



ISSN 0013-5380

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1981

·ЭНЕРГОИЗДАТ·

10

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

10
1981
ОКТАБРЬ

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ И НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

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

МОСКВА

ЭНЕРГОИЗДАТ

К 60-летию 8-го Всероссийского электротехнического съезда

Первый съезд советских электротехников

ГРУДИНСКИЙ П. Г., член Президиума ЦС старейших энергетиков

Всероссийские электротехнические съезды (ВЭС) до Октябрьской революции являлись высшими инстанциями для решения вопросов, связанных с использованием электрической энергии. Хотя эти съезды созывались общественной организацией — Русским техническим обществом, их рекомендации принимались правительственными и частными предприятиями как обязательные.

В. И. Ленин считал необходимым использовать авторитет электротехнических съездов для того, чтобы подтвердить правильность положений плана ГОЭЛРО и «внести поправки и дополнения к «Плану электрификации» для его окончательного утверждения»¹.

8 февраля он подписал декрет Совета Народных Комиссаров о созыве 8-го Всероссийского электротехнического съезда для решения ответственной задачи: «всестороннего обсуждения технико-экономических вопросов, связанных с осуществлением плана электрификации России, а также для привлечения широких масс к активному участию в деле электрификации народного хозяйства»².

8-й Всероссийский электротехнический съезд — первый съезд советских электротехников, работал 1—10 октября 1921 г.

Несмотря на то, что ленинские идеи об электрификации получили горячий отклик среди широ-

ких масс, у плана ГОЭЛРО нашлись немногочисленные, но активные и злобные враги. Были и маловеры, сомневающиеся в возможности в условиях того времени использовать наиболее передовую технику. Авторы статей и брошюр с критикой плана ГОЭЛРО, ссылаясь на то, что VIII съезд Советов не утвердил, а только одобрил план, требовали его пересмотра. Троцкий и Рыков (председатель ВСНХ) возражали против самой идеи электрификации.

В. И. Ленин в статье «Об едином хозяйственном плане» дал сокрушительный отпор противникам электрификации и плана ГОЭЛРО. Он убедительно показал, что «единственно серьезная работа по вопросу об едином плане есть «План электрификации России...»³. Широкий форум ученых, инженеров и рабочих, каким намечался 8-й ВЭС, должен был подтвердить справедливость замыслов вождя и довести их до широких народных масс.

Организационный комитет под председательством Г. М. Кржижановского провел большую подготовительную работу по созыву съезда. О серьезности этой подготовки можно судить по числу и характеру докладов, включенных в повестку дня съезда. На пленум выносилось 20 докладов, научно-техническая секция с подсекциями должна была заслушать 124 доклада, технико-экономиче-

¹ Ленин В. И. Полн. собр. соч., т. 53, с. 233.

² В. И. Ленин об электрификации, с. 403—404.

³ Ленин В. И. Полн. собр. соч., т. 42, с. 339.

ская — 29, пропаганды электротехнических знаний — 19, организационная с подсекциями (производственной и по правилам и нормам) — 26. Общее число докладов составило свыше 200. Доклады были написаны виднейшими учеными и инженерами.

Состав делегатов был определен декретом СНК. Он включал «представителей центральных и местных правительственных учреждений, органов народного хозяйства, промышленных предприятий, специальных школ, научно-технических и иных учреждений и общественных организаций...», а также из особо приглашенных ученых и специалистов⁴. Всего в работе съезда приняло участие 893 делегата и 475 гостей. Третью часть участников съезда составили представители ГУБЭЛЕКТРО и члены профсоюза (рабочие).

Огромная аудитория Политехнического музея в Москве с трудом вместила делегатов съезда. Участники 8-го ВЭС разительно отличались от делегатов прежних съездов: вместо ведомственных мундиров с желтыми, синими и голубыми кантами — пиджаки и косоворотки, вместо торжественных речей и банкетов — деловая обстановка и горячие прения до поздней ночи.

В президиум съезда были избраны ведущие деятели электротехники и энергетики, ученые и практики. Председателем съезда был Г. М. Кржижановский. Под гром аплодисментов почетным председателем был избран В. И. Ленин.

Первым докладчиком выступил Г. М. Кржижановский. Так как большинство участников съезда было знакомо с планом ГОЭЛРО, его доклад был относительно кратким. Он содержал дополнительные доказательства и аргументы в обосновании плана ГОЭЛРО, был проникнут страстной убежденностью в творческой силе ленинских идей электрификации и в практической возможности их осуществления.

Обсуждение плана ГОЭЛРО явилось основным содержанием пленарных заседаний и работы технико-экономической секции. В докладах И. Г. Александрова, Л. К. Рамзина, К. А. Круга, В. З. Есина и многих других были освещены практически все разделы плана ГОЭЛРО. После докладов развернулись прения, в которых участвовали и докладчики. Прения показали, что большинство участников съезда горячо поддерживает основные положения плана. Выступления, в которых указывалось на значимость решаемых задач, на ответственность, лежащую перед делегатами съезда, на возможность выполнения плана, вызвали бурные аплодисменты. В ряде выступлений были высказаны критические замечания и дополнительные предложения.

Замечания, в частности, вызвал принцип концентрации мощностей на районных электростанциях — один из ведущих принципов плана ГОЭЛРО.

Один из оппонентов доказывал, что необходимо постепенно переходить от малых к средним, а затем уже к мощным электростанциям с тем, чтобы своевременно обеспечить нагрузку; другой,

считал, что при мощных электростанциях останутся без электроснабжения места, важные для развития народного хозяйства, так как охват территории будет меньше, чем при электростанциях малой и средней мощности. Высказывалось сомнение в обоснованности проекта финансирования намечаемого строительства и правильности смет на его стоимость.

Обсуждение привело к решению, что электростанции малой и средней мощности целесообразно, как правило, сооружать в том случае, если они используют отходы производства, доменные и коксовые газы, если имеется возможность комбинированного использования их для производства электроэнергии и сушки и особенно комбинированного получения энергии и тепла для отопления и производственных процессов. Л. К. Рамзин выразил удовлетворение, что в последнем вопросе «электротехники выражают солидарность с теплотехниками» и что «идея, которая появилась в кругу теплотехников, получила права гражданства»⁵. В решении было признано, что крупные электростанции являются «фундаментом электрификации»⁶. Практика подтвердила правильность такого решения: мощные районные электростанции не испытывали недостатка в нагрузке, а теплоцентрали оказались экономически выгодными и во многом способствовали осуществлению плана ГОЭЛРО.

Были высказаны сомнения в обоснованности и возможности выполнения плана ГОЭЛРО в 10-летний срок. Резюмируя прения по этому вопросу, Г. М. Кржижановский сказал, что за 10 лет мы осуществим не только те задачи, которые намечены трудами ГОЭЛРО, но и работы значительно более обширного характера⁷. Он оказался прав: через 10 лет ему пришлось выслушивать упреки обратного характера — в недостаточности темпов развития электроэнергетики, предусмотренных в плане ГОЭЛРО⁸.

Очень обстоятельную проверку выдержали на съезде проекты развития электрификации семи экономических районов. Возникали сомнения: не окажутся ли обедненными многие из жизненных пунктов РСФСР, например, Новгород-Тверской район, Брянско-Мальцевский, Западный и др. Были внесены предложения по развитию электрификации Западной Сибири и Средней Азии и по более полному использованию их природных ресурсов. С очень детальными предложениями выступила Украинская комиссия по электрификации. В частности, она настаивала, чтобы средние и малые электростанции были использованы в значительно большей мере, чем это предусмотрено в плане электрификации, и чтобы вопрос об их сооружении решался на местах.

В решениях 8-го ВЭС большая часть замечаний была учтена, в планы электрификации практически всех районов было рекомендовано внести до-

⁵ Труды 8-го Всероссийского электротехнического съезда, 1922, т. 1, с. 92.

⁶ Там же, с. 167.

⁷ Там же, с. 161.

⁸ X лет ГОЭЛРО. Сборник статей. — Госиздат, 1930.

⁴ В. И. Ленин об электрификации, с. 403—404.

полнения. Что же касается права районов самостоятельно решать вопрос о строительстве электростанций, то при подведении итогов обсуждению Г. М. Кржижановский отдал должное «самостоятельности работы районов», но подчеркнул, что «здесь необходима общая объединяющая и руководящая мысль, тщательно взвешенный общегосударственный план народного хозяйства»⁹.

Обсуждению подверглись отдельные, наиболее важные и конкретные, решения плана ГОЭЛРО. Так, при обсуждении доклада И. Г. Александрова об использовании водной энергии было принято конкретное решение: из двух вариантов сооружения Днепровской ГЭС (одноплотинного и двухплотинного) был рекомендован одноплотинный вариант.

Были рассмотрены некоторые вопросы выполнения основной электрической сети. Так, по предложению Украинской комиссии сверхмагистраль Москва — Мариуполь рекомендовалось вести не через Купянск, а через Харьков (строительство такой магистрали 750 кВ, начатое в последние пятилетки, идет западнее Харькова в направлении Одессы). Следует заметить, что ко времени созыва 8-го ВЭС термин «кольцевание» стал заменяться термином «объединение электростанций». Например, в письме к Г. М. Кржижановскому в июне 1921 г. В. И. Ленин уже применяет этот термин¹⁰.

Дополнительные рекомендации были приняты по таким разделам плана ГОЭЛРО, как электрификация железных дорог, водного транспорта и сельского хозяйства. Были рассмотрены также вопросы, ставшие актуальными только в наши дни, например, об использовании энергии ветра (доклад В. А. Толвинского).

Подводя итоги обсуждения проекта электрификации РСФСР, Г. М. Кржижановский сказал: «...мы со всей полнотой познакомили вас с нашими основными позициями и являемся теперь подкрепленными коллективной работой наиболее авторитетного органа страны»¹¹. Съезд признал, что план ГОЭЛРО является правильной схемой, по которой должно строиться государственное плановое хозяйство, и что предложенную этим планом сеть районных электростанций следует рассматривать как основную. В обращении к Госплану съезд просил учесть его рекомендации при осуществлении электрификации России.

Выше была кратко охарактеризована работа съезда при выполнении его основной задачи — рассмотрении плана ГОЭЛРО. Однако этим не исчерпывалась работа съезда. Делегаты придавали большое значение докладам научно-технического характера, число которых было наибольшим. Стремление участников съезда познакомиться с последними достижениями науки и практики становится особенно понятным, если учесть, что в условиях разрухи специалисты были уже несколько лет лишены технической литературы, прекратился

выпуск книг, перестал выходить журнал «Электричество» (его выпуск возобновился в 1922 г.). В кратком обзоре невозможно осветить содержание всех докладов и даже перечислить их; приводимый ниже перечень может дать лишь общее представление о научных интересах того времени.

Пленум съезда заслушал следующие доклады: «Строение материи» (А. Ф. Иоффе); «О природе электрического тока» (В. Ф. Миткевич); «Новые проекты электрификации в Северной Америке» (А. А. Горев); «Развитие радиотелеграфии и радиотелефонии» (М. В. Шулейкин); «Задачи стандартизации в области электротехники и международные нормы» (М. А. Шателен); «Ожидания в науке и технике» (В. К. Лебединский).

В научно-технической секции были заслушаны доклады по следующим вопросам: система электротехнических измерительных единиц; опасность электрического тока; новости осветительной техники; приложение электрической энергии в военном деле; электронагревательная техника и электрические печи для плавки стали; ряд докладов по электрификации железных дорог и водного транспорта; новые типы дизель-электровозов; свыше 25% докладов освещали вопросы радиотехники и использования токов высокой частоты.

Важное значение для выполнения задач съезда имела работа секции пропаганды электротехнических знаний. На секции была рассмотрена широкая программа пропаганды электрификации и популяризации электротехнических знаний. Много внимания было уделено вопросам подготовки кадров, в том числе профессиональному образованию рабочих электротехнической промышленности, вечерним курсам для рабочих, заводскому ученичеству и школам монтеров; был принят общий план электротехнического профессионального образования. Важное значение придавалось кооперации высших школ с электротехническими заводами и электростроительством, подготовке в высшей школе специалистов с экономическим уклоном.

Работа организационной секции протекала в основном в свете двух положений: «проведение в жизнь планов электрификации должно опираться главным образом на российскую электротехническую промышленность» и «российские электротехнические заводы безусловно в состоянии принять на себя значительную часть нагрузки по исполнению элементов оборудования и устройств согласно плана ГОЭЛРО»¹². На секции и ее производственной подсекции были рассмотрены мероприятия по взаимосвязи между электростроительством и электротехнической промышленностью, вопросы финансирования, обеспечения материальными средствами, управления промышленностью, электростроительством и эксплуатацией электростанциями (было признано, что электростанции должны быть самостоятельными единицами), тарификации электрической энергии, организации производства диэлектрических лаков, аппаратов сильного тока, электрических ламп, проводов и кабелей.

⁹ Труды 8-го Всероссийского электротехнического съезда, 1922, т. 1, с. 159.

¹⁰ Ленин В. И. Полн. собр. соч., т. 52, с. 248.

¹¹ Труды 8-го Всероссийского электротехнического съезда, 1922, т. 1, с. 161.

¹² Труды 8-го Всероссийского электротехнического съезда, 1922, т. 1, с. 170.

В другой подсекции организационной секции были обсуждены вопросы, связанные с разработкой электротехнических правил и норм на электротехническое оборудование, а также вопросы стандартизации электрооборудования и возобновления связи с международной электротехнической комиссией (МЭК). Были рассмотрены нормы на изоляционное масло для трансформаторов и выключателей, на трансформаторы и магнитную листовую сталь, утверждены дополнения к ранее разработанным нормам и правилам.

Трудно переоценить работу ВЭС в отношении разработки правил и норм в области электротехники. Они стали руководящим документом на большой период времени (практически на 20 лет) как для электростанций и сетей, так и для электропромышленности. В первые годы после 8-го ВЭС электротехнические правила и нормы выпускались отдельными брошюрами, в 1925 г. был издан сборник «Электротехнические правила и нормы, утвержденные Всероссийскими электротехническими съездами». Сборник переиздавался пять раз, но в основе всех последующих изданий, это следует особо отметить, лежали правила и нормы, разработанные 8-м электротехническим съездом; принципиальных изменений внесено не было.

По ряду причин В. И. Ленин, прямой инициатор созыва 8-го ВЭС, не смог на нем присутствовать. Он обратился к съезду с приветствием, в котором подчеркнул значение плана электрификации России, обратил внимание на тяжелые условия и трудности этого дела для страны и в заключение отметил: «При помощи вашего съезда, при помо-

щи всех электротехников России и ряда лучших, передовых ученых всего мира, при героических усилиях авангарда рабочих и трудящихся крестьян мы эту задачу осилим, мы электрификацию нашей страны создадим»¹³. Горячими аплодисментами встретили делегаты эти пророческие слова вождя. Закрывая съезд, Г. М. Кржижановский дополнил их, сказав: «...глубоко убежден, что намеченная нами программа окажется минимальной, что мы здесь сделали ошибку в сторону преуменьшения»¹⁴. Жизнь подтвердила справедливость и этого прогноза.

Совет Народных Комиссаров 21 декабря 1921 г. принял постановление «О плане электрификации России», которым план ГОЭЛРО утверждался с рядом замечаний и дополнений. В постановлении отмечалось, что оно учитывает решения 8-го ВЭС. В отчетном докладе на IX Всероссийском съезде Советов в декабре 1921 г. В. И. Ленин дал высокую оценку работе 8-го Всероссийского электротехнического съезда: «Вы получите отчет о съезде электротехников, который дал серьезнейший и богатейший материал, проверку лучшими техническими и научными силами России того плана, который является единственно научно проверенным, кратчайшим и ближайшим планом для восстановления нашей крупной промышленности, требующим для выполнения не менее 10—15 лет»¹⁵.

¹³ Ленин В. И. Полн. собр. соч., т. 44, с. 135—136.

¹⁴ Труды 8-го Всероссийского электротехнического съезда, 1922, с. 1, с. 31.

¹⁵ Ленин В. И. Полн. собр. соч., т. 44, с. 316.

Всесоюзному электротехническому институту им. В. И. Ленина — 60 лет

Исполнилось 60 лет со времени основания одного из старейших научно-исследовательских институтов электротехнической промышленности — Всесоюзного электротехнического института им. В. И. Ленина. Созданный по личному указанию Владимира Ильича в целях осуществления плана ГОЭЛРО, развития отечественной электропромышленности и энергетики, подготовки высококвалифицированных научных электротехнических кадров, с момента основания и до наших дней институт принимает активное участие в успешном развитии ряда ведущих отраслей народного хозяйства.

В. И. Ленин внимательно следил за организацией и работой ВЭИ, оказывал коллективу большую практическую помощь. Институт сразу же оказался на генеральном направлении развития электротехники и энергетики, к научным исследованиям были привлечены лучшие кадры специалистов того времени, одухотворенных ленинской идеей электрификации.

В лабораториях ВЭИ были разработаны методы получения ультракоротких волн, приемо-передающая телевизионная аппаратура, система звукового

кино, новые газоразрядные приборы, источники света, впервые в мире синтезированы кремний-органические соединения, на базе которых разработан новый класс нагревостойких электроизоляционных материалов. Важнейшие работы по созданию научных основ электротехники, исследованию электрических машин и электропривода, коммутационных и защитных аппаратов, трансформаторов, источников света и другие работы привели к созданию в стенах института научных школ и направлений, сыгравших впоследствии большую роль в становлении и развитии многих отраслей народного хозяйства страны. Во главе таких научных коллективов стояли выдающиеся ученые: К. А. Круг, В. С. Кулебакин, К. И. Шенфер, Л. И. Сиротинский, Б. А. Введенский, В. И. Векслер, М. В. Шулейкин, С. А. Лебедев, К. А. Андрианов, А. Г. Иосифьян и многие другие. Впоследствии на базе этих научных коллективов были созданы институты электромеханики, светотехники, электропривода, кабельной промышленности, электрокерамики и т. д.

Трудно найти научное направление в электротехнике в довоенное время и позже, в которых бы

ВЭИ не принимал участие. Здесь изучались проблемы и формировались теории электрического разряда в газе при больших импульсах тока, электровакуумной и изоляционной техники, трансформаторостроения и др. Фундаментальные работы в области техники высоких напряжений, создание оборудования для передачи и распределения электроэнергии стали определяющими в тематике научных исследований ВЭИ: создание и укрупнение единой электроэнергетической системы страны требовали развития именно этого научного направления.

В годы Великой Отечественной войны институт не прекращал научных исследований, но их тематика существенно изменилась. В лабораториях института разрабатывались зажигательные смеси для уничтожения вражеских танков, методы эффективной светомаскировки различных объектов, проводились работы по защите минных полей от грозовых разрядов. Созданное при институте особое конструкторское бюро передало в действующую армию серию приборов инфракрасной техники и другое специальное оборудование. Все задания Родины коллектив института выполнял раньше установленных сроков и, несомненно, внес свою лепту в победу над фашизмом.

За большой вклад в развитие советской электротехники и успешное решение важных народнохозяйственных задач Всесоюзному электротехническому институту в 1947 г. было присвоено имя В. И. Ленина. Институт был награжден орденом Ленина, а большая группа его сотрудников — орденами и медалями.

В послевоенные годы институт успешно решал важные задачи по восстановлению разрушенного врагом энергохозяйства. В короткие сроки страна получила новейшее для того времени электрооборудование, а институт приступил к разработке новых перспективных направлений развития энергетики и электропромышленности — высоковольтной и изоляционной техники, силовоточной электроники, преобразовательной техники, аппаратуры регулирования.

Рост выработки в стране электроэнергии, увеличение протяженности линий электропередач и их рабочего напряжения поставили перед ВЭИ им. В. И. Ленина первоочередную задачу дальнейшего развития высоковольтного электрооборудования. В «Основных направлениях экономического и социального развития СССР на 1981—1985 гг. и на период до 1990 г.» указывается на ввод в действие первой очереди линии электропередачи постоянного тока напряжением 1500 кВт Экибастуз — Центр и линии электропередачи переменного тока напряжением 1150 кВ Экибастуз — Урал. Решения XXVI съезда КПСС накладывают на коллектив института особую ответственность по созданию образцов ультравысоковольтного электрооборудования и тиристорных блоков для ЛЭП постоянного тока. В XI пятилетке коллективу института предстоит также разработать и усовершенствовать новые типы силовых полупроводниковых приборов, экономичных и эффективных, обеспечивающих повышенную эксплуатационную надежность.

В развитии новых научных направлений в ВЭИ продолжается эстафета творческих поколений. Так, на базе работ по электронной оптике родилось научное направление силовоточной электроники — электронные пушки для плавки металла.

Основные задачи, стоящие сегодня перед институтом, — поднять уровень научных исследований, улучшить их качество и эффективность. Выполнение этих задач полностью зависит от квалификации научных кадров. В настоящее время в ВЭИ им. В. И. Ленина успешно трудятся 12 докторов наук, более 200 кандидатов наук, около 100 специалистов обучается в аспирантуре. Среди ученых 9 лауреатов Ленинской премии и 21 лауреат Государственной премии. Подготовка научных кадров высшей квалификации через аспирантуру — одна из важнейших задач научной общественности института. Только за прошедшую X пятилетку в специализированных советах при ВЭИ и советах других учреждений защитили докторские и кандидатские диссертации 39 сотрудников института.

Для изготовления опытных установок, уникального оборудования, проведения испытаний макетов различного назначения при институте с 1931 г. функционирует опытный завод. Это коллектив высококвалифицированных специалистов, успешно осуществляющий научные и опытно-конструкторские разработки для всех подразделений института. В настоящее время ВЭИ имеет лабораторную базу, оснащенную современным уникальным оборудованием, производственными помещениями. Только за X пятилетку основные фонды института возросли более чем на 10%.

В составе института отделения в Истре, Тольяти и Ереване, а также самостоятельные отделы в Волжском, Нальчике, Белой Церкви.

За прошедшую пятилетку в соответствии с намеченными планами впервые в мировой практике был разработан, изготовлен и испытан комплекс электрооборудования 1150 кВ переменного тока, включающий автотрансформатор, шунтирующий реактор, воздушный выключатель, выключатель-отключатель, разъединитель, трансформатор тока и напряжения, вентильный разрядник, высокочастотный заградитель, шинную опору. Поименованное оборудование прошло всесторонние испытания, рекомендовано к аттестации по высшей категории качества и позволит в ближайшие годы осуществить создание мощных линий электропередачи переменного тока напряжением 1150 кВ. Таким образом, в основном завершено создание комплекса электрооборудования для промышленной электропередачи 1150 кВ Экибастуз — Урал.

Заканчивается изготовление головного образца самого мощного тиристорного вентили в мировой практике типа ВТСВ — 800/470 для линии электропередачи Экибастуз — Центр. Основные конструктивные решения находятся на уровне мировых разработок, а по отдельным параметрам превосходят лучшие зарубежные образцы. Схемные и конструктивные решения в этом варианте защищены 15 авторскими свидетельствами и запатентованы за рубежом. То же самое можно сказать о разработке в ВЭИ мощной электронно-лучевой аппаратуры.

Большие работы проводились по созданию и внедрению в производство силовых полупроводниковых приборов единой унифицированной серии штыревого типа на токи до 400 А с диаметром выпрямительного элемента до 30 мм. Массо-габаритные показатели приборов значительно уменьшены, что позволит сократить на их изготовление дорогостоящие материалы. Разработаны приборы единой унифицированной серии таблеточного типа на токи до 1600 А с конкурентно-способными технико-экономическими показателями, повышена максимально допустимая температура эксплуатации приборов. Созданы первые отечественные тиристоры-диоды, предназначенные для электроприводов и городского транспорта с мощными асинхронными двигателями. Завершены исследования сильноточных транзисторов на токи до 250 А при напряжении 100—300 В и высоковольтных транзисторов на токи 10—32 А при напряжении до 800 В. Выполнены работы по разработке комплекса технологических методов создания силовых полупроводниковых приборов с внедрением технологического оборудования и оборудования для межоперационного контроля, что позволило заложить основы управляемой технологии и повысить процент выхода приборов.

За годы X пятилетки было разработано и изготовлено электрооборудование для Выборгской выпрямительно-инверторной подстанции электропередачи СССР—Финляндия. Опытные образцы и установочные партии основных видов оборудования для линий электропередач испытываются на мощном испытательном стенде в Тольятти, который по существу представляет собой восьмую часть натуральной преобразовательной подстанции, например, для линии электропередачи напряжением 1500 кВ.

В течение последних 10 лет в ВЭИ интенсивно проводятся работы по созданию вакуумных дугогасительных камер и аппаратов на их основе. Большое внимание уделяется поиску оптимальных материалов, исследованию форм контактов, совершенствованию технологии изготовления камер. Для создания единой серии вакуумных выключателей намечается создание камер 10 кВ с номинальным током 4 кА и 110 кВ в одном разрыве с токами отключения 20—63 кА.

Анализ потребности в вакуумной коммутационной аппаратуре показывает, что в 1985 г. необходимое количество вакуумных выключателей 6—10 кВ составит около 20% общего объема их производства. Ожидается, что к 1990 г. вакуумные выключатели в нашей стране вытесняют другие типы выключателей в таких областях применения, как экскаваторные и нефтебуровые установки, распределительные устройства собственных нужд ТЭС и АЭС, сельское хозяйство, электрифицированный транспорт, распределительные сети 6—10 кВ и др.

