. Ларионов — Исследование объемного заряда положительной импульсной короны . . . . .</b>	58	<b>ХРОНИКА</b>	
		<b>Профессор С. В. Страхов, Доктор техн. наук Е. Л. Эттингер, Профессор Ф. Г. Гусейнов . . . . .</b>	92
		<b>Новые книги издательства «Энергия» . . . . .</b>	93

## CONTENTS

<b>Cybernetics and Computers in Electric Traction — I. P. Isayev . . . . .</b>	1	<b>A Study of Volume Charge with Positive Impulse Corona — A. V. Ivanov, V. P. Larionov . . . . .</b>	58
<b>Determining the Steady-state Stability Margin After Fault Clearance and Ways for Increasing It — I. V. Litkens . . . . .</b>	9	<b>The Appearance of Glow Discharge in H. V. Electronic Equipment with Intermediate Electrodes — S. M. Sirota . . . . .</b>	62
<b>A Study of Operating Conditions of the Power Supply for Industrial Plants — P. I. Golovkin . . . . .</b>	18	<b>Measurement of Fault Current and its First Derivative — I. B. Bolotin, V. D. Liaschenko . . . . .</b>	67
<b>Questions of Voltage Regulation in Networks — N. A. Melnikov . . . . .</b>	25	<b>Calculation of Spherical Superconducting Suspensions — A. B. Riabov . . . . .</b>	71
<b>Analysis of Relay Detector Elements Responding to Two Electrical Quantities — E. M. Shneyerson . . . . .</b>	27	<b>FROM OPERATING EXPERIENCE</b>	
<b>A Method for Determining the Transient Admittance of A. C. Machines — M. S. Miklayev . . . . .</b>	32	<b>Increasing the Sensitivity of Power Swing Relay Blocking Circuits — T. V. Kolonski . . . . .</b>	74
<b>The Best Magnetic Materials for Magneto-electric Generators with Commutation of the Magnetic Flux — E. G. Berenson, I. K. Panina . . . . .</b>	37	<b>Measuring Admittances and Ground Fault Currents in Networks with Isolated Neutrals — B. G. Menshov, V. K. Schadinski . . . . .</b>	77
<b>A Low Frequency Converter with Separate Control of Valve Groups — L. H. Datskovski, V. D. Kochetkov, I. S. Kuznetsov . . . . .</b>	41	<b>Ligntning Stroke Protection of Communication Cables Having Plastic Sheaths — S. A. Sokolov, V. K. Orlov, B. K. Goriunov . . . . .</b>	80
<b>A Differentiating Magnetic Amplifier — A. G. Mordkovitch, I. B. Negnevitski, M. V. Olshwang . . . . .</b>	45	<b>REPORTS</b>	
<b>A Statistical Method for Calculating Complex Grounding Devices in Unhomogenous Electrical Structures — A. I. Jacobs . . . . .</b>	49	<b>Transient Processes in Insulation for Electrical Equipment — A. G. Bezdenedgnich . . . . .</b>	84
<b>A Study of the Thermal Properties of Gaseous Insulation in Electrical Apparatus — E. S. Maisel . . . . .</b>	54	<b>NOTES AND LETTERS</b>	
		<b>CHRONICLE</b>	86
			92



Принципы кибернетики и вычислительная техника  
в электрической тягеИсаев И. П.  
«Электричество», 1969, № 4.

Освещается современное состояние и перспективы развития методов кибернетики и вычислительной техники в электрической тяге.

В первой части статьи исследуются вопросы автоматического управления движением поездов и автоматизации работы устройств энергоснабжения, затем рассматриваются теоретические принципы построения схем управления и проблемы надежности электрических локомотивов и, наконец, — научные принципы построения технологических процессов изготовления электрического оборудования и оценка влияния эксплуатационных условий на работоспособность локомотивов. Илл. 7.

Определение запаса статической устойчивости  
послеаварийного режима и пути его увеличенияЛиткенс И. В.  
«Электричество», 1969, № 4.

Предлагаются приближенные математические методы определения запаса устойчивости послеаварийного режима при условии допустимости длительного асинхронного хода части генераторов, а также методы отыскания резервов в системах автоматического регулирования возбуждения и скорости синхронных машин с точки зрения возможности уменьшения запасов устойчивости без снижения уровня надежности.

Приближенное периодическое решение нелинейных дифференциальных уравнений, описывающих автоматически регулируемую синхронную машину, позволяет построить область устойчивости больших вынужденных колебаний, с помощью которой можно оценить запас статической устойчивости послеаварийного режима при заданной амплитуде внешней периодической силы. Илл. 5. Библ. 13.

Исследование режимов электроснабжения промышленных  
предприятийГоловкин П. И.  
«Электричество», 1969, № 4.

Рассматриваются условия электроснабжения промышленных предприятий при различных режимах работы энергосистемы.

Приведены результаты исследования возникающих ущербов народного хозяйства от нарушения электроснабжения по отдельным предприятиям ряда отраслей промышленности. Показано, что ущерб, связанный с внезапностью перерыва электроснабжения, значительно превышает ущерб от недовыработки продукции из-за простоя. Показано также, что для снижения народнохозяйственного ущерба от нарушения электроснабжения необходимо сохранять электропитание ответственных нагрузок. Как следует из данных исследования, ущерб существенно различен по отдельным предприятиям и отдельным отраслям промышленности.

Данные об ущербе могут быть использованы при разработке мероприятий по разгрузке энергосистемы в случае временного недостатка мощности или энергии и при проектировании схем электроснабжения промышленных предприятий.

На основе проведенных исследований разработана методика определения народнохозяйственного ущерба от нарушения электроснабжения предприятий из-за недостатка мощности и недостатка энергоресурсов. Табл. 1. Илл. 4. Библ. 7.

К анализу детекторных релейных органов с двумя  
величинамиШеерсон Э. М.  
«Электричество», 1969, № 4.

При анализе релейных органов на основе схемы сравнения абсолютных значений на циркуляции токов (ССЦТ) и равновесие напряжений (ССРН) необходимо учитывать, кроме параметров нуль-индикаторов, такие факторы, как реальные характеристики полупроводниковых вентиляй и различные состояния вентиляй в течение периода изменения сравниваемых величин.

Чтобы построить характеристику  $Z_{ср}=f(I)$  и определить ток точной работы и момент в нуль-индикаторе, необходимо найти зависимости, связывающие действующие значения сравниваемых величин и среднее значение тока в нуль-индикаторе. Такие зависимости, полученные с учетом указанных выше факторов, являются трансцендентными и могут быть решены либо графическим, либо приближенным аналитическим методом. Зависимости для ССЦТ и ССРН при несопадении по фазе входных величин позволяют проанализировать поведение релейного органа при расположении точки  $Z$  в любом месте внутри характеристики срабатывания в комплексной плоскости сопротивлений. Полученные результаты можно использовать при сравнении различных релейных органов с целью выбора наилучшего варианта. Табл. 1. Илл. 5. Библ. 3.

## Вопросы регулирования напряжения в электрических сетях

Мельников Н. А.  
«Электричество», 1969, № 4.

Статья написана по материалам Всесоюзного совещания, прошедшего в Риге с 26 по 29 ноября 1968 г. В ней дается краткий обзор успехов, достигнутых со времени конференции 1961 г. в Москве по вопросам регулирования напряжения в электрических сетях, и делается основной упор на недостатки, которые тормозят выполнение намеченных решений.

Метод определения переходной проводимости машин  
переменного токаМикляев М. С.  
«Электричество», 1969, № 4.

При определении параметров и частотных характеристик машин переменного тока и систем автoreгулирования широко используют переходные функции, получаемые путем осциллографирования соответствующих участков электрической цепи. В ряде случаев нет необходимости прибегать к определению проводимости цепи путем осциллографирования; достаточно использовать для этой цели стационарные параметры в виде комплексов тока.

Рассмотренная задача определения переходной проводимости  $I(t)$  в виде суммы экспоненциальных функций сводится к определению амплитудных значений и коэффициентов затухания составляющих экспонент из системы нелинейных уравнений. Путем использования особых свойств экспоненциальной функции и специально предложенного итерационного метода дано решение задачи.

Статья иллюстрируется примером определения частотных характеристик асинхронных электродвигателей. Табл. 1. Илл. 3. Библ. 2.

Оптимальный выбор магнитных материалов  
для магнитоэлектрических генераторов с коммутацией  
магнитного потокаБерензон Е. Г., Панина И. К.  
«Электричество», 1969, № 4.

Статья посвящена нахождению такого сочетания свойств магнитомягких и магнитотвердых материалов у генераторов с коммутацией магнитного потока, при котором можно получить максимальную удельную мощность генератора.

Найденный критерий позволяет в рамках неизменной конструкции повысить мощность генератора за счет подбора оптимальных характеристик магнитных материалов, а также сформулировать требования к новым разработкам. Табл. 1. Илл. 5. Библ. 2.

Преобразователь пониженной частоты с раздельным  
управлением группами вентиляйДацковский Л. Х., Кочетков В. Д.,  
Кузнецов И. С.  
«Электричество», 1969, № 4.

На основании анализа работы преобразователя с раздельным управлением группами вентиляй сформулированы требования к построению системы импульсно-фазового управления вентилями. Описана логическая схема запирания неработающей группы вентиляй и приведены осциллограммы, снятые на макете преобразователя. Илл. 6. Библ. 3.