Непрерывное совершенствование технологии производства тиристоров позволило создать для линии электропередачи Экибастуз—Центр высоковольтный вентиль, который по своим параметрам значительно превышает достигнутый уровень

серийно выпускаемых приборов. Применение нового тиристора позволило упростить схему вентиля и систему управления им, достигнуть оптимума в решении конструктивных и электротехнических проблем.

Достигнутый уровень создания высоковольтного преобразовательного оборудования позволяет проводить дальнейшие научные исследования и разработку тиристорных вентилях с более высокими технико-экономическими показателями, предназначенными для передачи большого количества электроэнергии на ультравысоком напряжении.

Создание Единой электроэнергетической системы СССР потребовало широкой автоматизации управления в ней рабочими и аварийными режимами. Автоматические устройства, управляющие нормальной работой системы, должны обеспечивать максимальную экономичность, сравнительно высокое качество электроэнергии и поддержание в допустимых пределах основных параметров режима энергосистемы. Работы по автоматическому регулированию и управлению на электростанциях и энергосистемах проводятся в ВЭИ им. В. И. Ленина с начала 30-х годов.

В стране и за рубежом успешно эксплуатируются разработанные в институте автоматические регуляторы возбуждения сильного действия, аппаратура электрической части системы регулирования паровых турбин, устройства противоаварийной автоматики. Комплекс устройств автоматического управления электроэнергетическими системами создается на базе микро-ЭВМ, имеющих сравнительно невысокую стоимость и большую надежность.

В годы XI пятилетки институту предстоит осуществить исследования, разработку и проведение испытаний макетов электрооборудования на более высокие напряжения переменного и постоянного тока. Для этих целей будут внедрены новые методы испытаний, усовершенствована экспериментальная база за счет увеличения разрядных мощностей и ее автоматизации. Для реализации этих задач создается многофункциональная автоматизированная система измерений испытательной аппаратуры, позволяющая получать в импульсе токи до 100 кА.

Создание систем автоматического управления с повышенными показателями надежности и живучести функционирования ЕЭС СССР, оптимизация режимов работы электротехнического оборудования и повышение качества вырабатываемой электроэнергии — вот далеко не полный перечень проблем, решаемых учеными института в XI пятилетке.

Успехи и достижения института являются результатом настойчивой и плодотворной работы всего коллектива.

Высокие награды — орден Ленина и орден Октябрьской Революции, которыми Родина отметила заслуги Всесоюзного электротехнического института им. В. И. Ленина, обязывают весь коллектив еще лучше мобилизовать творческие силы, сделать все необходимое для успешного выполнения стоящих перед электротехнической промышленностью ответственных задач.

О направлениях исследований в области компенсации реактивной мощности¹

ЖЕЛЕЗКО Ю. С., канд. техн. наук
ВНИИЭ

Методам выбора оптимальной мощности и мест установки компенсирующих устройств (КУ) посвящено большое количество статей. Библиография их содержит сотни публикаций. В качестве исходной предпосылки в подавляющем большинстве исследований принимается известность параметров и конфигурации сети. Известными считают и нагрузки узлов, которые представляют либо детерминированными величинами, либо случайными, но с известными законами их распределения. В обоих случаях фактически предполагается наличие исходной информации в полном объеме, различие состоит лишь в способе ее представления. Большое количество исследований, исходящих из одной отправной точки, позволяет назвать принятую в них постановку задачи классической: в одном случае в детерминированной форме, в другом — в вероятностной.

Для современных электроэнергетических систем характерна ограниченная полнота и достоверность информации о состоявшихся режимах и еще меньшая достоверность прогнозируемых режимов в силу присущего прогнозам элемента неопределенности. При этом сетям различного назначения (системообразующие, основные, распределительные и т. п.) соответствуют различные уровни информационной обеспеченности расчетов. В этих условиях фактический эффект, получаемый от проведения мероприятий, экономическая целесообразность которых определялась в рамках классической постановки, будет в большей или меньшей степени не соответствовать его расчетному значению. При значительном несоответствии некоторые из реализованных мероприятий окажутся экономически нецелесообразными. Сделаем попытку оценить факторы, обуславливающие указанное несоответствие применительно к задаче компенсации реактивной мощности (КРМ).

Практический результат решения оптимизационной задачи зависит от положений, принимаемых на следующих последовательных этапах решения:

- 1) постановка цели оптимизации;
- 2) выработка критерия, позволяющего судить о достижении цели;
- 3) создание адекватной математической модели оптимизируемого явления (целевой функции);
- 4) нахождение оптимального состояния модели;
- 5) практическая реализация на объекте результатов расчета оптимального состояния модели.

Положения, принимаемые на первом этапе, постепенно изменяются вследствие развития наук и углубления знаний о законах взаимодействия различных явлений. Так, в настоящее время целью оптимизации в большинстве прикладных задач является получение максимального экономического эффекта. Однако при этом все в большей степени приходится учитывать неэкономические факторы (т. е. факторы, не оцениваемые или труднооцениваемые

в денежном выражении). К таким факторам относятся, например, воздействие принимаемых решений на окружающую среду, социальные аспекты их реализации, конъюнктурные соображения и т. п. В настоящее время подобные факторы учитывают в виде ограничений, однако их накопление приводит к постепенной трансформации целей оптимизации. Легко представить, что при достижении определенного уровня развития экономики, целью оптимизационных задач в прикладных областях техники может стать минимум затрат труда на нетворческие процессы и т. п. Уже в настоящее время дефицит трудовых ресурсов часто сдерживает реализацию решений, экономически оправданных с позиций существующих критериев экономичности.

Положения, принимаемые на второй ступени, определяются целью оптимизации. В настоящее время критерием экономического эффекта являются приведенные затраты. Совершенствование критерия является задачей специалиста в области экономических наук.

Основными задачами специалиста в конкретной области техники являются задачи третьего и пятого этапов. Первая из них является технической, вторая — организационно-технической. Задача четвертого этапа является в основном задачей математика.

Однако обзор исследований в области КРМ показывает, что подавляющее их большинство посвящено решению именно этой математической задачи. Причем решение производится, как правило, для наиболее простой, детерминированной модели. Производимый ниже материал имеет целью показать, что концентрация усилий на этом этапе не определяется практическими требованиями и способствует ослаблению внимания к более важным, по мнению автора, вопросам третьего и пятого этапов.

Расчеты показывают, что если принять за 100% эффект, получаемый при решении оптимизационной задачи на ЦВМ, то при оценке оптимального значения суммарной мощности КУ по всей энергосистеме в целом без применения оптимизационных методов, на основании только значения потерь мощности [Л. 1] может быть получено 65—75% эффекта. Такая оценка основана на предположении последующего равномерного распределения КУ между нагрузочными узлами. Производимый впоследствии перенос большей мощности КУ в более удаленные узлы, осуществляемый на основании инженерного анализа схемы и режимов ее работы, позволяет увеличить эффект до 75—85%. Следовательно, эффективность применения разработанных оптимизационных методов составляет 15—25%.

В силу присущего всем оптимизационным задачам «эффекта первого шага» [Л. 2], трудно ожидать, что дальнейшее совершенствование математических основ поиска оптимума целевой функции, исходящей из классической постановки задачи, может повысить эффект более чем на 5%. В то же время есть достаточные основания полагать, что

¹ В порядке обсуждения. См. раздел «Дискуссии».

погрешности, вносимые на третьем и пятом этапах, значительно превосходят указанную цифру. Более того, по мнению автора, эти погрешности принципиально не могут быть уменьшены до величины, которая уже сейчас достигнута на четвертом этапе, хотя известно, что основным требованием ко всем этапам решения прикладной задачи является требование их «равнопрочности» [Л. 3 и 4].

Структура и взаимосвязь погрешностей. Численные значения погрешностей оптимизационных расчетов характеризуют степень их достоверности и устойчивости. Погрешности, обуславливающие отличие фактического эффекта от его расчетного значения, могут быть разделены на две группы: методические и информационные. К первым относят погрешности, обусловленные применяемым методом расчета при идеально точной информации, ко вторым — обусловленные качеством используемой информации. В статье не ставится цель сравнения точности всех известных методов расчета. Более целесообразным представляется оценить погрешности основных вариантов исходных положений, на базе которых строится любой метод расчета. Погрешность конкретного метода определится комплексом погрешностей, соответствующих используемым вариантам исходных положений.

Основными вариантами данных о нагрузках являются: максимальные нагрузки $P_m + jQ_m$, средние $P_c + jQ_c$, суточные графики нагрузок $P(t) + jQ(t)$.

Различие между вариантами расчета затрат на потери мощности и энергии состоит в учете или неучете зависимости их удельной стоимости от степени КРМ $\Psi = Q_k / Q_n$, где Q_k — мощность КУ, а Q_n — мощность нагрузок.

Вариантами учета затрат на батареи конденсаторов (БК) являются: использование полной стоимости установок различной мощности; использование удельной стоимости, руб/квар. Существуют промежуточные варианты, состоящие в выделении составляющих затрат, не зависящих от мощности БК (постоянные затраты), и составляющих, зависящих от числа секций.

Вариантами исходных положений в части режима напряжений являются: учет действительных напряжений в узлах; использование среднего уровня напряжения в сети. Последний вариант распадается на два подварианта, отличающиеся учетом или неучетом изменения напряжений в узлах при установке КУ.

Ниже приводятся выражения, связывающие погрешности результатов оптимизационных расчетов с погрешностями участвующих в расчетах величин, которые могут быть обусловлены как методическими приемами, так и погрешностями используемой информации. Для большей наглядности взаимосвязь погрешностей рассмотрена на примере простой схемы, содержащей одно сопротивление R , при передаче по нему реактивной мощности Q_n . Оптимальное ее значение

$$Q_0 = \frac{z'_k U^2}{2Rc_0} = \frac{E_3}{R}, \quad (1)$$

где z'_k и c_0 — удельные приведенные затраты на КУ (руб/квар) и потери мощности (руб/кВт); E_3 —

$= z'_k U^2 / (2c_0)$ — постоянная величина, называемая потенциалом затрат.

Зависимости относительной погрешности в величине $Q_0(\Delta_0)$ от погрешностей в затратах на БК $\Delta_{з.к.}$, в сопротивлении Δ_R , в стоимости потерь Δ_c и в величине напряжения Δ_U непосредственно следуют из (1):

$$\left. \begin{aligned} \Delta_0 &= \Delta_{з.к.}; \quad \Delta_0 = 2\Delta_U + \Delta^2_U; \\ \Delta_0 &= -\frac{\Delta_R}{1 + \Delta_R}; \quad \Delta_0 = -\frac{\Delta_c}{1 + \Delta_c}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Мощность КУ определяется разницей

$$Q_k = Q_n - Q_0, \quad (3)$$

погрешность в которой Δ_k связана с погрешностью Δ_0 соотношением

$$\Delta_k = \frac{Q_n - Q_0(1 + \Delta_0)}{Q_n - Q_0} - 1 = -\Delta_0 \left(\frac{1 - \psi}{\psi} \right), \quad (4)$$

а с погрешностью в нагрузке Δ_n — соотношением

$$\Delta_k = \Delta_n / \psi. \quad (5)$$

Погрешности расчетов, основанных на заданных значениях нагрузок, обусловлены постоянным изменением последних в связи с вводом в действие новых потребителей, а также погрешностями измерительных приборов, которые могут быть весьма существенными [Л. 5].

Определенная специфика вносится увеличивающимся потреблением электроэнергии нетрадиционными электроприемниками (прокатные станы, дуговые печи и т. п.), вопросы представления нагрузок которых, как и вопросы применения средств КРМ, еще более сложны, чем у обычных потребителей.

В [Л. 1] показано, что полученная в результате расчета оптимальная мощность КУ, фактически оказывается экономически нецелесообразной, если относительная погрешность в величине реактивной нагрузки в сторону ее завышения превысит половину оптимальной степени КРМ, т. е.

$$\Delta_n > \psi / 2. \quad (6)$$

Это означает, что если методы определения расчетных нагрузок обеспечивают точность $\pm 10\%$, то целесообразность установки КУ в тех узлах, где оптимальная мощность их составит 20% Q_n и менее, сомнительна. Известно, что в условиях проектирования могут допускаться и большие ошибки в величинах расчетных нагрузок, причем, как правило, в сторону завышения. Известны случаи продолжительного бездействия по условиям допустимого режима сети мощных конденсаторных установок, установленных на некоторых предприятиях, исходя из завышенных расчетных нагрузок. Данные факты тем более недопустимы в условиях дефицита конденсаторной мощности [Л. 6]. Необходимость их устранения требует увеличения гибкости проектных решений, которые, не допуская необязательности установок средств КРМ, тем не менее, допускали бы определенную корректировку результатов, осуществляемую на основании фактических нагрузок объектов, определяемых перед вводом их в эксплуатацию.

Резкая зависимость экономического эффекта δ_3 при установке КУ от погрешности в расчетной нагрузке объясняется тем, что эта характеристика

оптимального решения является наиболее неустойчивой. Связь погрешности в величине снижения затрат Δz с погрешностью в мощности КУ непосредственно следует из формулы [Л. 7]

$$\delta z = \frac{Q_{к.к}^2}{U^2} R_{с.0} \quad (7)$$

и имеет вид

$$\Delta z = 2\Delta_{к.к} + \Delta_{к.к}^2, \quad (8)$$

где $\Delta_{к.к}$ определяют по формуле (5). Так, при $\psi=0,5$ и относительной погрешности в нагрузке $\Delta_{н.н}=0,1$ получим $\Delta_{к.к}=0,2$ и $\Delta z=0,44$.

Погрешности $\Delta_{к.к}$ обуславливаются непостоянством рабочей схемы сети в связи с плановыми и неплановыми отключениями линий и генерирующих мощностей (в последнем случае изменяется расстояние передачи мощности в тот или иной узел), вводом в действие новых элементов, а также погрешностями определения параметров действующих линий и трансформаторов. Последнее связано с неточностью определения длин линий (и длин проводов при известных длинах линий) и зависимостью активных сопротивлений элементов от температуры. Эти погрешности могут составлять десятки процентов. Дополнительная погрешность обуславливается трудно прогнозируемыми на длительную перспективу моментами ведения рабочих режимов, связанными с топливным балансом, водностью рек, ограничениями мощности потребителей и т. п.

Другой причиной погрешности $\Delta_{к.к}$ является учет части сети, имеющей, как правило, другую ведомственную принадлежность. Наиболее распространенным расчетом такого рода является выбор КУ в узлах энергосистемы, при котором, как правило, не учитывают сети потребителей электроэнергии. Погрешности расчета в этом случае проанализируем на примере двух последовательно соединенных сопротивлений $R_{с.0}$ и $R_{н.н}$, первое из которых является суммарным сопротивлением линии 110 кВ и понижающего трансформатора 110/10 кВ, а второе — эквивалентным сопротивлением линии 10 кВ и трансформаторов 10/0,4 кВ.

Оптимальные мощности БК среднего напряжения, устанавливаемых на шинах 10 кВ трансформатора 110/10 кВ и БК низкого напряжения устанавливаемых на шинах 0,4 кВ трансформатора 10/0,4 кВ определяют по формулам:

$$Q_{к.с} = \frac{E_{з.н} - E_{з.с}}{R_{н.н}} - \frac{E_{з.с}}{R_{с.0}}; \quad (9)$$

$$Q_{к.н} = Q_{н.н} - \frac{E_{з.н} - E_{з.с}}{R_{н.н}}, \quad (10)$$

где $E_{з.с}$ и $E_{з.н}$ — потенциалы затрат для соответствующих БК среднего и низкого напряжений.

Суммарная мощность КУ

$$Q_{к.с} = Q_{к.с} + Q_{к.н} = Q_{н.н} - \frac{E_{з.с}}{R_{с.0}} = Q_{н.н} - Q'_{о.0} \quad (11)$$

Из (11) следует, что для выбора суммарной мощности КУ в узле достаточно знать лишь параметры питающей сети, а из (10) — что определение той части КУ, которую целесообразно разместить за сопротивлением $R_{н.н}$ может быть произведено по параметрам только распределительной сети. Эти

выводы являются следствием принципа сокращения схемы [Л. 10] и остаются верными лишь при условии $Q_{к.с} \geq 0$. В противном случае мощность БК низкого напряжения надо определять по формуле

$$Q_{к.н} = Q_{н.н} - E_{з.н} / (R_{с.0} + R_{н.н}) = Q_{н.н} - Q''_{о.0}. \quad (12)$$

Условие $Q_{к.с} \geq 0$ сводится к виду

$$\sigma_{н.н} / \sigma_{с.0} \leq z'_{к.н} / z_{к.с} - 1, \quad (13)$$

где $\sigma_{н.н}$ и $\sigma_{с.0}$ — удельные приросты затрат на потери в сопротивлениях $R_{н.н}$ и $R_{с.0}$ соответственно.

Положительная погрешность в величине $Q_{о.0}$, обусловленная использованием (11), определяется по формуле (в отрицательной области погрешность равна нулю)

$$\Delta_{о.0} = \frac{Q'_{о.0} - Q''_{о.0}}{Q''_{о.0}} = \frac{1 + \sigma_{н.н} / \sigma_{с.0}}{z'_{к.н} / z_{к.с}} - 1. \quad (14)$$

Соотношение $z'_{к.н} / z_{к.с}$ для выпускаемых БК колеблется в диапазоне от 1,5 до 1,7. При потерях в сетях потребителя, соизмеримых с потерями в сети системы $\sigma_{н.н} / \sigma_{с.0} \approx 1$ и $\Delta_{о.0} = 0,33 - 0,17$.

Ниже для иллюстрации приведены результаты расчетов, проведенных для вариантов раздельного рассмотрения сети системы и сети потребителя по формуле (1), и при совместном расчете по формулам (9) — (12) при следующих данных: $P_{н.н} + jQ_{н.н} = (10 + j5)$ МВ·А; $R_{с.0} = 0,48$ Ом и $R_{н.н} = 0,4$ Ом (что соответствует уровням потерь $\Delta P_{с.0} = 6\%$ и $\Delta P_{н.н} = 5\%$); $z'_{к.с} = 1,76$ руб/квар в год и $z'_{к.н} = 2,54$ руб/квар в год (что соответствует стоимости БК 8 и 12 руб/квар); стоимость потерь $c_{о.0} = 50$ руб/кВт. В табл. 1 обозначено: δz — экономический эффект; δP — снижение суммарных потерь мощности.

Данные табл. 1 показывают, что раздельные ре-

Таблица 1

Решения	$Q_{к.с}$, Мвар	$Q_{к.н}$, Мвар	δz , тыс. руб.	δP , %
Раздельные	1,3	0	0,4	5,2
Совместное	0	2,1	1,9	12,8

шения приводят к существенно худшим экономическим показателям, чем совместное. При этом особо следует отметить, что реализация результатов раздельных решений исключает возможность реализации в будущем результатов совместного решения, так как установка КУ в узле энергосистемы делает невыгодной установку дополнительных КУ в сети потребителя.

Еще более грубые ошибки допускаются, когда оптимальную степень КРМ выявляют при учете только основной сети системы (без учета радиальных участков 35—110 кВ). В этом случае, как правило, делается вывод о нецелесообразности компенсации [Л. 8]. Поэтому зафиксированный в директивных документах по КРМ порядок расчета состоит в последовательном решении двух задач: расчет оптимальных значений входных мощностей для узлов энергосистем, производимый с учетом сетей потребителей в виде эквивалентных сопротивлений, и выбор КУ в сетях потребителей, обеспечивающий заданное значение входной мощности и нормальные режимы работы электроприемников.

Погрешности, обусловленные используемой информацией о нагрузках. Погрешности, связанные с использованием максимальных нагрузок, подробно рассмотрены в [Л. 9]. В ряде алгоритмов [Л. 11—13] используются средние значения нагрузок за годовой интервал. При этом исходят из того факта, что снижение потерь электроэнергии в сети и удельные приросты затрат на потери зависят лишь от средних нагрузок. Данный вывод верен при двух допущениях: неучете повышения напряжения, вызываемого установкой КУ, и его влияния на потери (количественная оценка этого допущения приведена ниже); КУ предполагаются нерегулируемыми. Средние нагрузки могут быть легко и точно определены по показаниям электросчетчиков реактивной мощности, и возможность выбора КУ только по этим данным значительно облегчила бы требования к объему информации.

Однако нерегулируемые КУ имеют весьма ограниченную область применения. В общем случае необходимо решать задачу выбора регулируемых КУ; целесообразность установки в некоторых узлах нерегулируемых КУ является при этом частным случаем. Существуют методы, позволяющие определять мощность регулируемых КУ в каждом узле путем корректировки мощности нерегулируемых КУ, предварительно рассчитанных с использованием средних нагрузок [Л. 14 и 15]. Однако для этого необходима информация о графиках нагрузок. При этом корректировку нельзя осуществлять, оперируя площадями перекомпенсации и недокомпенсации в каждом узле отдельно. Необходимость решения на ЦВМ сложных систем уравнений, связанных с такой корректировкой, обуславливает необходимость наличия графиков нагрузки до решения оптимизационной задачи. Поэтому использование средних нагрузок не облегчает требований к объему информации о нагрузках.

В то же время затрудняется контроль за соблюдением технических ограничений, обычно накладываемых на независимые переменные и в данной задаче имеющих вид:

$$Q_i \geq 0; \quad (15a)$$

$$Q_{\min} \leq Q_{c.m.}(t) \leq Q_{\max}. \quad (15b)$$

Если соблюдение ограничения (15a) для средней мощности БК соответствует соблюдению его для любого момента времени, то ограничение (15b) имеет смысл лишь для каждого момента времени в отдельности. Соблюдение его для средних нагрузок синхронных машин не гарантирует допустимости режимов их работы.

В связи с изложенным средние нагрузки (так же как и квадратичную модель) для питающих сетей целесообразно использовать с целью получения первого приближения к оптимуму, подлежащего последующей дооптимизации итерационными методами (например, градиентным). В большинстве случаев такое использование позволяет существенно облегчить сходимость последних.

Использование суточных графиков нагрузок позволяет существенно уменьшить методическую погрешность [Л. 9]. Для снижения информационной погрешности используется корректировка орди-

нат графиков по показаниям электросчетчиков [Л. 16].

Погрешность Δ_c определяется ошибками в прогнозе структуры топлива, используемого на электростанциях, а также методическими погрешностями, обусловленными неучетом зависимости $c_0 = f(\Psi)$. Так, при численных значениях замыкающих затрат на электроэнергию, характерных для европейской части СССР, методическая составляющая погрешности Δ_c достигает 32%. Поэтому учет указанной зависимости необходим.

Затраты на БК Z_K в общем случае могут быть представлены суммой трех составляющих: постоянных, не зависящих от мощности БК затрат — $Z_{\text{пост}}$; затрат, зависящих от количества m коммутирующих аппаратов, определяющего регулирующие возможности БК — mZ_a ; и затрат, линейно зависящих от мощности БК $Z_K Q_K$, т. е.

$$Z_K = Z_{\text{пост}} + mZ_a + Z_K Q_K. \quad (16)$$

Использование непосредственно величин Z_K для различных комплектов установок БК не вносит методических погрешностей, однако при этом необходимо использовать методы дискретного программирования, практическое применение которых для задач большого объема затруднено. При использовании же обычных методов оптимизации гладких функций (путем приравнивания нулю производных) первые два слагаемых (16) не оказывают влияния на результат.

Для учета этого влияния часто используют удельные затраты на БК

$$z'_K = \frac{Z_{\text{пост}} + mZ_a}{Q_K} + z_K = \Delta z'_K + z_K. \quad (17)$$

В связи с неизвестностью до начала решения величин m и Q_K величина z'_K может быть определена лишь приближенно путем задания в (17) предполагаемых значений m и Q_K . Так, использование z'_K , вычисленных при $m=4$ и $Q_K=3,6$ Мвар, приводит к погрешностям $\Delta_{z.K} > 0,1$ для БК среднего напряжения мощностью менее 1,8 Мвар и более 7 Мвар и $\Delta_{z.K} > 0,2$ для БК среднего напряжения мощностью менее 900 квар и более 10 Мвар.

Для выбора суммарной мощности БК низкого напряжения в узле использование z'_K допустимо, так как при мощности отдельных установок в диапазоне от 200 до 700 квар $\Delta_{z.K} < 0,03$.

Погрешности существенно снижаются при отдельном учете $Z_{\text{пост}}$ и использовании удельных затрат, определяемых по формуле

$$z''_K = \frac{mZ_a}{Q_K} + z_K = \Delta z''_K + z_K. \quad (18)$$

В этом случае $\Delta_{z.K}$ снижается с увеличением мощности БК среднего напряжения и при $Q_K > 1,8$ Мвар $\Delta_{z.K} < 0,05$.

Учет постоянных составляющих стоимости БК теоретически может быть произведен с помощью методов динамического программирования. Однако большая размерность задачи не позволяет создать на их базе алгоритмы расчета с практически приемлемыми затратами времени ЦВМ для замкнутых сетей. Для практических расчетов могут использоваться алгоритмы, основанные на сравнении полных затрат на БК в каждом узле с увеличением

затрат, происходящим при отказе от ее установки [Л. 7] (мощности БК в остальных узлах при этом должны быть увеличены). Метод [Л. 7] предусматривает многократные операции обращения матрицы узловых сопротивлений после вычеркивания поочередно одной из строк и столбцов исходной матрицы, потом поочередно одной из строк и столбцов из оставшихся и т. д. Для схем даже сравнительно небольших это приводит к существенным затратам времени ЦВМ. Более простым для реализации является алгоритм [Л. 13], основанный на сравнении стоимости БК со стоимостью снижения потерь, обусловленного ее установкой. Незначительно уступая по точности алгоритму [Л. 7], он требует существенно меньших затрат времени.

Анализ результатов сравнительных расчетов, проведенных по указанным алгоритмам авторами [Л. 13], показал, что существенные, на первый взгляд, допущения, принятые в [Л. 13], приводят к снижению эффекта не более чем на 1%. Это, в свою очередь, позволяет считать вопросы учета постоянных составляющих стоимости БК практически решенными, а дальнейшие теоретические их усовершенствования незначимыми для практики.

Методические погрешности, вносимые неучетом снижения потерь мощности и энергии, обусловленного повышением напряжений в узлах при установке КУ, оценим, определяя удельные приросты потерь с учетом влияния Q на U и сравнивая их с приростами, определенными без его учета [Л. 17]:

$$\sigma = 2 \left[\frac{QR}{U^2} + \frac{(P^2 + Q^2)}{U^4} RX \right] = \sigma_R + \sigma_U + \sigma_Q. \quad (19)$$

При неучете влияния Q на U имеем $\sigma = \sigma_R$, поэтому погрешность определяется по формуле

$$\Delta_U^S = \Delta_U^P + \Delta_U^Q = \frac{\sigma_U^P}{\sigma_R} + \frac{\sigma_Q}{\sigma_R} = \frac{PX}{U^2 \operatorname{tg} \varphi} (1 + \operatorname{tg}^2 \varphi). \quad (20)$$

Так как $X \approx x_0 l$, где $x_0 \approx 0,4$ для сетей 35 кВ и выше, а l — расстояние передачи, вычислим составляющие (20) для характерных значений расстояний передачи и передаваемой мощности [Л. 18]. Результаты вычислений при $\operatorname{tg} \varphi = 0,6$ приведены в табл. 2. При значениях M , отличных от принятых,

Таблица 2

U , кВ	P , МВт	l , км	$M = Pl$	Δ_U^P	Δ_U^Q	Δ_U^S
35	5	30	150	0,08	0,03	0,11
110	30	150	4500	0,24	0,09	0,33
220	100	300	30 000	0,41	0,15	0,56

значения погрешностей изменяются прямо пропорционально.

Так как условием оптимальности является равенство $\sigma_0 = \sigma'_K$, то из (2) непосредственно следует

$$\Delta_0 = \Delta_U^S. \quad (21)$$

Численные значения Δ_U^S и соотношение ее с погрешностями Δ_0 (21), Δ_K (4) и Δ_Δ (8) показывают, что использование квадратичной модели для питающих сетей существенно искажает результаты расчета и область ее применения являются прак-

тически только сети 6—10 кВ. Для кабельных сетей $\Delta_U^S \approx 0$, а для воздушных не превышает 0,05.

Вопросы реализации результатов расчета. Соответствие реально получаемого эффекта его расчетному значению в значительной степени определяется правильностью учета факторов, проявляющихся на пятом этапе. К ним могут быть отнесены: специфика взаимоотношений энергопоставляющих организаций и потребителей электроэнергии, разделение сфер деятельности и различная ведомственная подчиненность организаций, проектирующих и эксплуатирующих различные части общей системы электроснабжения, дефицит средств КРМ и др.

Желание максимально уточнить решение приводит, как правило, к разработке сложных методов расчета, требующих часто дополнительной исходной информации. Это вступает в противоречие с реальным уровнем квалификации персонала, его возможностями и с существующей информационной обеспеченностью расчетов.

Одним из наиболее важных социальных факторов, оказывающих влияние на реализацию результатов расчета, является дефицит трудовых ресурсов. Его воздействие выражается, в частности, в том, что КУ часто устанавливают в менее эффективных местах, но более легких для практической реализации как с технической, так и организационной стороны. Здесь уместно привести определение электроэнергетической системы, данное в [Л. 19] и показывающее, что квалификация персонала и его возможности являются такими же неотъемлемыми характеристиками энергосистемы, как и ее технические параметры: «Под электроэнергетической системой понимается вся сложная совокупность установок, сооружений и людей (трудовых коллективов), производящих (добывающих) энергетические ресурсы и преобразующих их во все виды энергоносителей и топлив, которые полезно используются в народном хозяйстве».

Вопросы формализации учета перечисленных факторов путем установления соответствующих количественных критериев являются, пожалуй, наиболее сложными и для своего разрешения требуют наибольших усилий.

Пути решения проблемы и требования к методам расчета. Весь комплекс перечисленных выше вопросов может быть решен лишь при системном подходе к проблеме, в рамках которого могут быть выделены следующие задачи:

на отраслевом и межотраслевом уровне: определение общей потребности в средствах КРМ для организации их производства в необходимых объемах; рациональное распределение производимых средств между районами страны и предприятиями различных отраслей промышленности; создание комплекса директивных и методических документов, обеспечивающих реализацию наиболее целесообразных решений в условиях различной ведомственной подчиненности организации, проектирующих и эксплуатирующих сети с учетом дефицита средств, материалов и трудовых ресурсов;

на уровне энергосистемы: определение оптимальной стратегии ввода КУ в сложной системе электроснабжения, объединяющей сети различной ведомственной принадлежности с характерной для

них различной полнотой и достоверностью информации; ввод поступающей в сети энергосистемы мощности КУ в соответствии с выработанной стратегией; выдача потребителям условий по компенсации реактивной мощности, на базе которых формируются потребности в КУ отраслей промышленности, используемые на межотраслевом уровне;

на уровне потребителя электроэнергии: выбор мощности и мест установки в своей сети КУ, обеспечивающих заданные энергоснабжающей организацией условия потребления реактивной мощности и нормальные режимы работы электроприемников.

Один из возможных способов определения общей потребности в КУ и последовательности оснащения ими различных районов и энергосистем приведен в [Л. 1]. В качестве критерия использована одна из обобщенных характеристик сетей — нагрузочные потери мощности в максимум нагрузки. Уточнение распределения КУ возможно при учете нескольких обобщенных характеристик с помощью регрессионных зависимостей. Комплекс директивных и методических документов, необходимых, по мнению автора, для реализации системного подхода, описан в [Л. 8].

Наиболее трудной в методическом плане представляется задача поиска оптимальной стратегии ввода КУ в описанных выше условиях. При разработке соответствующих методик необходимо учитывать следующие положения.

1. Одновременный учет всех элементов системы электроснабжения классическими методами невозможен в силу ее большого объема; это требует применения различных способов моделирования отдельных частей системы с целью сжатия информации.

2. Различная ведомственная принадлежность сетей (особенно 6—10 кВ) затрудняет по ряду причин получение информации об их схемах и нагрузках; с другой стороны, большой объем этой информации не позволяет при системном расчете осуществлять их моделирование теоретически возможными, но практически трудно реализуемыми способами, предполагающими расчет всех сетей [Л. 11 и 20].

3. Система электроснабжения является сложной динамической системой, рассмотрение вопросов развития которой производится на различных временных и иерархических уровнях, обусловленных принятым порядком планирования экономики и установленной структурой управления ее подсистемами. Чем выше иерархический уровень, тем большая инерционность свойственна принятым на этом уровне решениям. Чем ниже уровень, тем больше ограничений, обусловленных влиянием решений, принятых на более высоких иерархических и более ранних временных уровнях, приходится учитывать в расчете.

Все это требует уже сейчас нового теоретического и практического подхода к решению задачи, который позволит устранить явное несоответствие между грубостью ее постановки и тонкостью применяемого математического аппарата. Данная задача является многокритериальной (задачей с векторной целевой функцией), при решении которой необходимо искать форму разумного компромисса

между теоретическими возможностями приведения объекта в оптимальное состояние и возможностями их практической реализации. «Математические методы оптимизации при всем их совершенстве и изощренности мало чем могут помочь в такой ситуации. До сих пор в математике полноценной «теории компромисса» не существует... Пока что практически единственной инстанцией, способной быстро и успешно вырабатывать компромиссное решение является человеческий разум, так называемый «здоровый смысл»... Что касается математики, то ее дело в подобных случаях — не выдать окончательное решение, а помочь человеку его выбрать» [Л. 4]. Учет условий эргатичности должен при этом выражаться в такой форме представления результатов, которая максимально облегчала бы принятие решения на их основе (обозримость, оценка возможных отступлений от теоретического оптимума и т. п.).

Необходимость выработки окончательного решения инженером особенно очевидна при выборе стратегии ввода КУ. Существующий математический аппарат (динамическое программирование) позволяет определить оптимальную стратегию, однако для этого должны быть известны законы роста нагрузок и (что еще более неопределенно) места возникновения новых центров потребления и генерации мощности на довольно далекую перспективу (15—20 лет). Учитывая, что большая часть эффекта от КРМ достигается в сетях сравнительно низких напряжений, прогнозы динамики развития которых менее точны, чем, например, прогнозы появления системообразующих линий и крупных электростанций, расчеты по КРМ могут проводиться не более чем на 4—6 лет вперед, что недостаточно для применения аппарата динамического программирования. Поэтому решение целесообразно принимать на основании 4—6 расчетов, каждый из которых соответствует схеме и нагрузкам своего года. Анализ устойчивости результатов, который может быть проведен по этим расчетам в процессе их выполнения, значительно облегчает принятие решения.

Выводы. В настоящее время в области поиска оптимальных решений по КРМ при заданной схеме и заданных нагрузках сети отсутствуют теоретически нерешенные и в то же время практически значимые задачи. Дальнейшее совершенствование методов поиска оптимума целевой функции, построенной на базе указанных исходных условий, нецелесообразно.

Наиболее актуальными направлениями исследований в области оптимальной КРМ в настоящее время являются:

1. Разработка способов математического описания реальных условий функционирования электрических сетей и оборудования, характеризующих непостоянством их рабочих схем и динамическим развитием сетей, генерирующих мощностей и нагрузок, неодновременно и неодинаково изменяющих условия работы различных частей сети.

2. Разработка методов поиска оптимальной стратегии внедрения компенсирующих устройств в сетях в условиях ограниченной полноты и достоверности информации и наличия элемента неопре-

деленности в прогнозировании развития сетей и их режимов.

3. Разработка способов учета ограниченности средств, материалов и трудовых ресурсов.

4. Совершенствование организационно-технической системы внедрения результатов оптимизационных расчетов с учетом различной ведомственной принадлежности сетей, разновременности и децентрализованности их проектирования и других факторов.

Исследования, направленные на решение перечисленных выше задач позволят создать комплекс директивных и методических документов, определяющих временную и структурную иерархию решения задач компенсации реактивной мощности в сетях и порядок выполнения соответствующих расчетов. Для обеспечения однотипности расчетов и сравнимости их результатов представляется рациональной стандартизация ограниченного числа алгоритмов и программ, обладающих широкими возможностями и учитывающими все значимые факторы, подлежащие учету на том или ином уровне решения задач.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Железко Ю. С. Окупаемость конденсаторных установок. — Электрические станции, 1977, № 2.
2. Трапезников В. А. Автоматическое управление и его экономическая эффективность. — Наука и жизнь, 1965, № 11, 12.
3. Крылов А. Н. Лекции о приближенных вычислениях. — М.: Государственное издательство технической литературы, 1954. — 500 с.
4. Грекова И. Методологические особенности прикладной математики на современном этапе ее развития. — Вопросы философии, 1976, № 6.
5. Идельчик В. И., Паламарчук С. И. Определение полной погрешности при расчетах установившихся режимов электрических систем. — Электричество, 1977, № 2.
6. Антипов К. М. Задачи организаций и предприятий Минэнерго СССР по снижению расхода электроэнергии на ее передачу по электрическим сетям. — Энергетик, 1979, № 6.
7. Ковалев И. Н., Татевосян Г. М. Один из методов компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1974, № 5.
8. Железко Ю. С. О методическом обеспечении системного решения задач компенсации реактивной мощности. — Промышленная энергетика, 1980, № 1.
9. Железко Ю. С. Погрешности определения потерь энергии в электрических сетях. — Электричество, 1975, № 2.
10. Журавлев В. Г., Арион В. Д. Применение принципа сокращения схемы для наимыгоднейшего размещения источников реактивной мощности. — Промышленная энергетика, 1976, № 4.
11. Ковалев И. Н. Два метода расчета компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях. — Электричество, 1973, № 10.
12. Каялов Г. М., Молодцов В. С. Матрично-вычислительный метод анализа компенсации реактивных нагрузок сложной электрической сети. — Электричество, 1976, № 2.
13. Пекелис В. Г., Розенберг А. Е. О размещении шунтовых конденсаторных батарей в высоковольтных распределительных сетях энергосистем. — Электричество, 1976, № 12.
14. Каялов Г. М., Ковалев И. Н. Расчет компенсации реактивных нагрузок регулирующими конденсаторными батареями. — Электричество, 1971, № 8.
15. Ковалев И. Н. Метод расчета компенсации переменных реактивных нагрузок в электрических сетях. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1973, № 2.
16. Временная инструкция по расчету и анализу потерь электроэнергии в электрических сетях энергосистем. — М.: Изд. СПО ОРГРЭС, 1976.
17. Железко Ю. С. Выбор мощности и мест установки устройств компенсации реактивной мощности в сложных электрических системах. — Электричество, 1977, № 2.
18. Мельников Н. А. Электрические сети и системы. — М.: Энергия, 1975. — 465 с.
19. Веников В. А., Идельчик В. И. Электрические станции, сети и системы. — М.: Изд. ВИНТИ, 1974, т. 7. — 208 с.
20. Глазунов А. А., Гремяков А. А., Строев В. А. Технико-экономическое эквивалентирование электрических сетей в задачах компенсации реактивной мощности. — Электричество, 1979, № 9.

[19.05.78]



УДК 621.315.212:563.495

Электротепловой расчет кабеля с ферромагнитными элементами и изменяющимися по длине характеристиками

МЕСЕНЖНИК Я. З., канд. физ.-мат. наук

Ташкент

Кабели для электропитания погружаемых в жидкостные скважины устройств (электровибробуры, геофизические снаряды, нефтенасосы, тепло-электронагреватели и т. п.) в общем случае представляют собой длинные линии с ферромагнитными элементами и изменяющимися по длине электротепловыми параметрами; и только в отдельных случаях (при малых геотермических градиентах k_t и глубинах погружения, а также при гидравлических давлениях P до 40—60 МПа) их можно отнести к неоднородным линиям нулевого класса. В последнее время появился также принципиально новый тип кабелей, имеющих исходную неоднородность электротепловых свойств по длине, изменяющуюся ступенями [Л. 1].

Тепловой расчет силового кабеля сводится к нахождению длительно допустимого тока. При постоянном токе

$$I_{\text{доп}} = \sqrt{\frac{T_{\text{ж}} - T_{\text{о.с}}}{nR_{\text{ж}}(R_{\text{т.к}} + R_{\text{т.о.с}})}}, \quad (1)$$

где n — количество жил; $R_{\text{ж}}$ — сопротивление единицы длины жилы, Ом/м; $T_{\text{ж}}$ — температура кабеля, обусловленная нагревом его токопроводящей жилы током; $T_{\text{о.с}}$ — температура окружающей среды; $R_{\text{т.к}}$ и $R_{\text{т.о.с}}$ — тепловые сопротивления на единицу длины соответственно кабеля и окружающей среды, К·м/Вт.

Формула (1) справедлива для кабеля, все участки которого работают при $T = T_{\text{ж}}$. Температура

у кабеля, погруженного в скважину, распределена по длине по закону:

$$T_0 = T = T_n + k_t l, \quad (2)$$

где T_n — начальная (устье скважины) температура; l — текущая координата глубины погружения кабеля в скважину.

Температура жилы с учетом ее нагрева как протекающим током нагрузки, так и окружающей кабель средой может быть получена из соотношений:

$$T_{ж} - T_0 = R_{ж} I^2 (R_{т.к} + R_{т.о.с}); \quad (3)$$

$$R_{ж} = R_{ж.н} [1 + TKR_{ж} (T_{ж} - T_n)], \quad (4)$$

где $R_{ж.н}$ — сопротивление жилы на единицу длины при $T = T_n$, Ом/м; $TKR_{ж} = \frac{1}{R_{ж.н}} \frac{\partial R_{ж}}{\partial T}$ — температурный коэффициент сопротивления жилы, K^{-1} (в общем случае значения $TKR_{ж}$ в различных температурных интервалах могут различаться; для рассматриваемых кабелей в рабочем диапазоне температур $TKR_{ж} = \text{const}$).

Решая уравнение (3) относительно T с учетом (2) и (4), получаем:

$$T_{ж} = \frac{R_{ж.н} I^2 (R_{т.к} + R_{т.о.с}) (1 - TKR_{ж} T_n) + T_n + k_t l}{1 - R_{ж.н} I^2 TKR_{ж} (R_{т.к} + R_{т.о.с})}. \quad (5)$$

Поскольку значение $T_{ж}$ в локальной точке l , рассчитанное по (5), может оказаться больше максимально допустимой для изоляции температуры, под $T_{ж}$ в (1) будем понимать температуру длительно допустимого нагрева жилы для данного вида изоляции. Ток $I_{\text{доп}}$ может быть получен подстановкой в (1) локальных значений $R_{ж}$ и $R_{т.к}$, являющихся функциями l , т. е. T и P , поскольку

$$l = \frac{T_l - T_n}{k_t} = \frac{P_l - P_n}{\rho'}, \quad (6)$$

где T_l , P_l — температура и гидростатическое давление в точке l ; P_n — начальное (в устье скважины) давление; ρ' — плотность заполняющей скважину среды или градиент гидростатического давления.

Перепишем формулу (1) в виде

$$I_{\text{доп}} = \sqrt{\frac{T_{ж} - (T_n + k_t l)}{n \left(\frac{dR_{ж}}{dl} dl \right) \left[\frac{d(\Sigma R_t)}{dl} dl \right]}}, \quad (7)$$

где $\frac{dR_{ж}}{dl} dl$ и $\frac{d(\Sigma R_t)}{dl} dl$ — локальные значения сопротивления жилы и суммы тепловых сопротивлений на участке dl .

В общем случае функция $I_{\text{доп}} = f(l)$ может уменьшаться монотонно или иметь экстремумы. Если она имеет минимум, то $I_{\text{доп. min}}$ и будет искомым значением $I_{\text{доп}}$. Реализация этого варианта возможна при определенных условиях, в частности при применении в нижних участках кабеля изоляции из более нагревостойкого материала, чем в верхних, или при сильном снижении поверхностного эффекта при переменном токе вследствие уменьшения относительной магнитной проницаемости μ_r .

Исследуем характер изменения функции $I_{\text{доп}} = f(l)$, для чего развернем формулы локальных значений сопротивления жилы и суммы тепловых

сопротивлений. При постоянном токе

$$R_0 = \frac{dR_{ж}}{dl} = k_y \rho_n Q^{-1} [1 + TK\rho (T - T_n)] = k_y \rho_n Q^{-1} (1 + TK\rho k_t l), \quad (8)$$

где k_y — коэффициент укрутки проволок в жилу; ρ_n — удельное сопротивление жилы при $T = T_n$; Q — эффективная площадь поперечного сечения жилы; $TK\rho = TKR_{ж} = \frac{1}{\rho_n} \frac{\partial \rho}{\partial T}$ — температурный коэффициент удельного сопротивления жилы.

Локальные значения тепловых сопротивлений элементов конструкции (изоляция, защитные оболочки и т. д.) кабеля и окружающей среды можно представить соответственно в виде:

$$dR_{т.и} dl = \frac{\ln [k_{1(i)} D_{(i)} [k_{1(i-1)} D_{(i-1)}]]}{2\pi \lambda_{иi} [1 + l (\mp TK\lambda_{иi} k_t \pm PK\lambda_{иi} \rho')]}; \quad (9)$$

$$dR_{т.о.с} dl = \frac{F(\tau)}{2\pi \lambda_{н.о.с} [1 + l (\mp TK\lambda_{н.о.с} k_t \pm PK\lambda_{н.о.с} \rho')]}, \quad (10)$$

где $TK\lambda_i = \frac{1}{\lambda_{иi}} \frac{d\lambda}{dT}$ и $PK\lambda_i = \frac{1}{\lambda_{иi}} \frac{\partial \lambda}{\partial P}$ — температурный

и барический коэффициенты теплопроводности i -й оболочки; $F(\tau)$ — функция времени работы кабеля под нагрузкой после включения; $\lambda_{иi}$, $\lambda_{н.о.с}$ — коэффициенты теплопроводности i -й оболочки кабеля и окружающей среды соответственно при $T = T_n$, Вт/(К·м); $D_{(i)}$, $D_{(i-1)}$ — характеристические размеры коаксиальных элементов кабеля; $k_{1(i)}$, $k_{1(i-1)}$ — коэффициенты, характеризующие влияние температурного расширения, сорбции жидкостей и газов и барического сжатия элементов конструкции (изоляция и др.) кабеля на $D_{(i)}$ и $D_{(i-1)}$ соответственно.

Зависимости электро- и теплофизических свойств полимеров от температуры и давления немонокотны [Л. 2—5 и др.]. Зависимости $\lambda = f(T)$ полиэтилена и полипропилена проходят через минимум при температуре плавления кристаллитов. При повышении P с 0,2 до 100 МПа λ увеличивается у ПЭВД (при $T = 70^\circ\text{C}$) и ПЭНД (при $T = 30^\circ\text{C}$) примерно на 20% [Л. 3]. В динамических режимах T - и P -нагружения гидростатическое давление может приводить к снижению коэффициента теплопроводности λ , а также электропроводности [Л. 3 и 5]. Предполагая, что эти закономерности справедливы и для окружающей кабель среды скважины, в формулах (9) и (10) предусматривается возможность как возрастания, так и убывания λ с изменением T и P .

Подставляя выражение (8), а также

$$d(\Sigma R_t) dl = dR_{т.и} dl + dR_{т.о.с} dl$$

в формулу (7), можно убедиться, что при постоянном токе зависимость $I_{\text{доп}} = f(l)$ — непрерывно убывающая, поскольку при обычно реализуемых значениях $TK\rho$, $PK\lambda$, $TK\lambda$, ρ' формула (4) преобразуется к виду:

$$I_{\text{доп}} \approx \sqrt{\frac{2\pi Q (T_{ж} - T_n - k_t l) \left(\sum_1^i \lambda_{иi} + \lambda_{н.о.с} \right)}{k_y \rho_n \left\{ \sum_1^i \ln [k_{1(i)} D_{(i)} / k_{1(i-1)} D_{(i-1)}] + F(\tau) \right\}}}$$

где $\sum_{i=1}^i \lambda_{ni}$ — сумма начальных значений коэффициентов теплопроводности элементов конструкции кабеля и окружающей среды.

При переменном напряжении $U_{\text{раб}} > 100$ кВ расчет $I_{\text{доп}}$ должен производиться с учетом диэлектрических потерь в изоляции. Поскольку $U_{\text{раб}}$ рассматриваемых кабелей не превышает нескольких киловольт, диэлектрическими потерями в изоляции можно пренебречь.

В некоторых случаях кабель при работе в скважине подвергается значительному локальному разогреву (например, при работе с теплоэлектронагревателями ТЭН). Так как в основном такому разогреву подвергается участок, работающий при максимальной температуре (конец кабеля), в этих случаях в формулах для $I_{\text{доп}}$ (это относится и к другим характеристикам) к температуре $T = k_l l$ необходимо прибавить максимальную температуру локального разогрева $T_{\text{лок}}$. При передаче по кабелю к ТЭН мощности порядка 20 кВ·А $T_{\text{лок}}$ может составить несколько десятков градусов [Л. 5].

При переменном токе μ_r ферромагнитных элементов кабеля (броня, стальная часть сталемедных жил) существенно изменяется в зависимости от напряженности магнитного поля H , частоты и температуры (в нашем случае — от глубины погружения кабеля). Приводимые в литературе значения $\mu_r = 100-120(200)$ относятся к низкоуглеродистой стали при напряженности магнитного поля постоянного тока 7000—8000 А/м и температуре 20°C. В рассматриваемых кабелях применяются проволоки из высокоуглеродистых сталей У9, а также марки В, группы СС или ЛС и др.

Экспериментальными исследованиями¹ установлено, что зависимость $\mu_r = f(H)$ этих сталей в интервале $H = 0,8-40 \cdot 10^3$ А/м в диапазоне температур 20—300°C проходит через максимум при $H = 79,58$ А/м (см. таблицу). Было выявлено, что

H, А/м	Значения относительной магнитной проницаемости μ_r (при постоянном токе) углеродистой стали при температурах (°C)					
	20	80	140	200	260	300
0,7958	351	348	205	125	55	36
7,958	872	868	725	470	112	88
39,79	4100	4096	3000	1000	560	405
79,58	5700	5695	4300	1500	690	560
119,37	5000	4997	3500	1000	530	470
159,16	3940	3935	3000	950	420	311
397,9	2210	2205	1900	900	240	189
795,8	1205	1200	950	630	280	96
1591,6	673	667	530	250	80	54
3979	250	246	200	98	45	27
7958	164	158	100	70	30	15
19895	112	109	77	56	26	12,3
23874	60	58	50	44	21	7,4
39790	35,4	33,1	25	20	12	3,9

температурная зависимость μ_r (падающая) может быть в зависимости от температурного интервала как линейной, так и нелинейной. Для стальных проволок, выпускаемых по ГОСТ 7372—77 и

¹ В исследованиях, кроме автора, принимали участие С. В. Кузьминов, Р. А. Салахутдинов и Ю. Д. Клейман.