## Дифференцирующий магнитный усилитель

Мордкович А. Г., Негневичкий И. Б.,  
Ольшванг М. Б.  
«Электричество», 1969, № 4.

Рассматриваются схема, передаточная функция и основные источники погрешности дифференцирующего магнитного усилителя.

Вследствие инерционности базового магнитного усилителя, работающего в релейном режиме, дифференцирующий МУ представляет собой колебательное звено со сравнительно малым затуханием. Дополнительное затухание рекомендуется вводить путем шунтирования входной обмотки базового усилителя резистором.

Выведены формулы для расчета собственной частоты и степени затухания, амплитудной и фазовой погрешности при дифференцировании синусоидального сигнала.

Приведены результаты экспериментального исследования дифференцирующего МУ, разработанного для устройства противоаварийной автоматики Болховской ГЭС. При амплитудной погрешности менее 20% и фазовой менее 15° оптимальная величина степени затухания составляет 0,4, а верхний предел дифференцируемых частот 5 гц.

Свободная составляющая переходного процесса имеет колебательный характер, степень затухания которого легко регулируется. Илл. 4. Библ. 5.

Статистический метод расчета сложных заземлителей  
в неоднородных электрических структурах

Якобс А. И.  
«Электричество», 1969, № 4.

Излагается статистический метод расчета сложных заземлителей в неоднородных электрических структурах, заключающийся в нахождении и последующем использовании имеющейся тесной вероятностной связи (корреляции) между электрическими и некоторыми «обобщенными» конструктивными (геометрическим) параметрами приближенно подобных сложных заземлителей.

Погрешность при применении статистического метода по сравнению с результатами расчета по алгоритму метода наведенного потенциала составляет в среднем 10–15%. Максимальная погрешность не превосходит 30%. Табл. 3. Илл. 6. Библ. 8.

УДК 621.314/316.048.83

Исследование тепловых свойств газовой изоляции,  
применяемой в электротехнических устройствах

Майзель Е. С.  
«Электричество», 1969, № 4.

Приводятся результаты исследований теплопередающих свойств азота и элегаза, используемых в качестве основной изоляции высоковольтных аппаратов типа герметизированных распределительных устройств или малоемкостных кабельных перемычек. Исследование подвергались слои газа между поверхностями коаксиальных цилиндров при давлении газа до 30 кГ/см<sup>2</sup>. Показано, что применение элегаза при давлении свыше 3 кГ/см<sup>2</sup> дает возможность повысить токовую нагрузку на 40% по сравнению с нагрузкой при атмосферном давлении. Илл. 7. Библ. 7.

УДК 537.523.3.015.33:621.317.318.001.5

Исследование объемного заряда положительной  
импульсной короны

Иванов А. В., Ларинов В. П.  
«Электричество», 1969, № 4

Предложен метод исследования избыточного объемного заряда положительной импульсной короны путем осаждения его на некоронирующий электрод. С его помощью получены новые данные о распределении и движении объемного заряда начальных стадий разряда в промежутках стержень — плоскость длиной 5–10 см. Рассматриваются вопросы образования ветвей импульсной короны. На основе экспериментальных данных делается вывод о том, что решающая роль в их развитии принадлежит электрическому полю, создаваемому всем объемным зарядом. Илл. 5. Библ. 10.

УДК 621.327:621.3.015.532

Возникновение тлеющего разряда в высоковольтных  
ионных приборах с промежуточными электродами

С. М. Сирота  
«Электричество», 1969, № 4

Рассмотрены причины возникновения срыва деления обратного напряжения по секциям анодного узла высоковольтного газоразрядного прибора. Установлено, что это явление связано с конфигурацией и геометрическими размерами промежуточных электродов, определяющими возникновение тлеющего разряда в приборе. Указаны некоторые дополнительные факторы, влияющие на возникновение разряда. Табл. 2. Илл. 7. Библ. 7.

К расчету сферических сверхпроводящих подвесов

Рябов А. Б.  
«Электричество», 1969, № 4

В статье анализируется формула для определения силы, действующей на сверхпроводящий шар — ротор криогенного гироскопа и приведены выражения для вычисления магнитного потенциала стационарного магнитного поля катушек гироскопа. Табл. 2. Илл. 3. Библ. 3.

УДК 621.316.925.2

Повышение чувствительности блокировки при качаниях

Колонский Т. В.  
«Электричество», 1969, № 4.

В целях увеличения чувствительности предлагается выполнять устройство блокировки при качаниях с торможением от тока прямой последовательности.

Приводятся выражения для определения выигрыша по чувствительности в конкретных условиях и соответствующие характеристики устройства блокировки при выполнении торможения от тока прямой последовательности. Илл. 2. Библ. 6.