ТУ 14—4—593—75, в исследуемом диапазоне H при $f=0$ и $T=20-120^\circ\text{C}$ значение μ_r не изменяется или незначительно снижается (линейно), а при более высоких температурах эта характеристика поддается кусочно-линейной аппроксимации. У оцинкованной стали 50 в интервалах $(20-180)^\circ\text{C}$ и $(180-300)^\circ\text{C}$ значения μ_r уменьшаются по линейным законам с различными TK_{μ_r} . Для стали У9 при $H=79,58$ А/м в первом интервале ($T=20-120^\circ\text{C}$) при постоянном токе

$$\mu_{r(T)1} = \mu_{rH1}(1 - TK_{\mu_{r1}} k_l l) = \mu_{rH1} - TK_{\mu_{r1a6c}} k_l l,$$

где μ_{rH1} — значение μ_r при температуре $T_H = 20^\circ\text{C}$; $TK_{\mu_{r1a6c}} = \partial \mu_{r1} / \partial T$; $\mu_{rH1} = 150$; $|TK_{\mu_{r1a6c}}| = 0,075 \text{ K}^{-1}$. Во втором интервале ($T=120-300^\circ\text{C}$)

$$\mu_{r(T)2} = 2,54 \mu_{H1} \exp[-TK_{\mu_{r2}}(T_H + k_l l)],$$

где $|TK_{\mu_{r2}}| = 0,009 \text{ K}^{-1}$.

Частотная зависимость μ_r для $f > 15,9$ Гц выражается в виде:

$$\mu_{rf} = a f^{-n} \leq \mu_{r\text{пост}}(H), \quad (11)$$

где $\mu_{r\text{пост}}$ — значение μ_r при постоянном токе и напряженности магнитного поля H .

Приведем значения a и n для некоторых частот с учетом ограничения (11). Для стали марки В группы СС при $f=290-1590$ Гц значения $a=2849$, $n=0,496$; при $f=15,9$ Гц — $a=26071$, $n=0,95$; при $f=15,9-159$ кГц — $a=666$, $n=0,26$.

С учетом [Л. 6] локальное значение активной составляющей комплексного сопротивления гибкой жилы при переменном токе $f < 60$ кГц

$$\frac{dR_a}{dl} = R_0 \left\{ 1 + F[k_{Tf}r] + G[k_{Tf}r] \left(\frac{n_1 d_0}{d} \right)^2 m \right\}, \quad (12)$$

где $F[k_{Tf}r]$, $G[k_{Tf}r]$ — коэффициенты поверхностного эффекта и эффекта близости; k_{Tf} — коэффициент вихревых токов; r — радиус жилы; d_0 — диаметр проволоки; $d=2r$; n_1 — число проволок в жиле; $m=f(n)$.

С учетом приведенных ранее соотношений

$$k_{Tf} = \sqrt{\frac{2\pi f \mu_0 \mu_{rTf}}{\rho_T}} = 2,8 \cdot 10^{-3} \sqrt{\frac{af^{1-n} \mu_{rH1}}{\rho_{H1}(1 + TK_{\rho} k_l l)}},$$

где $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ — магнитная проницаемость вакуума, Гн/м; ρ_T — удельное сопротивление жилы, Ом·мм²/м; μ_{rTi} — функция μ_r от T в i -м температурном интервале.

Для стали У9 в первом температурном интервале ($T=20-120^\circ\text{C}$)

$$k_{Tf} = 2,8 \cdot 10^{-3} \sqrt{\frac{af^{1-n} \mu_{rH1}(1 - TK_{\mu_{r1}} k_l l)}{\rho_{H1}(1 + TK_{\rho} k_l l)}}; \quad (13)$$

во втором температурном интервале ($T=120-300^\circ\text{C}$)

$$k_{Tf} = 4,45 \cdot 10^{-3} \sqrt{\frac{af^{1-n} \mu_{rH1} \exp[-TK_{\mu_{r2}}(T_H + k_l l)]}{\rho_{H1}(1 + TK_{\rho} k_l l)}}. \quad (14)$$

Анализ показывает, что с увеличением l в первом температурном интервале величины $F[k_{Tf}r]$ и $Q[k_{Tf}r]$ слабо уменьшаются, но $\frac{dR_a}{dl}$ все же возрастает из-за существенного увеличения R_0 . Во втором интервале происходит сильное уменьшение k_{Tf} , $F[k_{Tf}r]$ и $Q[k_{Tf}r]$. Следовательно, $I_{\text{доп}}$ в первом интервале уменьшается с увеличением l , хотя и менее сильно, чем при постоянном токе.

Во втором интервале $I_{\text{доп}}$ может существенно возрастать с увеличением l . При этом разный темп уменьшения числителя и знаменателя с увеличением l может привести к появлению экстремума в зависимости $I_{\text{доп}}=f(l)$.

При $f > 60$ кГц $\frac{dR_a}{dl}$ для сплошного проводника можно рассчитать по формуле:

$$R_{ad} = \frac{dR_a}{dl} = \frac{k_{\text{тл}}}{V \sqrt{2} \pi d} = \frac{2,8 \cdot 10^{-3} V a f^{1-n} \mu_{\text{рн}} \rho_{\text{н}} (1 + TK \rho k_t l)}{V \sqrt{2} \pi d}, \quad (15)$$

где d — диаметр прямого или внутренний диаметр обратного проводов коаксиала, мм.

Подставляя в (15) локальные значения μ_r и ρ , с учетом частотной зависимости μ_r получаем: в первом интервале ($T=20 \div 120^\circ\text{C}$)

$$R_{ad} = A_0 V \mu_{\text{рн}} + k_t l (\mu_{\text{рн}} TK \rho - TK \mu_{\text{р1а6с}} TK \rho k_t l), \quad (16)$$

где

$$A_0 = \frac{0,633 \cdot 10^{-3} V a f^{1-n} \rho_{\text{н}}}{d};$$

во втором интервале ($T=20 \div 300^\circ\text{C}$)

$$R_{ad} = B V \exp[-TK \mu_{\text{р2}} (T_{\text{н}} + k_t l)] (1 + TK \rho k_t l), \quad (17)$$

где

$$B = \frac{10^{-3} V a f^{1-n} \rho_{\text{н}} \mu_{\text{рн}}}{d}.$$

Дифференцируя (16) по l и приравнявая производную нулю, получаем:

$$l_{\text{экстр}} = \frac{\mu_{\text{рн}}}{2TK \mu_{\text{рн}} k_t} - \frac{1}{2TK \rho k_t},$$

откуда экстремальная длина равна 87,5 км при $k_t=10^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$, 29,26 км при $k_t=30^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$ и 14,62 км при $k_t=60^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$. Этот экстремум является максимумом, поскольку

$$|\mu_{\text{рн}} TK \rho + TK \mu_{\text{р1а6с}}| > |TK \mu_{\text{р1а6с}} TK \rho k_t l|$$

до $l=53$ км при $k_t=30^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$; 26,4 км при $k_t=60^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$; 17,65 км при $k_t=90^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$.

Поскольку строительные длины силовых кабелей для скважин не превышают нескольких километров, можно считать, что в случаях, когда призабойные температуры не превышают 120°C , R_a возрастает с увеличением l . Учет зависимости μ_r от f приводит к увеличению R_a в $\sqrt{af^{1-n}}$ раз (без учета этой зависимости R_a увеличивается с частотой в \sqrt{f} раз, т. е. значительно сильнее).

Во втором интервале температур [формула (17)] резкое уменьшение μ_r одновременно с ростом ρ и увеличением T может привести к появлению экстремума в зависимости $R_a=f(l)$.

Для его нахождения представим (17) в виде

$$R_{ad} = B [e^{(\beta_0 + \gamma_0 l)} (1 + \alpha_0 l)^{1/2}],$$

где $\beta_0 = -TK \mu_{\text{р2}} T_{\text{н}}$; $\gamma_0 = -\frac{1}{2} TK \mu_{\text{р2}} k_t$; $\alpha_0 = TK \rho k_t$.

Тогда

$$R'_{ad} = B \left[\gamma_0 e^{(\beta_0 + \gamma_0 l)} (1 + \alpha_0 l)^{1/2} + \right.$$

$$\left. + \frac{\alpha_0}{2} (1 + \alpha_0 l)^{-1/2} e^{(\beta_0 + \gamma_0 l)} \right] dl.$$

Экстремум может иметь место при

$$\gamma_0 (1 + \alpha_0 l)^{1/2} e^{(\beta_0 + \gamma_0 l)} = -\frac{\alpha_0}{2} (1 + \alpha_0 l)^{-1/2} e^{(\beta_0 + \gamma_0 l)},$$

откуда

$$l_{\text{экстр}} = -\left(\frac{1}{2\gamma_0} + \frac{1}{\alpha_0}\right). \quad (18)$$

Подставляя в формулу (18) значения γ_0 и α_0 , убеждаемся, что при любых значениях k_t $l_{\text{экстр}} < 0$, т. е. экстремум отсутствует. В интервале $T=120 \div 300^\circ\text{C}$ R_a резко падает с увеличением l , поскольку уменьшение μ_r с температурой превалирует над соответствующим увеличением ρ . Таким образом, если в интервале $T=20 \div 120^\circ\text{C}$ $I_{\text{доп}}$ с увеличением l монотонно уменьшается (но существенно меньше, чем в случае, когда не учитывается уменьшение μ_r с увеличением температуры), то в интервале $T=120 \div 300^\circ\text{C}$ $I_{\text{доп}}$ может сильно возрастать. Этот важный вывод приводит к необходимости и дает возможность пересмотра существующих взглядов на вопросы расчета, конструирования, использования силовых, а также электротелеметрических (например, с полимерным протектором поверх брони) кабелей с ферромагнитными элементами, предназначенных для работы в скважинах.

Следствием такого пересмотра может быть экономия конструкционных материалов и увеличение передаваемых мощностей, а также повышение надежности прогнозирования работы кабелей в скважинах.

Резюмируя изложенное, можно считать, что в случае, если один и тот же кабель используется во всем интервале $T=20 \div 300^\circ\text{C}$, а в интервале $T=120 \div 300^\circ\text{C}$ $I_{\text{доп}}$ непрерывно растет с увеличением l , допустимым следует считать минимальный ток кабеля, получаемый при расчете $I_{\text{доп}}$ по формуле (7) с применением локальных значений сопротивления жилы, рассчитываемых по формулам (12), (13), (16). Если кабель используется в скважине только в интервале $T=120 \div 300^\circ\text{C}$, то при расчете по формуле (7) следует использовать значения $\frac{dR_a}{dl}$, рассчитываемые при помощи формул

(12), (14), (17). В этом случае зависимость $I_{\text{доп}}=f(l)$ также может иметь экстремум, обусловленный разным темпом уменьшения числителя и знаменателя с увеличением l в выражении для расчета $I_{\text{доп}}$. Минимальное значение зависимости $I_{\text{доп}}=f(l)$ будет допустимым током нагрузки кабеля, работающего в скважине с $T_{\text{н}}=120^\circ\text{C}$ и $T_{\text{г}}=300^\circ\text{C}$.

Для упрощения выкладок при нахождении экстремума $I_{\text{доп}}$ учитываем, что изменениями удельного сопротивления и коэффициентов теплопроводности с увеличением l по сравнению с изменением температуры (числитель) и μ_r (знаменатель) можно пренебречь, тогда

$$I_{\text{доп}} = A_1 \sqrt{\frac{T_{\text{ж}} - T_{\text{н}} - k_t l}{\exp[-TK \mu_{\text{р2}} (T_{\text{н}} + k_t l)]}} = A_1 (T_{\text{ж}} - T_{\text{н}} - k_t l)^{1/2},$$

где

$$A_1 = \sqrt{\frac{2\pi d \left(\sum_1^i \lambda_{hi} + \lambda_{h.o.c} \right)}{10^{-3} a f^{1-n} \rho_{hi} \mu_{rhi} \left[\sum_1^i \ln \frac{k_1(i) D_i}{k_1(i-1) D_{i-1}} + F(\tau) \right]}};$$

$$I'_{доп} = -\frac{A_1 k_t dl}{2} \exp \left[-\frac{TK \mu_{r2} (T_n + k_t l)}{2} \right] \times$$

$$\times \left(\frac{1}{\sqrt{T_{ж} - T_n - k_t l}} + TK \mu_{r2} \sqrt{T_{ж} - T_n - k_t l} \right). \quad (19)$$

Приравняем (19) нулю и определим корни:

$$1) \exp \left[-\frac{TK \mu_{r2} (T_n + k_t l)}{2} \right] = 0; \quad l_{экстр} = \infty.$$

Экстремум отсутствует.

$$2) \frac{1}{\sqrt{T_{ж} - T_n - k_t l}} + TK \mu_{r2} \sqrt{T_{ж} - T_n - k_t l} = 0;$$

$$l_{экстр} = \frac{1}{k_t} \left(T_{ж} - T_n + \frac{1}{TK \mu_{r2}} \right).$$

Поскольку рассматривается интервал $T=120 \div 300^\circ\text{C}$, примем $T_{ж}=300^\circ\text{C}$. При $T_n=20^\circ\text{C}$ $l_{экстр}=391/k_t$. При $k_t=30^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$, $l_{экстр}=13$ км.

Следует заметить, что если экстремум при $l=13$ км и существует (легко убедиться, что этот экстремум — максимум), то он находится при $T=20+30 \cdot 13=410^\circ\text{C}$, т. е. за пределами рассматриваемого интервала температур. Рассмотрение $I'_{доп}$ при $l=12$ и 14 км показывает, что в области $14 > l > 12$ (знаки производной одинаковы) экстремум отсутствует.

Таким образом, можно заключить, что зависимость $I_{доп}=f(l)$ рассматриваемого кабеля в интервале $T=20 \div 300^\circ\text{C}$ имеет минимум при $T=120^\circ\text{C}$ (при $k_t=30^\circ\text{C} \cdot \text{км}^{-1}$ $T_n=20^\circ\text{C}$ при $l=3,33$ км), который и является допустимым током кабеля.

Для совместной работы кабеля, наземной и погружаемой в скважину аппаратуры требуется точное знание интегральных характеристик неоднородной по длине кабельной линии индуктивности, сопротивления токопроводящих жил и изоляции и т. д. Некоторые из этих характеристик регламентируются. Так, интегральные значения сопротивления жил погружаемых в скважины электротелеметрических кабелей

$$R_{ж\Sigma} = k_c (R_{ж}) \int_0^L R_{ж}(l) dl \leq R_{ж.доп}; \quad (20)$$

силовых кабелей

$$R_{ж\Sigma} = k_c (R_{ж}) \int_0^L R_{ж}(l) dl \leq \frac{\Delta U}{I_{пуск}}. \quad (21)$$

Соответственно для проводимости изоляции имеем

$$G_{из\Sigma} = k_c (R_{из}) \int_0^L G_{из}(l) dl \leq G_{из.доп}; \quad (22)$$

для внутренней индуктивности

$$L'_{\Sigma} = k_c (L') \int_0^L L'(l) dl \leq L'_{доп} \quad (23)$$

и для емкости

$$C_{\Sigma} = k_c (C) \int_0^L C(l) dl \leq C_{доп}, \quad (24)$$

где $k_c(R_{ж})$, $k_c(G_{из})$ и т. д. — коэффициенты, характеризующие изменение $R_{ж}$, $G_{из}$ и других характеристик в процессе эксплуатации; $R_{ж}(l)$, $G_{из}(l)$ — функции $R_{ж}$, $G_{из}$ и т. д. соответственно от текущей координаты глубины погружения кабеля в скважину; $R_{ж.доп}$, $G_{из.доп}$ и т. д. — допустимые суммарные значения $R_{ж}$, $G_{из}$ и т. д. соответственно; ΔU — потеря напряжения в кабельной линии; $I_{пуск}$ — пусковой ток питаемого кабеля силового устройства; L — глубина погружения кабеля в скважину, при которой рассчитывается интегральная характеристика.

Интегралы в выражениях (20)–(24) с учетом (6) можно представить в виде

$$\int_0^L f(l) dl = \int_{T_n}^{T_l} F(T) dT$$

или

$$\int_0^L f(l) dl = \int_{P_n}^{P_l} \Phi(P) dP.$$

Для случаев линейной или кусочно-линейной аппроксимации функций $F(T)$ и $\Phi(P)$ решения для электрофизических характеристик погруженного в скважину кабеля приведены в [Л. 2 и 5]. Не представляет особых трудностей также решение интеграла в случае нелинейной зависимости электропроводности изоляции от T и P .

Для случая экспоненциальной зависимости $G_{из}$ от T и P_n с учетом экстремальности зависимости $G_{из}=f(P)$ при T – P -нагрузении [Л. 5] решение имеет вид

$$R_{из\Sigma} = \left[\int_0^L G_{из}(l) dl \right]^{-1} =$$

$$= \frac{k_c (R_{из}) \rho_n (TKR_{из} k_t \pm PKR_{из} \rho') \ln \frac{k_1 D}{k_{1ж} d}}{2\pi \{ \exp [TKR_{из} (\Delta T_n + k_t L) \pm PKR_{из} (\Delta P_n + \rho' L)] - \exp (TKR_{из} \Delta T_n \pm PKR_{из} \Delta P_n) \}}$$

где $TKR_{из} = \frac{1}{R_{из.н}} \frac{\partial R_{из}}{\partial T}$, $PKR_{из} = \frac{1}{R_{из.н}} \frac{\partial R_{из}}{\partial P}$ — темпе-

ратурный и барический коэффициенты сопротивления изоляции; ΔT_n и ΔP_n — разница температур и давлений в устье скважины и окружающей среды (воздух) соответственно; $k_{1ж}$ — коэффициент, учитывающий влияние температурного расширения и барического сжатия на диаметр жилы.

В общем случае суммарное сопротивление для однородной по длине жилы при постоянном токе

$$R_{ж\Sigma} = k_c (R_{ж}) R_{ж.н} [1 + TKR_{ж} (T_{ж} - T_n)] l.$$

Сопротивление элементарного участка жилы, нагреваемого как током, так и окружающей сре-

дой в скважине, с учетом (5):

$$dR_{жл} = k_c (R_{ж}) R_{ж.н} \left\{ 1 + TKR_{ж} \times \right. \\ \times \left[\frac{R_{ж.н} (1 - TKR_{ж} T_n) \Sigma R_T + T_n + k_t l}{1 - R_{ж.н} I^2 TKR_{ж} \Sigma R_T} - T_n \right] \Big\} dl = \\ = A_2 (1 + TKR_{ж} k_t l) dl,$$

где $A_2 = \frac{k_c (R_{ж}) R_{ж.н}}{1 - R_{ж.н} I^2 TKR_{ж} \Sigma R_T}$; $\Sigma R_T = R_{т.к} + R_{т.о.с.}$;

$$R_{жл} = \int_0^L dR_{жл} = \frac{k_c (R_{ж}) R_{ж.н} L (2 + TKR_{ж} k_t L)}{2 (1 - R_{ж.н} I^2 TKR_{ж} \Sigma R_T)}. \quad (25)$$

Формула (25) справедлива для силовых кабелей. Для электротелеметрических, в частности, геофизических кабелей, нагревом жилы, обусловленным протеканием по ней тока, по сравнению с температурой окружающей кабель среды можно пренебречь. В этом случае

$$R_{жл} = \frac{k_c (R_{ж}) R_{ж.н} L (2 + TKR_{ж} k_t L)}{2}.$$

Для ступенчатой конструкции электротелеметрических кабелей, когда жилы участков кабеля различаются, в общем случае

$$R_{жл} = \sum_1^k \frac{k_c (R_{ж})_k R_{ж.н} L_k (2 + TKR_{ж} k_t L_k)}{2},$$

где k — количество ступеней; $R_{ж.н} k$ — начальное для k -й степени значение $R_{ж}$ с учетом температуры; L_k — длина k -й ступени; $TKR_{ж} k$ — температурный коэффициент сопротивления k -го участка жилы.

Значения $R_{ж.н. k}$ должны определяться при $T_{н k} = T_n + k_t \sum_1^{k-1} L_{k-1}$:

$$R_{ж.н. k} = R_{ж.н} [1 + TKR_{ж} (T_{н k} - T_n)] = \\ = R_{ж.н} \left(1 + TKR_{ж} k_t \sum_1^{k-1} L_{k-1} \right).$$

При передаче по кабелю переменного тока величина R_a токопроводящего сплошного элемента может быть получена в виде

$$R_{ad} = \frac{0,633 k_c R_a \sqrt{f} 10^{-3}}{d} \int_0^L \sqrt{\mu_r l \rho_l} dl. \quad (26)$$

В случае, если токопроводящий элемент выполнен из меди, $\mu_r \neq f(T, f) = 1$, и тогда активное сопротивление составляет

$$R_{ad} = \frac{k_c (R_a) 13,9 \sqrt{f} [(1 + 0,004 d_t L)^{3/2} - 1] 10^{-3}}{d k_t}, \text{ Ом.}$$

Для случая линейной зависимости $\mu_r = f(T)$ ферромагнитного элемента интеграл в уравнении (26) решается в элементарных функциях. При $\rho_n = 0,19 \text{ мкОм} \cdot \text{м}$

$$R_{ad} = \frac{k_c (R_a) 0,28 \sqrt{a f^{1-n}}}{d} \left\{ \left(\frac{L}{2} - \frac{458}{k_t} \right) \times \right. \\ \times \sqrt{150 + 0,825 k_t L - 0,00045 k_t^2 L^2} +$$

$$+ \frac{1250}{k_t} \left[\arcsin \frac{0,0009 k_t L - 0,825}{0,975} - \right. \\ \left. - \arcsin(-0,85) - \frac{5600}{k_t} \right] \Big\}.$$

Угол, вычисляемый по выражению в квадратных скобках, должен быть выражен в радианах.

В случае нелинейной, в частности экспоненциальной, зависимости $\mu_r = f(T)$ решение интеграла в уравнении (26) в элементарных функциях не представляется возможным; он может быть решен на ЭВМ [Л. 5] или приведен к табличным значениям.

Уравнение (26) для случая нелинейной зависимости $\mu_r = f(T)$ имеет вид

$$R_{ad} = A_3 \int_0^L \sqrt{[\exp(\alpha + \beta l)] (\gamma + \theta l)} dl,$$

где

$$A_3 = \frac{1,59 \cdot 10^{-3} k_c (R_a) \sqrt{a f^{1-n}}}{d};$$

$$\alpha = -TK\mu_{r2} T_n; \quad \beta = -TK\mu_{r2} k_t; \quad \gamma = \rho_n; \quad \theta = \rho_n TK\mu_{r2} k_t.$$

Произведем замену переменной $l = -\left(\frac{t^2}{\beta} + \frac{\gamma}{\theta}\right)$

и, соответственно изменив пределы интегрирования $l_1 = 0$ и $l_2 = L$ на $t_1 = \sqrt{-\frac{\gamma\beta}{\theta}}$ и $t_2 = \sqrt{-\frac{\beta(\gamma + \theta L)}{\theta}}$, получим:

$$R_{ad} = -\frac{A_3}{\beta} \sqrt{-\frac{\gamma}{\beta}} \int_{t_1}^{t_2} t \sqrt{\exp\left(\frac{\alpha\theta - \beta\gamma}{\theta}\right) - t^2} 2t dt.$$

После ряда математических преобразований с учетом частотной зависимости μ_r получим

$$R_{ad} = A_3 \left\{ B(L) + C \sqrt{\frac{2\pi\theta}{\beta}} \left[\Phi\left(\sqrt{-\frac{\gamma\beta}{\theta}}\right) - \right. \right. \\ \left. \left. - \Phi\left(\sqrt{-\frac{(\gamma + \theta L)\beta}{\theta}}\right) \right] \right\}, \quad (27)$$

где $\Phi\left(\sqrt{-\frac{\gamma\beta}{\theta}}\right) = \Phi(u_1)$; $\Phi\left(\sqrt{-\frac{(\gamma + \theta L)\beta}{\theta}}\right) = \Phi(u_2)$

— табулированные интегралы вероятностей (значения $\Phi(u)$ могут быть найдены в [Л. 7]);

$$B(L) = \frac{2}{\beta} \exp\left(\frac{\alpha\theta - \beta\gamma}{2\theta}\right) \left[\sqrt{\gamma + \theta L} \exp\left(\frac{\gamma + \theta L}{2\theta} \beta\right) - \right. \\ \left. - \sqrt{\gamma} \exp\left(\beta \frac{\gamma}{2\theta}\right) \right] = \frac{2}{\beta} \exp\left(\frac{\alpha}{2}\right) \times \\ \times \left[\sqrt{\gamma + \theta L} \exp\left(\frac{\beta L}{2}\right) - \sqrt{\gamma} \right];$$

$$C = \frac{2 \exp\left[\frac{(\alpha\theta - \beta\gamma)/2\theta}{\beta}\right]}{\beta} = \frac{2}{\beta} \exp\left(\frac{\alpha}{2}\right) \exp\left(-\beta \frac{\gamma}{2\theta}\right).$$

Формула (27) справедлива при $TK\mu < 0$. Подставляя в (27) значение A_3 , $B(L)$, C , θ , β , γ , α , после преобразований получаем в окончательном виде:

$$R_{ad} = \frac{1,59 \cdot 10^{-3} k_c (R_a) \sqrt{a f^{1-n}}}{d} \left\{ \left[-\frac{2 \sqrt{\rho_n}}{TK\mu_{r2} k_t} \times \right. \right.$$

$$\times \exp\left(-\frac{TK\mu_{r2}T_n}{2}\right)\left[\sqrt{1+TK\rho k_t L}\times\right. \\ \times \exp\left(-\frac{TK\mu_{r2}k_t L}{2}\right)-1-2\pi\frac{TK\rho}{TK\mu_{r2}}\times \\ \times \exp\left(-\frac{TK\mu_{r2}}{2TK\rho}\right)\left[\Phi\sqrt{\frac{KT\mu_{r2}}{TK\rho}}-\right. \\ \left.-\Phi\sqrt{\frac{TK\mu_{r2}(1+TK\rho k_t L)}{TK\rho}}\right]\left.\right\}.$$

В случае $TK\mu > 0$ ($\frac{\beta}{2\theta} > 0$)

$$R_{ad} = \frac{1,59 \cdot 10^{-3} k_c(R_a) V \overline{af^{(1-n)}}}{d} \times \\ \times \left\{ B(L) + C \sqrt{\frac{2\theta}{\beta}} \left[\frac{W \sqrt{\frac{\gamma\beta}{2\theta}}}{\exp\left(-\frac{\gamma\beta}{2\theta}\right)} - \frac{W \sqrt{\frac{\gamma+\theta L}{2\theta}} \beta}{\exp\left(-\frac{\gamma+\theta L}{2\theta}\right)} \right] \right\}.$$

Значения функции $W(z)$ указаны в [Л. 8].

В [Л. 5] показано, что R_{ad} и собственная индуктивность L'_d ферромагнитных элементов при нахождении кабеля в скважине связаны между собой соотношением

$$R_{ad} = 63,3 f L'_d,$$

что дает возможность простым пересчетом определять значение L'_d при вычисленном (или измеренном) значении R_{ad} и наоборот.

Интегральное значение емкости коаксиала, погруженного в скважину,

$$C_l = \frac{k_c(C) k_3 \epsilon_n L [2 + L(PK\epsilon_{\rho'} - TK\epsilon k_t)]}{36 \ln \frac{k_1 D}{k_{1ж} d}}$$

или

$$C_l = \frac{k_c(C) k_3 L [2\epsilon_n + L(PK\epsilon_{abc}\rho' - TK\epsilon_{abc}k_t)]}{36 \ln \frac{k_1 D}{k_{1ж} d}},$$

где k_3 — коэффициент, характеризующий форму обратного провода; $PK\epsilon = \frac{1}{\epsilon_n} \frac{\partial \epsilon}{\partial P}$; $TK\epsilon = \frac{1}{\epsilon_n} \frac{\partial \epsilon}{\partial T}$ — соответственно барический и температурный коэффициенты диэлектрической проницаемости диэлектрика; $TK\epsilon_{abc} = \frac{\partial \epsilon}{\partial T}$; $PK\epsilon_{abc} = \frac{\partial \epsilon}{\partial P}$.

В трехжильных кабелях $\ln \frac{k_1 D}{k_{1ж} d}$ заменяется на „геометрический фактор“, учитывающий расстояние между центрами жил.

В случае, если учитывается только влияние T и P на D , коэффициент k_1 заменяется на $k_{1T,P}$, значения которого для различных материалов приведены в [Л. 9].

Проводимость изоляции при переменном ток

$$G_l = 2\pi f C_l \operatorname{tg} \delta_l,$$

где $\operatorname{tg} \delta_l$ — среднее значение $\operatorname{tg} \delta$ изоляции погруженного в скважину участка кабеля.

Правильность приведенных выше формул проверялась при натурных экспериментах в скважинах². Исследовались геофизические кабели

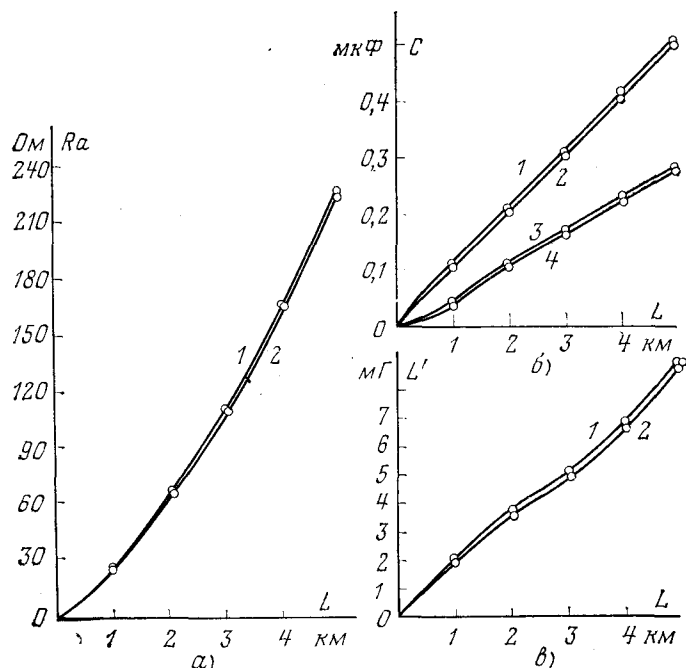


Рис. 1. Зависимость интегральных значений характеристик геофизического кабеля КТБФ-6 от глубины погружения в скважину.

а — активное сопротивление токопроводящих жил (1 — измерения при нахождении кабеля в скважине; 2 — расчет); б — емкость жила — броня (кривые 1 и 2) и жила — жила (кривые 3 и 4) (1 и 3 — расчет, 2 и 4 — измерения при нахождении кабеля в скважине); в — индуктивность жила — броня (1 — измерения при нахождении кабеля в скважине, 2 — расчет).

КОБД-4 и КОБД-6 (одножильные с токопроводящей жилой из медных и стальных проволок с резиновой изоляцией), КТБ-6 (то же, трехжильный) и КТБФ-6 (трехжильный, с токопроводящей жилой из медных проволок и изоляцией из фотопластин 40Ш) в глубоких скважинах одной из промыслово-геофизических экспедиций. Особенно подробно исследованы кабели КОБД-6 (к моменту исследования кабель эксплуатировался в течение 195 ч) и КТБФ-6 (к моменту исследования время эксплуатации составило 225 ч). Сравнение экспериментальных и расчетных значений позволяет сделать вывод о корректности выведенных формул.

Зависимости $R_a = f(L)$, $C = f(L)$, $L' = f(L)$, $R_{из} = f(L)$ приведены на рис. 1—3. Для емкости практически $k_c \approx 1$.

Приведенные формулы для расчета первичных параметров кабелей позволяют определить вторичные параметры передачи (в данной статье эти вопросы не рассматриваются).

Рассмотрим расчет тепловых сопротивлений кабеля и окружающей среды. Теплопроводность элементарного участка цилиндрической оболочки кабеля

$$d\Phi = \frac{2\pi\lambda}{\ln \frac{k_1 D}{k_{1ж} d}}.$$

Полная теплопроводность изоляционной оболочки погруженного в скважину кабеля с учетом влияния на нее температурного расширения, барического сжатия, сорбции ею эксплуатационной среды

$$\Phi_{\Sigma} = \int_0^L d\Phi_{\Sigma},$$

² В работах принимали участие С. А. Иногамов и А. А. Мукольянц.

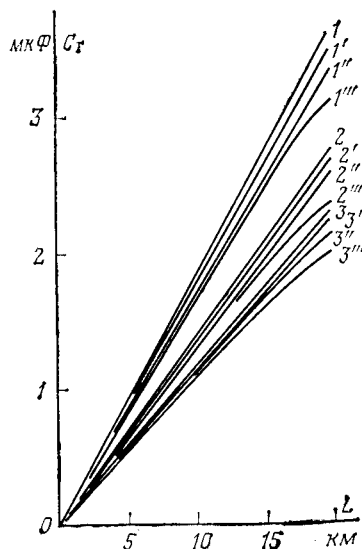


Рис. 2. Зависимость емкости от глубины погружения кабеля в скважину при $K_t = 30^\circ \text{С/км}$.

1—1''' — соответствуют $D/d = 2$; 2—2''' — $D/d = 2.5$; 3—3''' — $D/d = 3$; кривые 1, 2, 3 — $TK\epsilon = 0$; 1', 2', 3' — $TK\epsilon = 0.0001^\circ\text{С}^{-1}$; 1'', 2'', 3'' — $TK\epsilon = 0.0005^\circ\text{С}^{-1}$; 1''', 2''', 3''' — $TK\epsilon = 0.001$ (расчетные).

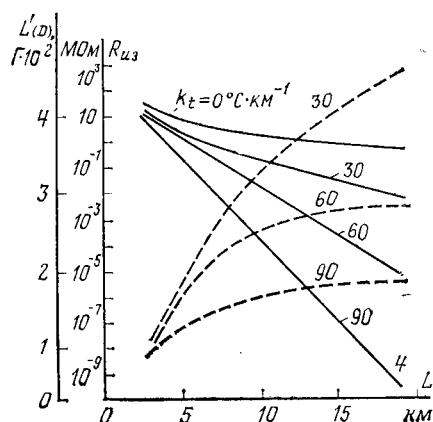


Рис. 3. Зависимость от глубины погружения в скважину, сопротивления изоляции при $TKR_{из} = 0.01^\circ\text{С}^{-1}$, $PKR_{из} = 0.0008 \text{ МПа}^{-1}$ и собственной индуктивности (пунктирные линии) для элемента из стали У9 в интервале температур $120 \div 300^\circ\text{С}$, $TK\rho = 0.006^\circ\text{С}^{-1}$, $\rho_n = 0.19 \text{ мОм} \cdot \text{м}$, $d = 0.5 \text{ мм}$, $f = 10^4 \text{ Гц}$ (расчетные).

а с учетом наиболее сильных факторов — температуры и давления

$$\Phi_{\Sigma}(T, P) = \int_0^L d\Phi_{\Sigma}(T, P) = \frac{2\pi}{\ln[k_1(T, P)D/k_1(T, P)_{ж}d]} \int_0^L \lambda_{T, P} dl.$$

Согласно [Л. 5] для применяющихся в рассматриваемых кабелях полярных диэлектриков в общем случае

$$\lambda_{T, P} = \lambda_n [1 \mp TK\lambda(T - T_n) \pm PK\lambda(P - P_n)] = \lambda_n [1 \mp t(TK\lambda k_t + PK\lambda p')], \quad (28)$$

откуда полная теплопроводность, Вт/К,

$$\Phi_{\Sigma}(T, P) = \frac{\pi\lambda_n L}{\ln \frac{k_1(T, P)D}{k_1(T, P)_{ж}d}} [2 \mp L(TK\lambda k_t \pm PK\lambda p')]. \quad (29)$$

Соответственно общее тепловое сопротивление изоляции, К/Вт

$$R_T(T, P) = \frac{\ln \frac{k_1(T, P)D}{k_1(T, P)_{ж}d}}{\pi\lambda_n L [2 \mp (TK\lambda k_t + PK\lambda p')L]}. \quad (30)$$

С учетом защитных и других оболочек

$$R_T(T, P) = \sum \frac{\ln [k_1(T, P) i D_i / k_1(T, P)_{(i-1)} D_{(i-1)}]}{\pi\lambda_{hi} k_c(\lambda)_i [2 \mp (TK\lambda k_t \pm PK\lambda p')L]}. \quad (31)$$

Формулы (28) — (31) справедливы при линейных зависимостях $\lambda = f(T)$ и $\lambda = f(P)$. В случае нелинейных температурных и барических зависимостей

$$R_{T, K} = \sum_i \frac{\ln [k_1(i) D_i / k_1(i-1) D_{(i-1)}]}{\pi\lambda_{hi} k_c(\lambda)_i \int_0^L [\lambda(T)_i + \lambda(P)_i] dl}.$$

При учете только T и P коэффициент $k_{1(i)}$ заменяется на $k_{1(T, P)}$.

Для многожильных кабелей член $\frac{k_1(i) D_i}{k_1(i-1) D_{(i-1)}}$ заменяется «геометрическим» фактором, который может быть вычислен по [Л. 10 и 11].

Для кабеля ступенчатой конструкции при линейной аппроксимации $\lambda = f(T)$ и $\lambda = f(P)$ в общем случае при $D_{i(k)} = D_{(k-1)}$

$$R_{T, K} = \frac{1}{\sum_k \frac{1}{\sum_i \frac{\ln [k_1(i) D_{(i)k} / k_1(i-1) D_{(i-1)k}]}{\pi\lambda_{hi} k_c(\lambda)_{ik} L_k [2 \mp L_k TK\lambda k_t \pm PK\lambda p']}]}}.$$

Начальное значение λ i -й оболочки k -го участка кабеля с учетом того, что $T_{n, k} = T_n + k_t \sum_1^{k-1} l_{(k-1)}$

$$\lambda_{hi k} = \lambda_{hi} \left[1 + TK\lambda_{ik} k_t \sum_1^{k-1} l_{(k-1)} \right].$$

Рассмотрим расчет теплового сопротивления окружающей среды. При отсутствии в скважинах обсадных труб оно равно тепловому сопротивлению кольца жидкости между кабелем и стенками скважины; при наличии труб $R_{T, о.с}$ складывается из тепловых сопротивлений кольца жидкости между кабелем и стенками обсадной трубы ($R_{T, ж}$) и колонны обсадных труб в земле ($R_{ст}$). После достижения установившейся температуры поверхности кабеля, стенок скважины или колонны обсадных труб и контактирующей с ними жидкости можно считать изотермическими. Поэтому тепловое сопротивление кольца жидкости, а также стенок скважины при $l \gg d$ и $k_t = 0$ в первом приближении можно определить по формулам для случая прокладки кабеля в земле, К·м/Вт:

$$R_{T, ж} = \frac{\rho_{т, ж}}{2\pi} \ln \frac{2l}{D_k}; \quad R_{T, ст} = \frac{\rho_{т, ст}}{2\pi} \ln \frac{2l}{D_{ст}},$$

где $\rho_{т, ж}$ и $\rho_{т, ст}$ — удельные тепловые сопротивления окружающей кабель жидкости и стенки скважины

(или колонны обсадных труб), $K \cdot \text{м/Вт}$; $D_{\text{ст}}$ — диаметр скважины (необсаженной) или обсадной колонны.

Стенки скважины состоят из слоев с различными значениями коэффициентов теплопроводности $\lambda = \rho^{-1}$. Поэтому тепловая проводимость (поток) в этом случае определяется как сумма тепловых проводимостей всех слоев. Следует иметь в виду, что вследствие криволинейности скважин кабеля имеют хороший контакт со стенками (в необсаженных скважинах) во многих местах, и значения $R_{\text{т.ж}}$, рассчитанные по (32), будут в этом случае несколько завышенными.

Для учета динамики разогрева окружающей среды после включения нагрузки, т. е. для неустановившегося теплового режима, точное значение $R_{\text{т.ст}}$ можно получить заменой $2l/D_{\text{ст}}$ на $r_{\text{т.в}}/r_{\text{ст}}$, где $r_{\text{т.в}}$ (радиус теплового влияния) — расстояние от оси скважины до точки, где повышение температуры окружающей среды за счет тепловыделения кабеля в данный момент равно нулю. Взаимосвязь между временем непрерывной работы кабеля под нагрузкой и радиусом теплового влияния согласно [Л. 12] определяется как

$$\tau = \frac{R_{\text{т.в}}}{4\lambda_{\text{ж}}} cL^2 \left[1 - \left(\frac{R_{\text{ст}}}{R_{\text{т.в}}} \right)^2 \left(1 - 2 \ln \frac{R_{\text{ст}}}{R_{\text{т.в}}} \right) \right],$$

где $R_{\text{т.в}} = r_{\text{т.в}}/L$ — безразмерный радиус теплового влияния; $R_{\text{ст}} = r_{\text{ст}}/L$ — безразмерный радиус колонны обсадных труб; c — объемная удельная теплоемкость среды, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$; значение $r_{\text{т.в}}$ изменяется с глубиной скважины (может как увеличиваться, так и уменьшаться) и всегда возрастает с увеличением времени непрерывной работы кабеля.

В [Л. 12] показано, что

$$r_{\text{т.в}} = r_{\text{ст}} a \tau^b,$$

где a и b — постоянные, зависящие от свойств составляющих скважину пород.

С учетом вышеизложенного

$$R_{\text{т.ст}} = \frac{\rho_{\text{т.ст}}}{2\pi} \ln \frac{r_{\text{ст}} a \tau^b}{r_{\text{ст}}} = \frac{\rho_{\text{т.ст}}}{2\pi} \ln (a \tau^b).$$

При условии, что температурная и барическая зависимости заполняющей скважину жидкости поддаются линейной аппроксимации

$$R_{\text{т.ж}} = \frac{\ln \frac{r_{\text{ст}}}{r_{\text{к}}}}{\pi \lambda_{\text{н.ж}} L [2 \pm L(TK\lambda_{\text{ж}} k_t \pm PK\lambda_{\text{ж}} \rho')]}.$$

Очевидно, $\rho_{\text{т.ст}}$ в общем случае также зависит от T и P , т. е. от $l = \frac{\Delta T}{k_t} = \frac{\Delta P}{\rho'}$, а также от свойств заполняющей скважину жидкости, поэтому суммарное тепловое сопротивление стенок скважины можно представить в виде:

$$R_{\text{т.ст}} = \frac{\ln (a \tau^b)}{2\pi \lambda_{\text{н.ст}} k_c (\lambda_{\text{ст}}) \int_0^l [\lambda_{\text{ст}}(T) + \lambda_{\text{ст}}(P)] dl},$$

где $\lambda_{\text{ст}}(T)$ и $\lambda_{\text{ст}}(P)$ — функции $\lambda_{\text{ст}}$ от температуры и давления.

В случае линейной аппроксимации температурной и барической зависимостей $\lambda_{\text{ст}}$

$$R_{\text{т.ст}} = \frac{\ln (a \tau^b)}{\pi \lambda_{\text{н.ст}} k_c (\lambda_{\text{ст}}) L [2 \pm L(TK\lambda_{\text{ст}} k_t \pm PK\lambda_{\text{ст}} \rho')]}.$$

Для многослойной (вдоль ствола) скважины общее тепловое сопротивление

$$R_{\text{т.ст}} = \sum_1^{k_1} \frac{\ln (a \tau^b)}{\pi \lambda_{\text{н.ст}} k_c (\lambda_{\text{ст}}) L [2 \pm (TK\lambda_{\text{ст}k_1} k_t \pm PK\lambda_{\text{ст}k_1} \rho')]},$$

где k_1 — количество слоев.

Полученные выражения для интегральных значений сопротивления жилы и тепловых сопротивлений могут быть использованы для приблизительных расчетов $I_{\text{доп}}$ в случае непрерывного убывания функции $I_{\text{доп}} = f(l)$. В этом случае значения $I_{\text{доп}}$ будут несколько превышать значения $I_{\text{доп}}$, полученные с применением локальных значений сопротивлений жилы и тепловых сопротивлений.

Некоторые кабели для работы в скважинах имеют не круглое сечение, а прямоугольное (в частности, кабели для электробуров, погружных нефтенасосов). Для двухжильного кабеля типа КТШЭ, применяющегося при электробурении, тепловое сопротивление может быть вычислено по формуле [Л. 11]:

$$R_{\text{т.к}} = \frac{1}{2\pi\lambda} \ln \left[\frac{R_{\text{экр}}^2}{r_0^2} \frac{1 - \frac{a^2}{R_{\text{экр}}^4}}{\sqrt{\frac{4a^2}{r_0^2} - 1}} \right],$$

где $a = r_0 + \Delta$; $R_{\text{экр}} = 2(r_0 + \Delta) + \Delta_1$; r_0 — радиус жилы; $R_{\text{экр}}$ — радиус оболочки; Δ — толщина изоляции; Δ_1 — толщина оболочки.

Естественно, эта формула справедлива в случае равенства значений λ изоляции и оболочки; в ином случае необходимо определить тепловое сопротивление кабеля как сумму тепловых сопротивлений изоляции и оболочки.

Для трехжильного кабеля плоской формы, имеющего изоляцию, общий шланг, подушку под броню, расчет теплового сопротивления проводится для центральной жилы, находящейся в наименее благоприятных тепловых условиях. Согласно [Л. 5]

$$R_{\text{т.к}} \approx \frac{1}{2\pi\lambda_{\text{из}} \ln \frac{b_1}{2r_0}} + \left(\frac{1}{2\pi\lambda_{\text{шл}} \ln \frac{4b_1 + \pi B_1}{4b_1 + \pi B}} \right) \frac{2b_1}{4b_1 + \pi B} + \left(\frac{1}{2\pi\lambda_{\text{под}} \ln \frac{4b_1 + \pi B}{7,14b_1}} \right) \frac{2b_1}{4b_1 + \pi B},$$

где b_1 — диаметр жилы по изоляции; B_1 , B — высота кабеля по подушке под броню и защитной оболочке соответственно.

Допустимый ток, рассчитанный для средней жилы как для одножильного кабеля круглого сечения, является завышенным для трехжильного кабеля плоской формы, поскольку при расчете не учтен подогрев от соседних жил. Учет подогрева возможен, если рассматривать кабель плоской формы в виде проложенной вплотную друг к другу группы кабелей. В этом случае расчет допустимого тока группы $I_{\text{гр}}$ производится по методу понижающих

коэффициентов [Л. 13]

$$I_{гр} = k_2 I_{доп1},$$

где $I_{доп1}$ — допустимый ток для одиночно проложенного кабеля; $k_2 =$

$$\frac{1}{\sqrt{\left(1 + \lg \frac{n}{m}\right) (1 + 2,3 \lg m)}}$$

— коэффициент снижения нагрузки; n — общее число кабелей в группе; m — число слоев в группе (в нашем случае $n=3$; $m=1$, следовательно, $k_2=0,825$).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А. с. 629553 (СССР). Каротажный кабель/ Я. З. Месенжник. Оpubл. в Б. И., 1978, № 39.
2. Месенжник Я. З. Особенности расчета электрофизических и теплофизических характеристик кабеля, находящегося в скважине. — Геофизическая аппаратура, 1969, № 39.
3. Баширов А. Б. Механика полимеров. — Рига, 1976, № 4.
4. Knappe W. Fortschritte der Hochpolymeren. — Forschung, 1971, Bd 7.
5. Месенжник Я. З. Кабели для нефтегазовой промышленности. — Ташкент: Фан, 1972.

6. Белоруссов Н. И., Гроднев И. И. Радиочастотные кабели. — М.: Энергия, 1973.

7. Шишенок Н. А., Репкин В. Ф., Барвинский Л. Л. Основы теории надежности и эксплуатации радиоэлектронной техники. — М.: Советское радио, 1964.

8. Карпов К. А. Таблицы функции $W(z) = e^{-z^2} \int_0^z e^{x^2} dx$

в комплексной области. — М.: Изд-во АН СССР, 1954.

9. Месенжник Я. З., Попов В. А. Сжимаемость изоляции геофизических кабелей. — В кн.: Электроизоляционная и кабельная техника. Промышленная электроника. Иркутск, 1973.

10. Брагин С. М. Электрический и тепловой расчет кабелей. — М.: Госэнергоиздат, 1960.

11. Основы кабельной техники/ В. А. Привезенцев, И. И. Гроднев, С. Д. Холодный, И. Б. Рязанов. — М.: Энергия, 1975.

12. Решение задачи о нагреве призабойной зоны нефтяных скважин методом электрического моделирования/ Б. А. Азимов, Ю. А. Амен-Заде, Е. М. Борисов и др. — Тр. Азербайджанского института добычи нефти, 1955, вып. 2.

13. Пошерстник Л. С., Салутина М. С. Тепловой расчет судовых кабелей. — Л.: Судостроение, 1964.

[24.03.80]



УДК 621.313.017.71.001.24

Об использовании нелинейных краевых задач при исследовании тепловых процессов в электрических машинах

МАМЕДШАХОВ М. Э., канд. техн. наук
Ташкент

Трудности по исследованию, анализу и расчету тепловых процессов в различных узлах конструкций теплонапряженных электрических машин, работающих в народном хозяйстве, обусловлены изменениями различных параметров — характеристик материалов исследуемых узлов из-за сравнительно высоких значений рабочих температур (300—600°C). К таким теплонапряженным узлам электромеханических преобразователей энергии относятся вторичные системы электромеханических тормозов на вихревых токах, линейных двигателей для низкоскоростного наземного (карьерного) транспорта [Л. 1, 2] и т. д. Рабочие перегревы отдельных узлов достигают сравнительно высоких значений также и в обычных конструктивных исполнениях электрических машин в аномальных режимах работы (при несимметричных нагрузках и пуске) [Л. 3—5].