УДК 621.317.312.33 : 621.3.052.332

Измерение проводимости и токов замыкания на землю  
в электрических сетях с изолированной нейтралью

Меньшов Б. Г., Шадинский В. К.  
«Электричество», 1969, № 4.

Предлагается универсальный способ измерения проводимости и тока замыкания на землю в сети как имеющей, так и не имеющей естественного смещения нейтрали.

Рассматриваемый способ измерения позволяет с приемлемой для практических целей точностью определить проводимость и ток замыкания на землю при относительной простоте измерений.

Дается теоретическая основа предложенного метода, а также анализ возможных погрешностей измерения. Илл. 3.

УДК 621.3.015.38

Защита от ударов молнии кабелей связи в пластмассовой  
оболочке

Соколов С. А., Орлов В. К., Горюнов Б. К.  
«Электричество», 1969, № 4.

Приводятся результаты приведенных с помощью высоковольтного генератора импульсных токов экспериментальных исследований некоторых способов защиты от ударов молнии кабелей связи в пластмассовой оболочке поверх металлического экрана: заземления экрана кабеля вдоль трассы линии и прокладки параллельно кабелю подземного металлического провода (троса). На основе полученных результатов даются рекомендации по защите. Табл. 4. Илл. 6. Библ. 2.

УДК 621.315.6

Нестационарные процессы в изоляции шахтных электроустановок

Беденежных А. Г.  
«Электричество», 1969, № 4.

Подтвержден вывод о необходимости учитывать влияние нестационарных процессов на безопасность электроустановок и работу средств защиты от утечек, а также при изготовлении электрооборудования. Приводятся экспериментальные данные. Табл. 3. Илл. 2. Библ. 4.

# ПРОДОЛЖАЕТСЯ ПОДПИСКА

## на ЖУРНАЛЫ издательства «ЭНЕРГИЯ» на 1969 г.

### «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО»

Научно-технический журнал  
Орган Академии наук СССР,  
Государственного комитета  
Совета Министров СССР  
по науке и технике  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 89-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 9 р. 60 к.,

на 6 мес. — 4 р. 80 к.

Цена одного номера 80 коп.

### «ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА»

Научно-технический журнал  
Орган Академии наук СССР,  
Государственного комитета  
Совета Министров СССР  
по науке и технике  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 16-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 9 р. 60 к.,

на 6 мес. — 4 р. 80 к.

Цена одного номера 80 коп.

### «СВЕТОТЕХНИКА»

Научно-технический  
и производственный журнал  
Орган Министерства  
электротехнической промышленности  
СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 15-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 3 р. 60 к.,

на 6 мес. — 1 р. 80 к.

Цена одного номера 30 коп.

### «ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ»

Производственно-технический журнал  
Орган Министерства энергетики  
и электрификации СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 40-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 9 р. 60 к.,

на 6 мес. — 4 р. 80 к.

Цена одного номера 80 коп.

### «ЭНЕРГЕТИК»

Производственно-массовый журнал  
Министерства энергетики  
и электрификации СССР  
и Центрального комитета профсоюза  
рабочих электростанций и  
электротехнической промышленности

Год издания 17-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 2 р. 40 к.,

на 6 мес. — 1 р. 20 к.

Цена одного номера 20 коп.

### «ЭЛЕКТРОТЕХНИКА»

Научно-технический журнал  
Министерства электротехнической  
промышленности СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 40-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 8 р. 40 к.,

на 6 мес. — 4 р. 20 к.

Цена одного номера 70 коп.

### «ЭНЕРГОХОЗЯЙСТВО ЗА РУБЕЖОМ»

(Приложение к журналу  
«Электрические станции»)

Производственно-технический журнал  
Орган Министерства энергетики  
и электрификации СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 14-й 6 номеров в год

Подписная цена:

на год — 2 р. 40 к.,

на 6 мес. — 1 р. 20 к.

Цена одного номера 40 коп.

### «ПРОМЫШЛЕННАЯ ЭНЕРГЕТИКА»

Производственно-технический журнал  
Орган Министерства энергетики  
и электрификации СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 24-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 4 р. 80 к.,

на 6 мес. — 2 р. 40 к.

Цена одного номера 40 коп.

### «ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО»

Научно-технический  
и производственный журнал  
Министерства энергетики  
и электрификации СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 39-й 12 номеров в год

Подписная цена:

на год — 7 р. 20 к.,

на 6 мес. — 3 р. 60 к.

Цена одного номера 60 коп.

Произвести подписку на журналы можно у общественных распространителей печати в пунктах подписки «Союзпечать» по месту работы и учебы, в агентствах Союзпечати, а также в любом почтамте и отделении связи.