Кроме общеизвестных задач теплового расчета обычных электрических машин [Л. 6] при анализе высокотемпературных режимов преобразования энергии ставится качественно новая задача — учет влияния рабочих температур отдельных узлов конструкции на развиваемое электромеханическим преобразователем усилие. Сравнительно небольшой опыт, накопленный по исследованию высокотемпературных режимов преобразования энергии [Л. 1] показывает, что из-за высоких значений рабочих температур материалов активных узлов значительно возрастает их удельное электрическое сопротивление, ослабляется интенсивность рабочих токов в активных узлах и, как результат, уменьшается

развиваемое усилие. Для достоверной оценки влияния температурного фактора на выходные характеристики теплонапряженных электрических машин необходимо иметь достаточно достоверную информацию о значениях и характере распределения температур в исследуемых узлах. Этим положением объясняются повышенные требования точности к определению температурных полей в рассматриваемых условиях.

Из-за нелинейных изменений интенсивности внутренних потерь и различных параметров, характеризующих процесс нагрева, затруднителен расчет температурных полей в различных узлах конструкций электрических машин при высокотемпературных режимах преобразования энергии [Л. 7]. Известные результаты аналитических исследований расчета температур [Л. 6, 8, 9] справедливы лишь для линейных и частных случаев нелинейных краевых задач. Применение этих результатов к высокотемпературным электромеханическим преобразователям энергии приводит к неудовлетворительной точности конечных результатов расчета.

В статье на примерах расчета распределения нестационарных температур обосновывается необходимость применения нелинейных краевых задач при исследовании высокотемпературных режимов преобразования энергии в электрических машинах. При этом функции внутренних источников (потерь) задаются на основе упрощенных представлений [Л. 10] распространения электромагнитных волн в проводящих или ферромагнитных массивах.

Погрешность расчета ξ распределения местных

температур в переходных режимах оценивается сравнением результатов, полученных на основе решения нелинейной краевой задачи [Л. 6, 7], с результатами решения соответствующей линейной краевой задачи:

$$\begin{aligned} \gamma c(x, y, \tau, \vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial \tau}(x, y, \tau) &= \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(x, y, \tau, \vartheta) \times \right. \\ &\times \left. \frac{\partial \vartheta}{\partial x}(x, y, \tau) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(x, y, \tau, \vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial y}(x, y, \tau) \right] + \\ &+ q_0 F(x, y, r, \vartheta) \vartheta(x, y, 0) = 0|_{\tau=0}; \\ &= \alpha_{1,2}(y, \tau, \vartheta) \vartheta(x, y, \tau) + \\ &+ \lambda_{1,2}(y, \tau, \vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial x}(x, y, \tau) = 0|_{x=0; l_1}; \\ &= \alpha_{3,4}(x, \tau, \vartheta) \vartheta(x, y, \tau) + \\ &+ \lambda_{3,4}(x, \tau, \vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial y}(x, y, \tau) = 0|_{y=0; l_2}. \\ 0 \leq x \leq l_1; \quad 0 \leq y \leq l_2; \quad 0 \leq \tau \leq T_K \end{aligned}$$

Линейная краевая задача, соответствующая рассматриваемой нелинейной, получается при условии пренебрежения зависимостью коэффициентов уравнения и граничных условий от искомой функции ϑ .

В инженерной практике исследований и расчетов неустановившихся температур в различных узлах конструкций электрических машин, как правило, используется одномерное или реже двумерное уравнение теплопроводности.

Математическая запись одномерных нелинейных и линейных краевых задач аналогична соответствующим двумерным задачам, но в случае одномерных переходных процессов изменение ϑ описывается в области: $0 \leq x \leq l$; $0 \leq \tau \leq T_K$.

Здесь рассмотрены лишь краевые условия третьего рода. Однако результаты, полученные в статье, можно распространить и на другие случаи краевых условий и задач.

Погрешность расчетов для определения локальных температур при одно- и двумерных переходных процессах будем определять как разность между решениями нелинейных и соответствующих линейных краевых задач [Л. 8].

При пренебрежении нелинейными изменениями различных параметров считается допустимой максимальная ошибка $\pm 1\%$ максимальной температуры. Ошибка в $\pm 3 \div 5\%$ допускается в некоторых ориентировочных расчетах. Погрешности больше $\pm 10\%$ нельзя оправдать. Соответственно нельзя оправдать применение соответствующей линейной краевой задачи при расчете высокотемпературных тепловых процессов в электрических машинах.

Аналитическое точное интегрирование линейных краевых задач [Л. 7, 11] не представляет особых затруднений. Нелинейные краевые задачи интегрируются приближенным методом конечных разностей [Л. 12], поскольку их решение применением точных аналитических методов не представляется возможным.

Активные узлы конструкций электрических машин, превышения температур которых достигают сравнительно высоких значений, как правило, явля-

ются массивными проводниками, ферромагнитными (якори электротормозов) или наборными, в которых выражен поверхностный эффект. В таких случаях рабочими токами служат вихревые. Результаты исследований нагрева наборных узлов на основе интегрирования краевых задач с разрывными коэффициентами в настоящей статье не описаны.

Выявление погрешностей, вызванных пренебрежением нелинейными изменениями различных параметров (характеристик исследуемого узла, функции внутренних потерь, коэффициентов теплоотдачи и т. д.), произведено для следующих конкретных случаев, поскольку получить соотношения для расчета температур и погрешностей в общем виде не представляется возможным.

Случай I: $q = q_0 e^{-2kx}$.

Глубина проникновения, соответственно и коэффициент затухания электромагнитной волны $k = 1/\delta$, а также μ , α , λ , c , α_1 , α_2 считаются неизменными и независимыми от температуры (линейная задача). При частоте 50 Гц для стального массива $\mu = 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 700$, Гн/м; $1/\rho = 7 \cdot 10^6$, 1/(Ом·м); $\delta = 0,001$ м; $k = 1000$ 1/м.

Случай II. Из-за нарастания температуры глубина проникновения электромагнитной волны в массу исследуемого узла увеличивается пропорционально $\sqrt{\rho(\vartheta)}$. Учитываются также изменения коэффициентов c и λ в функции от ϑ (нелинейная задача). Изменение характеристик c , λ и ρ сталей и их сплавов в зависимости от ϑ приведено, например, в [Л. 13]. В диапазоне изменения температур от 0 до 600°C приняты следующие соотношения:

$$c(\vartheta) = 460 + 0,458\vartheta, \quad \text{Вт} \cdot \text{с}/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C});$$

$$\lambda(\vartheta) = 51,9 - 0,0226\vartheta, \quad \text{Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C});$$

$$\frac{1}{\rho(\vartheta)} = \frac{7 \cdot 10^6}{1 + 0,0055\vartheta}, \quad 1/(\text{Ом} \cdot \text{м}).$$

(Машинный метод интегрирования нелинейных краевых задач, примененный в статье, позволяет оперировать также и более сложными соотношениями для c , λ , ρ и т. д.).

Пользуясь понятием эквивалентной глубины проникновения электромагнитной волны δ [Л. 10] величину q_0 можно определить следующим образом:

$$q_0 = \frac{P}{S\delta},$$

где P — мощность, выделяемая в объеме $S\delta$ исследуемого узла, Вт.

С учетом $\rho = \rho(\vartheta)$ имеем:

$$q(x, \vartheta) = \frac{q_0}{\sqrt{1 + 0,0055\vartheta}} e^{-\frac{2x}{\sqrt{1 + 0,0055\vartheta}}}.$$

Изменения $\alpha_1(\vartheta)$ и $\alpha_2(\vartheta)$ с поверхностями $x=0$ и $x=l$ учитываются аналогично [Л. 7, 14]. Зависимостью $\gamma = \gamma(\vartheta)$ можно пренебречь [Л. 13].

Случай III. В процессе преобразования энергии первоначальная частота вихревых потоков 50 Гц в исследуемом узле уменьшается:

$$f_2(\tau) = 50 \exp(-0,024\tau) - 5[\exp(-0,024\tau) - 1]$$

и за время $\tau=100$ с убывает до $f_2=5$ Гц, поэтому

$$\delta(\tau) = \sqrt{\frac{2}{2\pi \cdot 700 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 7 \cdot 10^6}} \sqrt{\frac{1}{f_2(\tau)}} = \frac{7,18}{\sqrt{f_2(\tau)}}, \text{ мм};$$

$$q(x, \tau) = \frac{q_0 \sqrt{50 \exp(-0,024\tau) - 5 [\exp(-0,024\tau) - 1]}}{7,18} \times \\ \times \exp \left\{ -2x \sqrt{50 \exp(-0,024\tau) - 5 [\exp(-0,024\tau) - 1] / 7,18} \right\}.$$

Рассматриваемый случай изменения функции внутренних потерь может иметь место в роторе электротормоза. При этом (с уменьшением f_2) соответственно уменьшаются также $\alpha_1(\tau)$ и $\alpha_2(\tau)$:

$$\alpha_1(\tau) = 140 \exp(-0,024\tau) - 14 [\exp(-0,024\tau) - 1]; \\ \alpha_2(\tau) = 130 \exp(-0,024\tau) - 13 [\exp(-0,024\tau) - 1].$$

Расчет распределения неустановившихся температур здесь, как и в случае I, производится на основе решения линейной краевой задачи (коэффициенты краевой задачи не зависят от θ).

Случай IV. При учете изменения различных характеристик материала исследуемого узла в функции от θ , как и в случае II, имеем:

$$q(x; \tau, \theta) = \frac{q_0 \sqrt{50 \exp(-0,024\tau) - 5 [\exp(-0,024\tau) - 1]}}{7,18 \sqrt{1 + 0,0055\theta}} \times \\ \times \exp \left\{ -2x \sqrt{50 \exp(-0,024\tau) - 5 [\exp(-0,024\tau) - 1] / 7,18 \sqrt{1 + 0,0055\theta}} \right\}.$$

Коэффициенты $c(\theta)$, $\lambda(\theta)$, $\alpha_1(\theta)$, $\alpha_2(\theta)$ изменяются также аналогично случаю II, а $\alpha_1(\tau)$ и $\alpha_2(\tau)$ — аналогично случаю III.

Случай V. В процессе преобразования энергии начальная частота вихревых токов 5 Гц возрастает:

$$f_2(\tau) = 5 + 45 [1 - \exp(-0,024\tau)]$$

и за время $\tau=100$ с достигает $f_2=50$ Гц. На основе рассуждений, подобных в предыдущих случаях, имеем для случая линейной краевой задачи:

$$q(x, \tau) = \frac{q_0 \sqrt{5 + 45 [1 - \exp(-0,024\tau)]}}{7,18} \times \\ \times \exp \left\{ -2x \sqrt{5 + 45 [1 - \exp(-0,024\tau)] / 7,18} \right\}; \\ \alpha_1(\tau) = 14 + 126 [1 - \exp(-0,024\tau)]; \\ \alpha_2(\tau) = 13 + 117 [1 - \exp(-0,024\tau)].$$

Случай VI. Для соответствующей последнему случаю нелинейной краевой задачи имеем:

$$q(x, \tau, \theta) = \frac{q_0 \sqrt{5 + 45 [1 - \exp(-0,024\tau)]}}{7,18 \sqrt{1 + 0,0055\theta}} \times \\ \times \exp \left\{ -2x \sqrt{5 + 45 [1 - \exp(-0,024\tau)] / 7,18 \sqrt{1 + 0,0055\theta}} \right\}.$$

Коэффициенты $c(\theta)$, $\lambda(\theta)$, $\alpha_1(\theta)$, $\alpha_2(\theta)$ изменяются аналогично случаю II, а $\alpha_1(\tau)$ и $\alpha_2(\tau)$ — аналогично случаю V.

Для выявления погрешностей, вызванных пренебрежением нелинейными изменениями различных коэффициентов и параметров — характеристик материала исследуемого узла конструкции, для случая двумерного распределения нестационарных

температур приведем результаты исследований следующих конкретных случаев.

Случай VII: $q(x, y, \tau) = q_0 e^{-2x} (1 - 0,01y)$.

Допущения, принятые здесь и далее, аналогичны допущениям, принятым в предыдущих случаях I—VI. Для нелинейной задачи, соответствующей случаю VII, имеем следующий (VIII) случай.

Случай VIII:

$$q(x, y, \tau, \theta) = \frac{q_0 (1 - 0,01y)}{\sqrt{1 + 0,0055\theta}} e^{-\frac{2x}{\sqrt{1 + 0,0055\theta}}}.$$

Случай IX. Аналогично случаю III при изменении f_2 в процессе преобразования энергии имеем:

$$q(x, y, \tau) = \frac{q_0 \sqrt{50 e^{-0,024\tau} - 5 (e^{-0,024\tau} - 1) (1 - 0,01y)}}{7,18} \times \\ \times e^{-\frac{2x \sqrt{50 e^{-0,024\tau} - 5 (e^{-0,024\tau} - 1)}}{7,18}}; \\ \alpha_1(y, \tau) = 140 e^{-0,024\tau} - 14 (e^{-0,024\tau} - 1); \\ \alpha_2(y, \tau) = 130 e^{-0,024\tau} - 13 (e^{-0,024\tau} - 1); \\ \alpha_3(x, \tau) = 90 e^{-0,024\tau} - 9 (e^{-0,024\tau} - 1); \\ \alpha_4(x, \tau) = 150 e^{-0,024\tau} - 15 (e^{-0,024\tau} - 1).$$

Для нелинейной задачи, соответствующей случаю IX, имеем следующий (X) случай.

Случай X:

$$q(x, y, \tau, \theta) = \\ = \frac{q_0 \sqrt{50 e^{-0,024\tau} - 5 (e^{-0,024\tau} - 1) (1 - 0,01y)}}{7,18 \sqrt{1 + 0,0055\theta}} \times \\ \times e^{-\frac{2x \sqrt{50 e^{-0,024\tau} - 5 (e^{-0,024\tau} - 1)}}{7,18 \sqrt{1 + 0,0055\theta}}}.$$

Коэффициенты $\alpha_1(\tau) - \alpha_4(\tau)$ изменяются аналогично случаю IX, а изменения $\alpha_1(\theta) - \alpha_4(\theta)$ учитываются аналогично случаю II.

Изменения различных коэффициентов и параметров в случаях VII—X происходят аналогично изменениям соответствующих коэффициентов и параметров в случаях I—IV.

Рассматриваемые варианты позволяют оценить влияние начальной интенсивности источников q_0 , законов изменения внутренних потерь и различных параметров, характеризующих нагрев исследуемого узла, на значение вычисляемой погрешности. С этой целью конкретные числовые расчеты (и для случая линейной, и для случая нелинейной краевой задачи) произведены аппаратным интегрированием соответствующих задач.

На рис. 1 приведены расчетные значения неустановившихся температур для случаев I—VI, при двух значениях отношения $q/c\gamma$.

Погрешности расчетов температур, вызванные пренебрежением нелинейными изменениями различных характеристик и соответствующими изменениями конфигурации внутренних потерь, определяются как

$$\xi = \frac{\theta_{2i-1} - \theta_{2i}}{\theta_{2i}} 100\%,$$

где $i=1-5$.

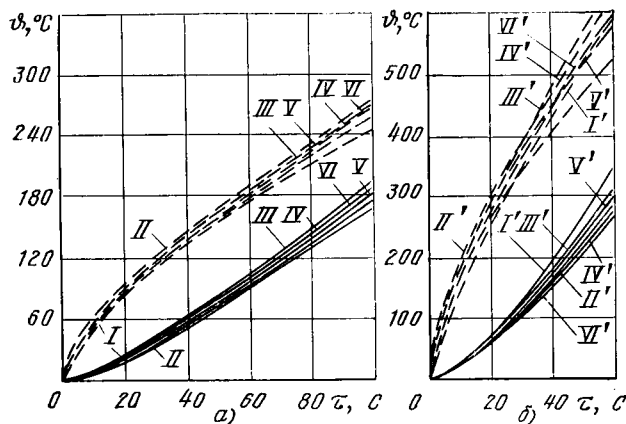


Рис. 1. Изменение температур $\theta(x, \tau)$ в точках $x=0$ (—) и $x=l$ (---).

$$a - \frac{q}{c\gamma} = 140 \text{ }^{\circ}\text{C/c}; \quad b - \frac{q}{c\gamma} = 420 \text{ }^{\circ}\text{C/c}.$$

Значения ξ для рассматриваемых случаев приведены на рис. 2 (ξ_1 — случаи I и II; ξ_2 — III и IV; ξ_3 — V и VI; ξ'_1 — I' и II'; ξ'_2 — III' и IV'; ξ'_3 — V' и VI').

На рис. 3 приведены результаты расчета температур фиксированных точек двумерной области для случаев VII—X при $q/c\gamma = 420 \text{ }^{\circ}\text{C/c}$. Расчетные значения ξ для этих случаев приведены на рис. 4.

Пояснения к графикам такого характера (рис. 1 и 3) приведены в различных литературных источниках, посвященных исследованию тепловых процессов в электрических машинах. Различие лишь в том, что приведенные здесь графические зависимости изменения θ получены интегрированием нелинейных и соответствующих линейных краевых задач.

Результаты произведенных теоретических разработок показывают, что погрешность ξ зависит от плотности источников тепла (соответственно от значения температуры), изменения различных коэффициентов и параметров — характеристик материала исследуемого узла, интенсивности изменения q по координатам пространства.

Исследования также показывают, что ξ зависит от геометрических размеров области, коэффициентов теплоотдачи с ограничивающих поверхностей. Даже при равномерном распределении плотности внутренних потерь в исследуемом узле из-за пренебрежения нелинейными изменениями потерь и параметров его материала значение ξ достигает 5% при $\theta = 500 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

Приведенные графики $\xi = f(\tau)$ и результаты исследований показывают, что при сравнительно высоких рабочих перегревах погрешность ξ достигает недопустимо высоких значений. Поэтому исследования и расчет распределения температур различных узлов конструкций электрических машин при высокотемпературных режимах преобразования энергии (даже при равномерном распределении плотности потерь) необходимо производить на основе интегрирования соответствующих нелинейных краевых задач.

Принятые условные обозначения: $\theta(x, \tau)$, $\theta(x, y, \tau)$ — перегрев исследуемого узла, $^{\circ}\text{C}$; $a = \lambda/c\gamma$ — коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; τ — текущее время, с; c , $c(x, \tau)$, $c(x, y, \tau)$ — удельная теплоемкость материала узла кон-

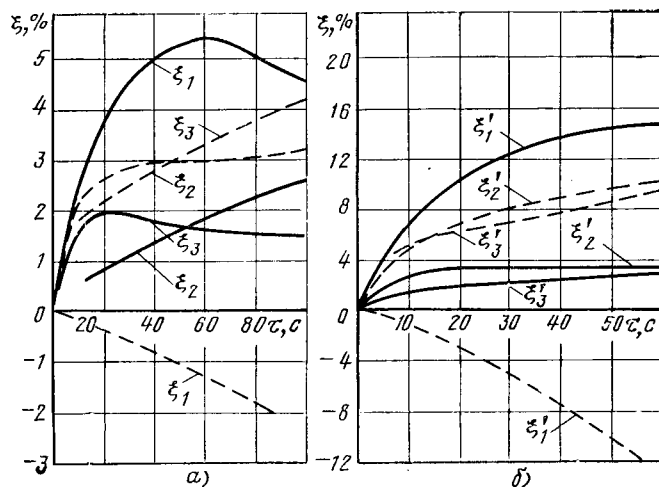


Рис. 2. Изменение погрешностей ξ в точках $x=0$ (—) и $x=l$ (---).

$$a - \frac{q}{c\gamma} = 140 \text{ }^{\circ}\text{C/c}; \quad b - \frac{q}{c\gamma} = 420 \text{ }^{\circ}\text{C/c}.$$

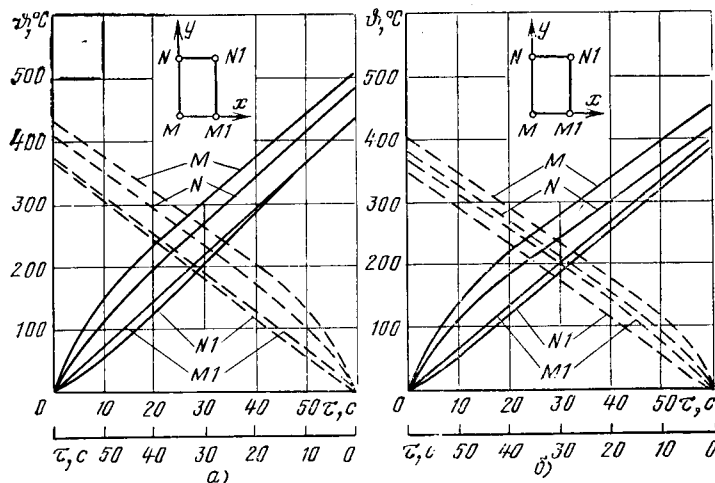


Рис. 3. Изменение температур $\theta(x, y, \tau)$ в фиксированных точках.

а — для случаев VII и VIII; б — IX и X. — — — — случаи VII, IX; — — — — случаи VIII, X.

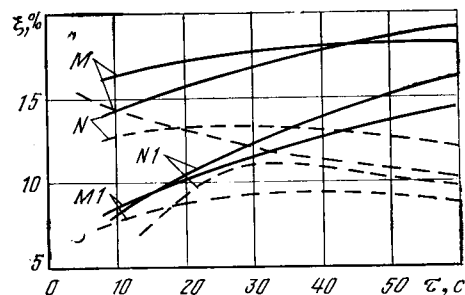


Рис. 4. Изменение погрешностей в фиксированных точках. — — — — для случаев VII и VIII; — — — — для случаев IX и X.

струкции, $\text{Вт}\cdot\text{с}/(\text{кг}\cdot^{\circ}\text{C})$; γ — плотность, $\text{кг}/\text{м}^3$; $q/c\gamma$ — начальная интенсивность внутренних источников, $^{\circ}\text{C}/\text{с}$; $F(x, \tau)$, $F(x, y, \tau)$ — функции изменения внутренних потерь; l — толщина одномерной области, м; l_1 , l_2 — ограничивающие размеры двумерной области, м; a_1 — a_4 — коэффициенты теплоотдачи с ограничивающих поверхностей, $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot^{\circ}\text{C})$; $\lambda(\tau)$, $\lambda(x, \tau)$, $\lambda(x, y, \tau)$ — коэффициент теплопроводности, $\text{Вт}/(\text{м}\cdot^{\circ}\text{C})$; T_k — конечное значение времени нагрева, с.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мамедшахов М. Э., Тамоян Г. С. Интенсификация преобразования энергии с помощью электромагнитного дискового тормоза — заземлителя. — Труды МЭИ. Расчет и конструирование электромеханических устройств. — М., 1976, вып. 287.
2. Винокуров В. А., Казаченко Е. В., Серебрянская Н. З. Методика расчета параметров и электрических показателей ЛАД тягового привода карьерного транспорта. — Труды МИИТ. Электрические машины и преобразователи на железнодорожном транспорте. — М., 1977, вып. 553.
3. Исследование электромагнитных и температурных полей ротора турбогенератора ТВВ-1200-2 при несимметричных режимах работы/ А. И. Важнов, Л. А. Дроздова, Ю. Я. Иванов и др. — Электротехника, 1978, № 5.
4. Хуторецкий Г. М., Косачевский В. И. Работа мощных турбогенераторов с демпферной системой в несимметричных режимах. — Электротехника, 1976, № 7.
5. Анемподистов В. П., Смолин И. М. Нагрев нажимной плиты статора мощного турбогенератора при различных способах охлаждения. — Электротехника, 1973, № 10, 48—52 с.
6. Борисенко А. И., Данько В. Г., Яковлев А. И. Аэро-

динамика и теплопередача в электрических машинах. — М.: Энергия, 1974.

7. Лыков А. В. Тепломассообмен (справочник). — М.: Энергия, 1972.

8. Коздоба Л. А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. — М.: Наука, 1975.

9. Гуревич Э. И., Рыбин Ю. Л., Филиппов П. Ф. К расчету нестационарных тепловых процессов в электрических машинах. — Электротехника, 1975, № 1.

10. Туровский Я. Техническая электродинамика/ Пер. с польского Г. С. Тамояна. — М.: Энергия, 1974.

11. Трантер К. Дж. Интегральные преобразования в математической физике/ Пер. с англ. — М.: Гостехиздат, 1956.

12. Вазов В., Форсайт Ф. Разностные методы решения дифференциальных уравнений в частных производных. — М.: Физматгиз, 1962.

13. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике (справочник)/ Под ред. Б. Е. Неймарка. — М., Л.: Энергия, 1967.

14. Михеев М. А. Основы теплопередачи. — М.; Л.: ГЭИ, 1947.

[28/11.80]



УДК 621.314.1.018.782.3.001.24

Графоаналитический метод расчета переходных процессов в вентильном преобразователе

МИХАЙЛОВ А. К.

ВГПИ и НИИ «Энергосетьпроект»

В статье рассматривается упрощенный метод расчета переходных процессов в цепях вентильного преобразователя, вызванных изменением любого параметра схемы по произвольному закону, с учетом активных сопротивлений системы переменного тока и нагрузки преобразователя.

Рассмотрение метода проведем для схемы шестифазного мостового преобразователя с управляемыми вентилями (рис. 1, а). Ограничениями, на-

кладываемым методом на переходные процессы в такой схеме, являются сохранение непрерывности тока на стороне постоянного напряжения преобразователя и ограничение угла коммутации γ значением $\pi/3$, что соответствует рабочему режиму мощных преобразователей.

Для наглядности первоначально пренебрежем активными сопротивлениями схемы, представляя сторону переменного тока реактивными сопротивлениями X_γ , а нагрузку — в виде источника встречной э.д.с. E с чисто индуктивным сопротивлением X . Рассмотрим процесс включения преобразователя, работающего в режиме выпрямления с углами управления вентилями, равными α . Систему фазных э.д.с. считаем симметричной:

$$e_A = E_m \sin\left(\vartheta + \alpha + \frac{\pi}{6}\right);$$

$$e_B = E_m \sin\left(\vartheta + \alpha - \frac{\pi}{2}\right); \quad e_C = E_m \sin\left(\vartheta + \alpha + \frac{\pi}{6}\right).$$

Пусть в первом промежутке времени произвольного интервала повторяемости n ток проводят вентили 1, 2 и 6. Тогда

$$\left. \begin{aligned} (X + X_\gamma) \frac{di}{d\vartheta} + X_\gamma \frac{di_6}{d\vartheta} &= e_C - e_B - E; \\ (X + X_\gamma) \frac{di}{d\vartheta} + X_\gamma \frac{di_2}{d\vartheta} &= e_A - e_B - E; \\ i_2 + i_6 &= i, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где X и X_γ соответствуют основной частоте f .

Примем за базисные следующие величины:

$$U_{\text{баз}} = E_m; \quad I_{\text{баз}} = \frac{E_m}{X_\gamma}; \quad X_{\text{баз}} = X_\gamma,$$

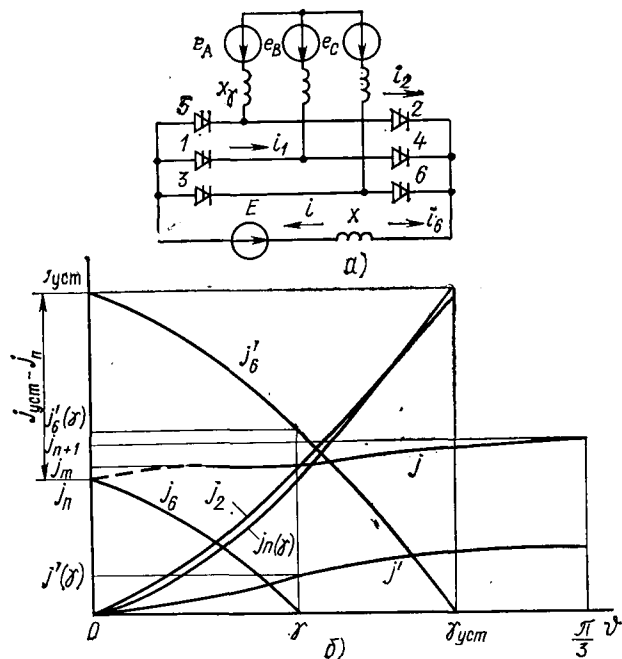


Рис. 1. Кривые токов преобразователя на произвольном интервале повторяемости переходного процесса.

тогда в относительных единицах имеем:

$$\dot{i} = \frac{i}{I_{\text{баз}}}; \quad \varepsilon = \frac{E}{E_m}; \quad x = \frac{X}{X_{\text{баз}}}.$$

Определим токи вентиля, участвующих в коммутации, совместив начало отчета ϑ с началом рассматриваемого интервала. Решение системы (1) в относительных единицах при постоянных интегрирования, определенных из условия, что при $\vartheta=0$, $j_2=0$, $j_6=j_n$, где j_n — значение тока j в начале интервала n , будет иметь вид:

$$j_2 = \sqrt{3} \left[\sin \left(\vartheta + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\alpha - \frac{\pi}{6} \right) \right] - \frac{3(x+1)}{2x+3} [\sin(\vartheta + \alpha) - \sin \alpha] - \frac{\varepsilon}{2x+3} \vartheta; \quad (2)$$

$$j_6 = \sqrt{3} \left[\sin \left(\vartheta + \alpha + \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\alpha + \frac{\pi}{6} \right) \right] - \frac{3(x+1)}{2x+3} [\sin(\vartheta + \alpha) - \sin \alpha] - \frac{\varepsilon}{2x+3} \vartheta + j_n. \quad (3)$$

Во втором промежутке времени рассматриваемого интервала, когда ток проводят вентили 1 и 2, $j_2=j$ и исходное уравнение имеет вид:

$$(2+x) \frac{dj}{d\vartheta} = \sqrt{3} \cos \left(\vartheta + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) - \varepsilon. \quad (4)$$

Определив постоянную интегрирования из условия, что при $\vartheta=\gamma$ $j=j_m$, где j_m — значение тока j_2 в конце первого промежутка времени, найдем выражение для выпрямленного тока при $\gamma < \vartheta < \frac{\pi}{3}$:

$$j = \frac{\sqrt{3}}{2+x} \left[\sin \left(\vartheta + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\gamma + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) \right] - \frac{\varepsilon}{2+x} (\vartheta - \gamma) + j_m. \quad (5)$$

Выражения (2), (3) и (5) полностью описывают процесс протекания выпрямленного тока в рассматриваемой схеме для любого интервала повторяемости. Определенные выше зависимости от времени каждого из существующих в этом интервале тока (т. е. токов открывающихся и запирающихся вентилей в течение угла коммутации и общего тока в промежутке горения двух вентилей) являются частью общих зависимостей для этих токов, вычисленных при некоторых предельных значениях.

Непосредственно из (2) вытекает, что ток открывающегося вентиля будет на любом интервале изменяться по этой зависимости до значения j_m при $\vartheta=\gamma$ (рис. 1,б). Докажем теперь, что уравнение (3) на любом интервале повторяемости является частью общей зависимости для запирающегося вентиля, которая получается из (3) путем подстановки вместо j_n максимального значения тока в начале интервала, имеющего место в данном переходном процессе.

Для рассматриваемого случая включения выпрямителя эта общая зависимость будет иметь вид:

$$j'_6 = \sqrt{3} \left[\sin \left(\vartheta + \alpha + \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\alpha + \frac{\pi}{6} \right) \right] - \frac{3(x+1)}{2x+3} [\sin(\vartheta + \alpha) - \sin \alpha] - \frac{\varepsilon}{2x+3} \vartheta + j_{\text{уст}}, \quad (6)$$

где $j_{\text{уст}}$ — значение тока в начале интервала повторяемости в установившемся режиме; согласно [Л. 1]

$$j_{\text{уст}} = \sqrt{3} \cos \alpha - \frac{\pi}{3} \varepsilon. \quad (7)$$

Для доказательства вычтем из (6) уравнение (3). В результате получим

$$j_6 = j'_6 - (j_{\text{уст}} - j_n). \quad (8)$$

Из (8) видно, что действительно зависимость от времени тока запирающегося вентиля j_6 на любом интервале повторяемости совпадает с кривой тока этого вентиля j'_6 , определенной при максимальном значении тока преобразователя в начале интервала, в данном случае при установившемся режиме $j_{\text{уст}}$, опущенной по оси ординат на величину $j_{\text{уст}} - j_n$ (рис. 1,б). Так как точка пересечения j_6 с осью абсцисс соответствует значению угла коммутации γ , то на основании (8) можно вывести зависимость j_n от $\gamma - j_n(\gamma)$:

$$j_n(\gamma) = j_{\text{уст}} - j'_6(\gamma), \quad (9)$$

где $j'_6(\gamma)$ — значение j'_6 при $\vartheta=\gamma$.

Значение γ , найденное по (9) для данного j_n , определит и величину j_m в (2), которая будет являться начальным током проводящего режима двух вентилей. Для доказательства того, что ток внутри любого интервала для этого режима определенный из (5) является также частью общей зависимости, рассмотрим интервал, в котором $\gamma=0$, $j_m=0$. Это может быть, например, в первом интервале при включении выпрямителя. Решение уравнения (4) при постоянной интегрирования, определенной из условия $\vartheta=0$, $j=0$, имеет вид:

$$j' = \frac{\sqrt{3}}{2+x} \left[\sin \left(\vartheta + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\alpha - \frac{\pi}{6} \right) \right] - \frac{\varepsilon}{2+x} \vartheta. \quad (10)$$

Вычитая из (10) выражение (5), получаем

$$j = j' - j'(\gamma) + j_m, \quad (11)$$

где $j'(\gamma)$ — значение тока j' при $\vartheta=\gamma$.

Из (11) вытекает, что зависимость от времени тока преобразователя при горении двух вентилей на произвольном интервале совпадает с кривой этого тока, определенной из условия равенства нулю тока преобразователя в начальный момент времени и поднятой по оси ординат на величину $[j_m - j(\gamma)]$ (рис. 1,б). Отметим, что так как в течение переходного процесса ток может уменьшаться, протекать в сторону уменьшения тока, при решении (10) не надо учитывать одностороннюю проводимость вентилей.

Ход расчета переходных процессов по рассматриваемому методу для случаев включения выпрямителя (пример 1) и изменения угла управления инвертора (пример 2) рассмотрен в приложении. В процессе расчета постоянно фиксировалось значение угла коммутации.

Расчет переходных процессов, вызванных изменением любых параметров схемы, ничем не отличается от рассмотренных выше. Кроме переходных процессов, вызванных изменением параметров схемы, рассматриваемый метод позволяет рассчиты-

вать процессы при нарушениях нормальной работы преобразователя, вызванных, например, сбоями в работе вентилях или авариями в цепи переменного тока. При этом, как указывалось, не должно нарушаться условие непрерывности тока преобразователя и угол коммутации не должен превышать предельного значения. Так, в случае пропуска зажигания одним из вентилях преобразователя возникший переходный процесс можно рассчитать непосредственно по зависимости, определенной для случая включения. При этом на каждом интервале длительностью 2π кривая тока j' вентиля, открытого перед пропускающим, строится до момента зажигания следующего за пропускающим вентилях и полученное для этого момента значение j является начальным значением j_n для последующего переходного процесса увеличения тока преобразователя в период открытия остальных пяти вентилях. В случае несимметричного короткого замыкания, когда интервал, в котором повторяется характер переходного процесса, равен π , искомые зависимости необходимо строить для каждого интервала повторности внутри этого общего интервала для соответствующих значений фазных э. д. с. и сопротивлений сети.

В случае изменения э. д. с. расчет можно упростить за счет использования графиков токов, рассчитанных для одного предельного случая — максимального угла коммутации γ_{\max} . При $\alpha=0 \div 120^\circ$ $\gamma_{\max}=\pi/3$; при $\alpha=120 \div 180^\circ$ $\gamma_{\max}=180^\circ-\alpha$. Таким углам коммутации при заданных α , x и E_m соответствуют значения ϵ_m , определяемые по известному выражению [Л. 2]:

$$\epsilon_m = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} \frac{\left(x + \frac{3}{2}\right) \cos \frac{\gamma_{\max}}{2} + \frac{\sqrt{3}}{2} \sin \frac{\gamma_{\max}}{2}}{\left(x + \frac{3}{2}\right) + \frac{3}{\pi} \frac{\gamma_{\max}}{2}} \cos(\alpha + \gamma_{\max}), \quad (12)$$

которое при $\gamma_{\max} = \frac{\pi}{3}$ имеет вид:

$$\epsilon_m = \frac{9}{2\pi} \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right). \quad (13)$$

При этом $j_{уст\ m}$ может быть вычислено по (7) при подстановке вместо ϵ величины ϵ_m . Для $j_{уст\ m}$ и ϵ_m по (2), (6) и (10) могут быть построены предельные зависимости токов j_{2m} , j'_{6m} и j'_m .

Пусть теперь преобразователь при тех же значениях α , x и E_m работает на э. д. с. $\epsilon_1 \neq \epsilon_m$, для которой имеются соответствующие зависимости j_{21} , j'_6 и j'_1 . Вычитаем из выражений, определенных по формулам (2), (6) и (10) для токов с индексом 1, соответствующие выражения, определенные по тем же формулам для токов с индексом m :

$$j_{21} = j_{2m} - \frac{\vartheta}{2x+3}(\epsilon_1 - \epsilon_m); \quad (14)$$

$$j'_{61} = j'_{6m} - (j_{уст\ m} - j_{уст\ 1}) - \frac{\vartheta}{2x+3}(\epsilon_1 - \epsilon_m); \quad (15)$$

$$j'_1 = j'_m - \frac{\vartheta}{2+x}(\epsilon_1 - \epsilon_m). \quad (16)$$

Подставив (15) в (9), получим

$$j_{n1}(\gamma) = j_{уст\ m} - j'_{6m}(\gamma) + \frac{\vartheta}{2x+3}(\epsilon_1 - \epsilon_m) \quad (17)$$

или

$$j_{n1}(\gamma) = j_{nm}(\gamma) + \frac{\vartheta}{2x+3}(\epsilon_1 - \epsilon_m). \quad (18)$$

Из (14), (16) и (18) следует, что разницы ординат для зависимостей с индексами 1 и m являются линейными функциями от ϑ . На основании этого строится метод расчета переходного процесса при изменении ϵ . Ход расчета рассмотрен в примере 3 (см. приложение).

Перейдем теперь к расчетам переходных процессов в рассматриваемой схеме для случая, когда необходимо учитывать активные сопротивления R_T и R на сторонах переменного и постоянного тока преобразователя соответственно.

Уравнения, описывающие электромагнитные процессы в цепи преобразователя при $0 < \vartheta < \gamma$ будут иметь вид:

$$\left. \begin{aligned} (x+1) \frac{dj}{d\vartheta} + \frac{dj_6}{d\vartheta} + (r+\rho)j + \rho j_6 &= \\ &= \sqrt{3} \cos\left(\vartheta + \alpha + \frac{\pi}{6}\right) - \epsilon; \\ (x+1) \frac{dj}{d\vartheta} + \frac{dj^2}{d\vartheta} + (r+\rho)j + \rho j_2 &= \\ &= \sqrt{3} \cos\left(\vartheta + \alpha - \frac{\pi}{6}\right) - \epsilon; \\ j_6 + j_2 &= j; \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

где

$$r = \frac{R}{X_{6a3}}; \quad \rho = \frac{R_T}{X_{6a3}}.$$

Решая (19), совмещая при этом, как и раньше, начало отсчета ϑ с началом рассматриваемого интервала и определяя постоянные интегрирования из условия, что при $\vartheta=0$ $j_2=0$, $j_6=j_n$ и $j=j_n$, находим выражения для токов при $0 < \vartheta < \gamma$:

$$j = j_n e^{-\frac{\vartheta}{r_1}} - \frac{\epsilon}{r_1} (1 - e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}) + \frac{3}{2z_1} [\sin(\vartheta + \alpha + \varphi_1) - \sin(\alpha + \varphi_1) e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}]; \quad (20)$$

$$j_6 = j_n \frac{e^{-\frac{\vartheta}{r_1}} + e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}}{2} - \frac{\epsilon_1}{2r_1} (1 - e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}) + \frac{3}{4z_1} [\sin(\vartheta + \alpha + \varphi_1) - \sin(\alpha + \varphi_1) e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}] + \frac{\sqrt{3}}{2z_1} [\cos(\vartheta + \alpha + \varphi_1) - \cos(\alpha + \varphi_1) e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}]; \quad (21)$$

$$j_2 = j_n \frac{e^{-\frac{\vartheta}{r_1}} - e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}}{2} - \frac{\epsilon}{2r_1} (1 - e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}) + \frac{3}{4z_1} [\sin(\vartheta + \alpha + \varphi_1) - \sin(\alpha + \varphi_1) e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}] - \frac{\sqrt{3}}{2z_1} [\cos(\vartheta + \alpha + \varphi_1) - \cos(\alpha + \varphi_1) e^{-\frac{\vartheta}{r_1}}], \quad (22)$$

где

$$\delta = \frac{2r + 3p}{2x + 3} = \frac{r_1}{x_1} = \operatorname{tg} \varphi_1; \quad z_1 = \sqrt{r_1^2 + x_1^2};$$

$$\operatorname{tg} \varphi_1 = p; \quad z_1 = \sqrt{1 + p^2}.$$

Для внекоммутационного промежутка времени при $\gamma < \vartheta < \frac{\pi}{3}$ исходное уравнение имеет вид:

$$(2 + x) \frac{dj}{d\vartheta} + (2p + r)j = \sqrt{3} \cos \left(\vartheta + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) - \varepsilon. \quad (23)$$

Аналогично тому, как это было сделано для случая $R=0$ и $R_1=0$, решаем (23), определив постоянную интегрирования из условия, что при $\vartheta = \gamma$ $j = j_m$, при этом

$$j = j_m e^{-\xi(\vartheta - \gamma)} - \frac{\varepsilon}{r_2} [1 - e^{-\xi(\vartheta - \gamma)}] + \frac{\sqrt{3}}{z_2} \left[\sin \left(\vartheta + \alpha + \varphi_2 - \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\gamma + \alpha + \varphi_2 - \frac{\pi}{6} \right) e^{-\xi(\vartheta - \gamma)} \right], \quad (24)$$

и из условия, что при $\vartheta = 0$ $j = 0$, при этом

$$j' = -\frac{\varepsilon}{r_2} [1 - e^{-\xi\vartheta}] + \frac{\sqrt{3}}{z} \left[\sin \left(\vartheta + \alpha + \varphi_2 - \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(\alpha + \varphi_2 - \frac{\pi}{6} \right) e^{-\varphi\vartheta} \right], \quad (25)$$

где

$$\xi = \frac{2p + r}{2 + x} = \frac{r_2}{x_1} = \operatorname{tg} \varphi_2; \quad z_2 = \sqrt{r_2^2 + x_2^2}.$$

Из выражений для токов запирающегося и открывающегося вентилей для установившегося режима j'_6 и j'_2 , которые получаются заменой в (21) и (22) j_n на $j_{уст}$, где согласно [Л. 3] с достаточной точностью

$$j_{уст} = \frac{3/\pi \sqrt{3} \cos \alpha - \varepsilon}{3/\pi + 1,75p + r}, \quad (26)$$

вычтем выражения для этих токов j_6 и j_2 , определенные на произвольном интервале повторяемости по (21) и (22):

$$j_6 = j'_6 - \frac{1}{2} (j_{уст} - j_n) (e^{-\delta\vartheta} + e^{-p\vartheta}); \quad (27)$$

$$j_2 = j'_2 - \frac{1}{2} (j_{уст} - j_n) (e^{-\delta\vartheta} - e^{-p\vartheta}). \quad (28)$$

Вычтем также из (25) выражение (24)

$$j = j' + [j_m - j'(\gamma)] e^{-\xi(\vartheta - \gamma)}, \quad (29)$$

где $j'(\gamma)$ — значение j' , определенное по (25) при $\vartheta = \gamma$.

Как следует из (27)–(29), в случае учета активных сопротивлений зависимости токов преобразователя не совпадают с соответствующими им общими зависимостями, а отличаются на величину поправки. Рассмотрим для произвольного интервала повторяемости момент времени ϑ' , когда $j'_6 = j_{уст} - j_n$, т. е. такой момент времени, который согласно (8), соответствует переходу кривой тока j_6 через нуль при отсутствии активных сопротивлений. Решение (27) для этого момента времени ϑ'

определяет значение поправки:

$$\Delta_6 = (j_{уст} - j_n) \left[1 - \frac{1}{2} (e^{-\delta\vartheta} + e^{-p\vartheta}) \right], \quad (30)$$

которую необходимо учесть для того, чтобы получить совпадение кривой j_6 и кривой j'_6 , опущенной на величину $(j_{уст} - j_n)$. В этом случае зависимости $(j'_6 + \Delta_6)$, определенные по (21) и (30), будут повторять форму тока запирающегося вентиля j_6 на любом интервале повторяемости аналогично зависимости j'_6 , вычисленной по (6). Переходя аналогично тому, как это было сделано при выводе (9), к уравнению, определяющему зависимость между j_n и γ и исключая при этом переменную величину j_n , получаем

$$j_n(\gamma) = j_{уст} - \frac{2j'_6(\gamma)}{e^{-\delta\vartheta} + e^{-p\vartheta}}, \quad (31)$$

где $j'_6(\gamma)$ — значение функции при $\vartheta = \gamma$.

Непосредственно из (28) вытекает, что значение поправки Δ_2 , которую необходимо учесть при определении величины j_m на произвольном интервале повторяемости по зависимости j'_2 , характеризуется выражением

$$\Delta_2 = -\frac{1}{2} (j_{уст} - j_n) (e^{-\delta\vartheta} - e^{-p\vartheta}), \quad (32)$$

причем величина j_n при вычислении Δ_2 определяется из (31) для одного и того же ϑ . Значение тока j_{n+1} будет определяться согласно (29) суммой величин j' при $\vartheta = \lambda$ и поправки Δ , вычисляемой как

$$\Delta = [j_m - j'(\gamma)] e^{-\xi(\lambda - \gamma_n)}, \quad (33)$$

где λ — длительность n -го интервала.

В случае, если в течение переходного процесса значение λ остается постоянным, для расчетов может быть построен график $\Delta(\gamma)$. Если в течение переходного процесса λ изменяется, то определение Δ по (33) необходимо производить на каждом интервале. После учета поправок ход расчета переходного процесса при учете активных сопротивлений ничем не отличается от расчета при чисто индуктивных сопротивлениях сети переменного тока и нагрузки. Результат расчета переходного процесса с учетом активных сопротивлений приведен в примере 4 (см. приложение).

Расчет по предложенной методике может производиться также и на ЭВМ. Программа расчета получается простой — сводится к решению соответствующих алгебраических уравнений. Точность расчета при этом по сравнению с графическими построениями может быть значительно повышена. Данный метод может быть применен и для других схем преобразователей, например, трехфазной однопотактной, двенадцатифазной мостовой и др.

Приложение. Пример 1. Переходный процесс вызывается включением выпрямителя. Для лучшей иллюстративности параметры схемы взяты те же, что и в [Л. 1]: $\varepsilon = 1,22$; $\alpha = 15^\circ$; $x = 3$. Ход расчета поясняется из рис. 2. По (2) и (10) строятся общие зависимости токов j_2 и j' от ϑ и по (9) строится зависимость $j_n(\gamma)$. В течение всего первого интервала проводят два вентиля и график тока в схеме совпадает с графиком j' , изменяясь от 0 до j_{n1} — точка I'' . Найдя на общем графике переходного процесса (справа на рис. 2) точку I , сносим ее на график $j_n(\gamma)$ и получаем точку I' . Проведя через точку I' вертикальную линию до пересечения с осью абсцисс, найдем угол коммутации во втором интервале γ_2 и отложим его на общем графике. Продолжив эту линию до пересечения

с графиком j_2 , получим точку $2'$, определяющую значение j_m для второго интервала. Переносим точку $2'$ на общий график и для времени $\pi/3 + \gamma_2$ получим точку 2, соответствующую окончанию коммутации тока на этом интервале времени. Вертикаль, проведенная через точку $1'$, пересекает график j' в точке $2''$. Как следует из (11), дальнейший ход тока от $\pi/3 + \gamma_2$ до $2\pi/3$ полностью соответствует отрезку графика j' от γ_2 до $\pi/3$, причем точка $2''$ совмещается с точкой 2 общего графика. Построив кривую этого тока, или, если не требуется полная зависимость, определив разность ординат j' в точках $1'$ и $2''$ и прибавив ее к значению общего тока в точке 2, получим для $2\pi/3$ точку 3, со-

ответствующую началу следующего интервала повторяемости. Расчет переходного процесса для следующих интервалов ничем не отличается от рассмотренного расчета для второго интервала. Оканчивается расчет при достижении током j_n значения $j_{уст}$. Если необходимо построить кривую тока преобразователя и в течение работы трех вентилях, это можно сделать графически (пунктир на рис. 1) или решив (1) относительно тока в цепи нагрузки. Сравнение приведенного расчета с известным [Л. 1] показывает полное совпадение их результатов.

Пример 2. Переходный процесс вызывается изменением угла управления инвертора от α_0 до α_n в течение n интервалов повторяемости с сохранением постоянными остальными параметрами схемы. Расчет произведем для конкретного примера: $\varepsilon = -1,2$; $x = 2$; $\alpha_0 = 129^\circ$; $\alpha_n = 120^\circ$. Примем закон изменения α линейным, приращение α в одном интервале повторяемости $\Delta\alpha = 3^\circ$. Так же как и в рассмотренном выше примере, токи проводящих вентилях могут быть найдены по (2), (9) и (10), однако в процессе изменения α эти зависимости будут меняться для каждого интервала повторяемости. На рис. 3 показаны только те части графиков j' , j_2 и $j_n(\gamma)$, которые соответствуют рабочему диапазону изменения тока инвертора.

В момент ϑ_0 открывается очередной вентиль преобразователя, угол управления которого равен 129° . Точки 1 и 2 находятся по соответствующим зависимостям для этого угла. Так как угол управления следующего вентиля должен быть равен 126° , длительность интервала $\vartheta_0\vartheta_1$ будет составлять 57° . Соответственно уменьшится длительность протекания тока и точка 3 сместится по графику на 3° в сторону уменьшения. В момент ϑ_1 открывается вентиль с $\alpha = 126^\circ$. Точки 3, 4 и 5 находятся по соответствующим зависимостям для этого угла. В момент ϑ_2 угол достигает заданного установившегося значения 120° и дальнейший рост тока рассматривается аналогично рассмотренному выше переходному процессу при включении преобразователя.

Пример 3. Переходный процесс вызывается изменением ε в момент ϑ_0 от $\varepsilon_0 = 1,2$ до $\varepsilon_m = 1$ по линейному закону в течение трех интервалов повторяемости $\alpha = 30^\circ$, $x = 3$. При данных α и x находим ε_m и $j_{уст}$, для которых строим зависимости j_2 , $j_n(\gamma)$ и j'_m (рис. 4). По (7) для ε_0 определяем

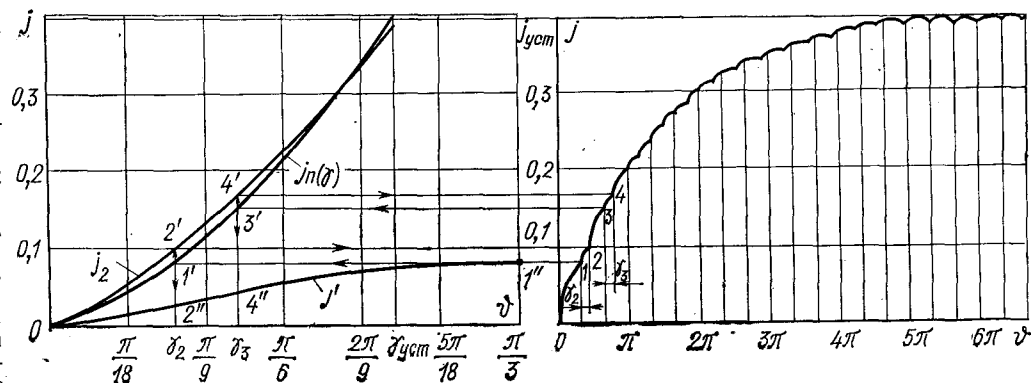


Рис. 2. Расчет переходного процесса при регулировании угла управления вентилями инвертора.

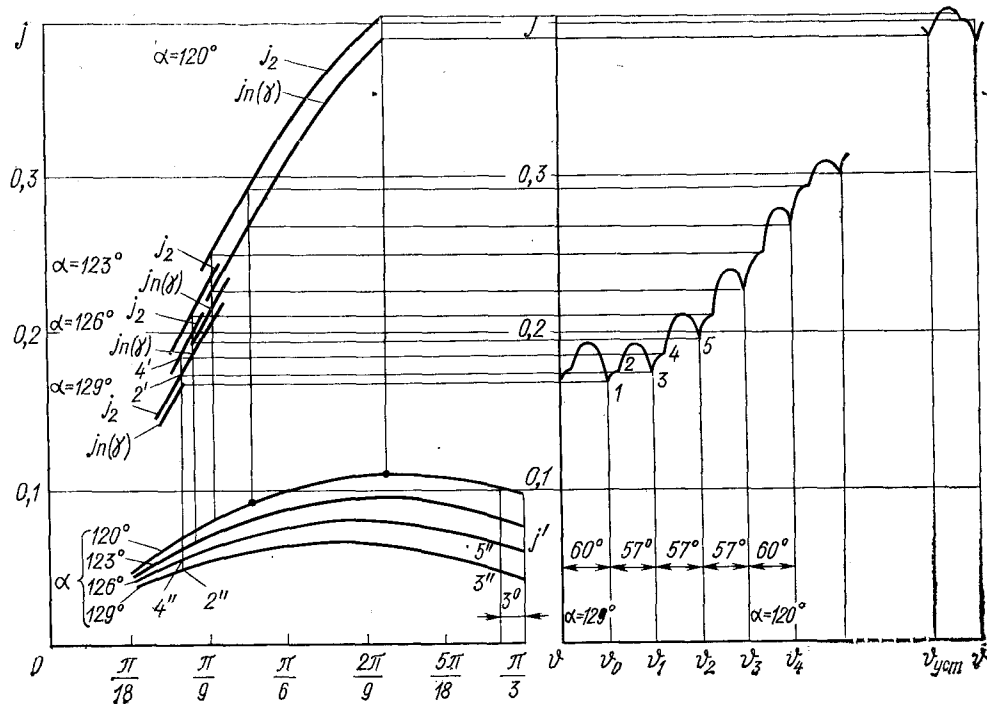


Рис. 3. Расчет переходного процесса при изменении э. д. с.

j_{n0} и проводим горизонталь от 0 до $\pi/3$. Величине γ_0 будет соответствовать такая точка на графике $j_n(\gamma)$, ордината которой согласно (18) будет ниже горизонтали j_{n0} на величину

$$v = \frac{\vartheta}{2x+3} (\varepsilon_0 - \varepsilon_m) \quad (34)$$

при $\vartheta = \gamma_0$.

Тогда в силу линейности (34) точка $\vartheta = \gamma_0$ будет являться абсциссой точки, лежащей на пересечении прямой, проведенной между точками 1 и 2 (рис. 4), с координатами $\{\vartheta = 0; j = j_{n0}\}$ и $\left\{ \vartheta = \frac{\pi}{3}; j = j_{n0} - \frac{\pi/3}{2x+3} (\varepsilon_0 - \varepsilon_m) \right\}$ и графика $j_n(\gamma)$, т. е. абсциссой точки 3. Таким образом, определили величины j_{n0} и γ_0 . Как следует из (14), для определения тока j_2 в конце коммутации — j_{m0} необходимо при $\vartheta = \gamma_0$ из j_2 (точка 5) вычесть величину v , равную отрезку 3—4. Полученная в результате точка 6 определит искомый ток, являющийся начальным током горения двух вентилях.

Аналогичен расчет для определения тока в конце интервала. В соответствии с (16) из графика j'_m вычитают линейную зависимость

$$w = \frac{\vartheta}{2+x} (\varepsilon_0 - \varepsilon_m), \quad (35)$$

фиксируя эту разность при $\Phi = \gamma_0$ и $\Phi = \gamma_m$, т. е. из отрезка 7—9 вычитают 7—8, а из 10—12 вычитают 10—11, получая при этом точки 13 и 14 соответственно. Вычитая далее из отрезка 10—14 отрезок 7—13, получают согласно (11) величину изменения тока при работе двух вентилях, определяющую начальный ток j_{n1} следующего интервала. Расчет для каждого интервала проводится аналогично рассмотренному с заменой в (34) и (35) e_0 на соответствующие значения э. д. с.

Пример 4. Переходный процесс вызывается включением выпрямителя. Расчет производится с учетом активных сопротивлений схемы. Для возможности сравнения в качестве исходных были использованы параметры одного из вариантов аналогичного расчета, приведенного в [Л. 3]: $x=3$, $\rho=0,1$, $r=1$; $\varepsilon=0,75$; $\alpha=0$.

Результаты расчета j_n по рассмотренному методу (см. таблицу) совпадают с данными расчета на ЭВМ. В таблице указаны также значения j_m и γ , соответствующие [Л. 3].

n	j_n	j_m	γ , град
1	0	0	0
2	0,167	0,218	39
3	0,270	0,310	48
4	0,332	0,356	52,6
5	0,369	0,384	55
6	0,391	0,401	56,6
7	0,405	0,41	57,4
15	0,425	0,424	59

Выводы. 1. Для переходных процессов, вызванных дискретным изменением параметров схемы преобразователя и при сохранении их постоянными в течение этого процесса, зависимости токов горящих вентилях на произвольном интервале повторяемости могут быть представлены как части общих зависимостей этих токов, определенных при некоторых предельных значениях.

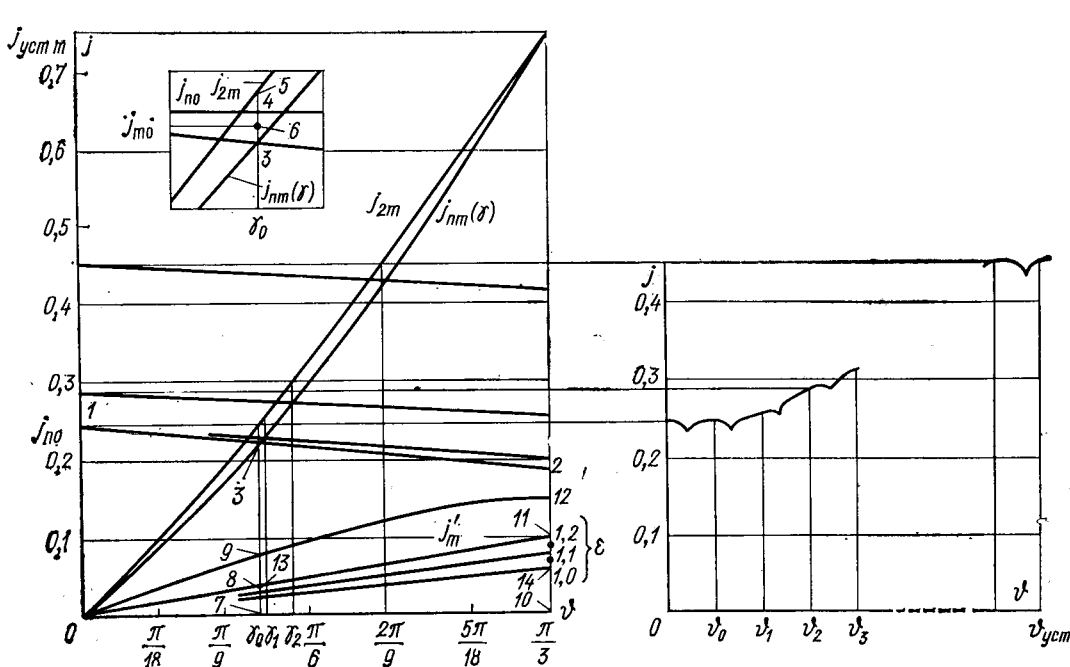


Рис. 4. Кривые токов преобразователя на произвольном интервале повторяемости, рассчитанные с учетом активных сопротивлений.

2. Разработанный метод позволяет графически по однажды вычисленным кривым рассчитывать переходные процессы в различных схемах преобразователей, вызванные изменением каких-либо параметров схемы. При этом эти изменения могут происходить по произвольному закону.

3. Метод позволяет рассчитывать переходные процессы с учетом активных сопротивлений в цепи преобразователя.

4. В процессе расчета постоянно фиксируется величина угла коммутации.

5. Метод позволяет также рассчитывать некоторые переходные процессы, возникающие в результате нарушения нормальной работы схемы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Поссе А. В. Расчет переходных процессов в системе «выпрямитель—реактор—встречная э. д. с.» — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1964, № 1, с. 38—45.
- Емельянов В. И. Трехфазная мостовая схема. — Изв. НИИ постоянного тока, 1961, № 8, с. 171—211.
- Поссе А. В. Обоснование замены выпрямителя эквивалентным генератором для расчета переходных процессов. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1965, № 4, с. 19—34.

[28.08.80]

УДК [621.59:621.318.43].001.24

Расчет параметров криогенного двухобмоточного реактора

ДАНИЛЬЧУК А. А.

Москва

Одной из основных проблем при создании электротехнических устройств энергетического назначения с применением глубокого охлаждения является снижение добавочных потерь в обмотках и элементах конструкции от переменного магнитного поля. Эти потери не только приводят к снижению технико-экономических показателей устройства, но и к нарушению теплового режима устройства.

В связи с этим при проектировании криогенных устройств требуются как создание технических решений конструктивного выполнения электромагнитной системы с требуемым распределением магнитного поля, так и уточнение методов расчета магнитного поля.

Одним из устройств, в котором целесообразно применять глубокое охлаждение обмотки, является

сглаживающий реактор линии электропередачи постоянного тока. Реактор должен пропускать номинальный постоянный ток I_n и высшие гармоники тока I_v , частота которых f_v определяется схемой выпрямления, при обеспечении в цепи номинальной индуктивности L_n . При выполнении реактора со сверхпроводящей обмоткой снижение потерь в зоне с температурой 4—5 К от переменного магнитного поля, созданного высшими гармониками тока передачи, может быть достигнуто за счет выполнения его двухобмоточным [Л. 1]. Обмотки реактора располагаются концентрично и соединяются параллельно согласно. Наружная обмотка выполняется из сверхпроводника, помещенного в медную матрицу, и охлаждается до температуры жидкого гелия; внутренняя выполняется из обычного проводника, армированного жестким и прочным материалом, и охлаждается жидким азотом. Обмотки реактора располагаются симметрично в цилиндрической полости, имеющей электромагнитные экраны, защищающие стенки проводящего криостата от проникновения переменного магнитного поля. Весь постоянный ток передачи проходит по сверхпроводящей обмотке, не вызывая в ней потерь.

В статье рассматривается расчет переменного магнитного поля и электромагнитных параметров такого реактора (индуктивность, взаимная индуктивность обмоток, распределение переменного тока по обмотке и потери).

Расчетная схема и основные допущения. Принимаем, что глубина проникновения электромагнитного поля в материал экрана при заданной частоте f_v гораздо меньше основных размеров устройства. Тогда электрическую проводимость экранов можно считать бесконечно большой [Л. 2] и расчетная схема реактора для переменных составляющих магнитного поля примет вид, показанный на рис. 1, где 1 и 2 — обмотки прямоугольного сечения, 3 — внутренняя поверхность проводящего экрана. Принимаем, что по сечению каждой из обмоток ток распределен равномерно. Магнитное поле осесимметрично, поэтому целесообразно использовать цилиндрическую систему координат (z, r) . Плотность тока в обмотках имеет только азимутальную составляющую, напряженность магнитного поля имеет осевую H_z и радиальную H_r составляющие. Магнитное поле вихревых токов в проводниках обмотки не учитываем, токами смещения пренебрегаем. Энергия магнитного поля и потери, обусловленные указанными ортогональными составляющими поля, суммируются арифметически. Арифметически суммируются также потери от v -й гармоники, поэтому в дальнейшем рассматриваем одну гармонику тока и индекс « v » далее опускаем.

Магнитное поле. Поскольку все элементы реактора имеют линейные характеристики и изотропны, магнитное поле реактора целесообразно определять методом разделения переменных.

Выражения для расчета магнитного поля экранированного реактора, полученные в [Л. 2], как сумма полей обмотки и экранов наглядны и удобны для расчета ряда параметров реактора, например, поля вне обмотки, линейной плотности тока в экранах. Однако иногда эти формулы неудобны.

Например, поле в сечении обмотки рекомендуется рассчитывать как поле двух обмоток. При этом интегрирование квадрата напряженности магнитного поля по объему реактора, необходимое для расчета индуктивности и добавочных потерь, сложно для реактора, имеющего систему обмоток с разной высотой, шириной и т. д.

В [Л. 3] поле обмотки, помещенной в экранированную область, определяется путем интегрирования известных выражений для поля витка с током, помещенного в экранированную цилиндрическую область. Во многих случаях эти выражения весьма удобны. Однако для расчета поля в какой-либо точке сечения обмотки необходимо использовать два разных выражения, описывающих поле с разных сторон витка. Кроме того, использование полученных выражений затруднено для решения задачи, связанной с поиском оптимального соотношения распределения токов по обмоткам реактора.

Из анализа известных наиболее близких к поставленной задаче методов расчета магнитного поля обмоток, помещенных в экранированную область, с учетом последующего использования полученных выражений для расчета интегральных параметров двухобмоточного реактора следует, что расчет магнитного поля такого реактора целесообразно проводить методом, который давал бы одно выражение для поля во всем рассматриваемом объеме. При этом токи, число и размеры обмоток должны определять только коэффициенты этого выражения.

Воспользуемся и для цилиндрических координат методом, описанным в [Л. 4] для прямоугольных координат, по которому плотность тока в обмотках раскладывается в ряды по двум координатам.

Мгновенная плотность переменного тока j в сечении данной обмотки, т. е. в области $-h \leq z \leq h$ и $R_b \leq r \leq R_n$, равна

$$j = \frac{i\omega}{2hb} = \frac{i\omega}{2h(R_n - R_b)}, \quad (1)$$

где i — ток обмотки; ω — число витков; $2h$ — высота; b — ширина; R_b , R_n — внутренний и наружный радиус обмотки (индексы обмоток 1 и 2 опущены).

Представим ее для полости $-h_0 \leq z \leq h_0$ и $0 \leq r \leq R_0$ (рис. 1) в виде произведения ряда Фурье по косинусам по координате z на ряд по функциям Бесселя первого рода первого порядка по координате r :

$$j(z, r) = j \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_m a_n J_1(k_m r) \cos(k_n z), \quad (2)$$

где

$$a_n = \frac{4}{(2n-1)\pi} \sin(k_n h); \quad (3)$$

$$a_m = \frac{2}{J_0^2(\xi_m)} \int_{R_b}^{R_n} \frac{r}{R_0} J_1(k_m r) d\left(\frac{r}{R_0}\right); \quad (4)$$

$$k_n = \frac{(2\gamma - 1)\pi}{2h_3}; \quad k_m = \frac{\xi_m}{R_3}; \quad (5)$$

$2h_3$, R_3 — высота и радиус экранов; J_0 , J_1 — функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядка; ξ_m — корни функции J_1 .

Вычисление коэффициентов a_n не представляет трудностей. Кроме того, для наиболее часто встречающихся соотношений размеров $h_3/h=1\div 2$ эти коэффициенты и особенно их квадраты быстро убывают, в связи с чем при расчете интегральных параметров достаточно взять весьма ограниченное число членов.

Вычисление интеграла в выражении (4), который не выражается через элементарные функции, можно произвести каким-либо численным методом. При ограниченной толщине обмотки этот интеграл с достаточной точностью можно выразить через элементарные функции, если зависимость плотности тока в пределах толщины обмотки $R_b \leq r \leq R_H$ вместо постоянной представить в виде:

$$j(r) = \left(A \frac{r}{R_3} + B \frac{R_3}{r} \right) j. \quad (6)$$

Тогда подстановка (6) в (4) дает [Л. 5]:

$$a_m = \frac{2}{\xi_m J_0'(\xi_m)} \left\{ \frac{A}{R_3^2} [R_H^2 J_2(k_m R_H) - R_b^2 J_2(k_m R_b)] + B [J_0(k_m R_b) - J_0(k_m R_H)] \right\}. \quad (7)$$

Коэффициенты A и B определяем из условия сохранения средней плотности тока по ширине обмотки $\frac{1}{b} \int_{R_b}^{R_H} j(r) dr = j$ и одинаковой плотности тока при $r=R_b$ и $r=R_H$, т. е. $j(R_b) = j(R_H)$:

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{4bR_3}{4bR + (4R^2 - b^2) \ln \frac{2R+b}{2R-b}}; \\ B &= A \frac{4R^2 - b^2}{4R_3^2}, \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

где R — средний радиус обмотки.

Зависимость коэффициентов A и B от соотношений размеров реактора показана на рис. 2. Следует отметить, что для наиболее часто встречающихся соотношений $R/R_3 = 0,4 \div 0,6$ коэффициенты A и B практически не зависят от ширины обмотки, изменяющейся в пределах $b/R_3 = 0,05 \div 0,4$. На рис. 3 показаны наибольшие положительные и отрицательные отклонения расчетной плотности тока от средней по ширине обмотки, которые для реальных соотношений размеров не превысят отклонений размеров обмотки от расчетных после изготовления и эксплуатации.

При больших значениях аргумента $k_m r$ функция

$$J_1(k_m r) = \sqrt{\frac{2}{\pi k_m r}} \cos\left(k_m r - \frac{3}{4}\pi\right).$$

При этом, если период функции будет меньше ширины обмотки, коэффициенты a_m и их квадраты начинают быстро убывать аналогично коэффициентам a_n .

Рис. 1. Расчетная схема реактора.

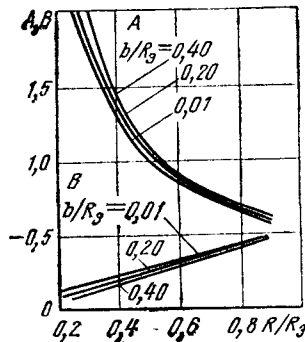
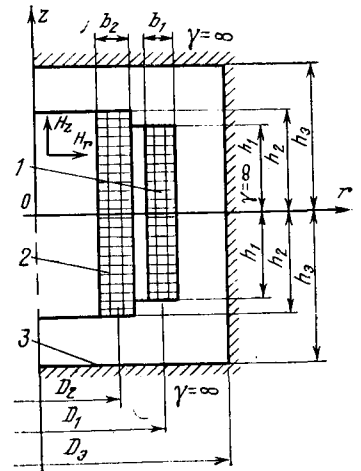


Рис. 2. Зависимость коэффициентов A и B от соотношения размеров реактора.

Найдем сначала выражения напряженности магнитного поля $H_{z\text{сл}}$ и $H_{r\text{сл}}$ в полости $0 \leq r \leq R_3$ и $-h_3 \leq z \leq h_3$, созданного элементарным токовым слоем высотой $dz_{\text{сл}}$, расстояние до которого от начала координат $z_{\text{сл}}$, имеющим линейную плотность тока

$$j_{\text{сл}} = j \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_m a_n J_1(k_m r) \cos(k_n z_{\text{сл}}) dz_{\text{сл}}. \quad (9)$$

При расчете магнитного поля этого слоя считаем, что во всей остальной части полости токов нет и основные уравнения магнитного поля можно представить в виде

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 H_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial H_z}{\partial r} + \frac{\partial^2 H_z}{\partial z^2} &= 0; \\ \frac{\partial^2 H_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial H_r}{\partial r} - \frac{H_r}{r^2} + \frac{\partial^2 H_r}{\partial z^2} &= 0; \\ \frac{\partial H_z}{\partial r} &= \frac{\partial H_r}{\partial z}. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Их решение для слоя с линейной плотностью тока $j_{\text{сл}}$:

$$H_{z\text{сл}} = \frac{1}{2} j \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_m a_n J_0(k_m r) e^{-k_m(z-z_{\text{сл}})} \times \cos(k_n z_{\text{сл}}) dz_{\text{сл}}; \quad (11)$$

$$H_{r\text{сл}} = \frac{1}{2} j \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_m a_n J_1(k_m r) e^{-k_m(z-z_{\text{сл}})} \times \sin(k_n z_{\text{сл}}) dz_{\text{сл}}. \quad (12)$$

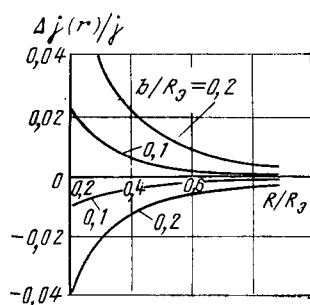


Рис. 3. Зависимость отклонений расчетной плотности тока от соотношения размеров реактора.

Составляющие напряженности магнитного поля, созданного током всей обмотки с учетом граничных условий $H_z(r, -h_0) = H_z(r, h_0) = 0$ и $H_r(R_0, z) = 0$, определенные интегрированием выражений (11) и (12) по z_{cl} от $-h_0$ до h_0 , равны:

$$H_z = j \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a_m a_n k_m}{k_m^2 + k_n^2} J_0(k_m r) \cos(k_n z); \quad (13)$$

$$H_r = j \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a_m a_n k_n}{k_m^2 + k_n^2} J_1(k_m r) \sin(k_n z). \quad (14)$$

Таким образом, в отличие от известных решений для цилиндрических координат [Л. 2, 3], имеющих разный вид для разных областей, полученные выражения имеют один вид и одни коэффициенты для всей экранированной области. При расчете по полученным выражениям магнитного поля на ЦВМ упрощается программирование, сокращается объем вычислений коэффициентов и специальных функций. При двух или нескольких обмотках достаточно вместо $j a_m a_n$ подставить в (13) и (14) сумму соответствующих произведений всех обмоток.

Полученные выражения позволяют рассчитать параметры реактора и их зависимости от геометрических размеров.

Индуктивности обмоток. Используем метод энергии магнитного поля, который позволяет арифметически суммировать энергию поля от осевой и радиальной составляющих, а также составляющие энергии магнитного поля, обусловленные разными пространственными гармониками. Индуктивность каждой обмотки реактора равна

$$L = \frac{2W}{i^2}, \quad (15)$$

где W — энергия магнитного поля, созданного током этой обмотки:

$$W = \frac{\mu_0}{2} \int_V H^2 dV = \frac{\mu_0}{2} \int_0^{R_0} \int_{-h_0}^{h_0} (H_z^2 + H_r^2) 2\pi r dr dz. \quad (16)$$

Постановка (13) и (14) в (16) и затем в (15) при токе $i = j(R_0 - R_0) 2h_0/w$ и интегрирование с учетом соотношений по [Л. 5] дает

$$L = \frac{2W}{i^2} = \mu_0 \omega^2 \frac{\pi D^2}{4 \cdot 2h} \left(\frac{D_0}{D} \right)^2 \frac{h_0}{h} \frac{1}{2b^2} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_m^2 a_n^2 S_{mn}, \quad (17)$$

где

$$S_{mn} = \frac{k_m^2 J_0^2(\xi_m) - k_n^2 J_0(\xi_m) J_2(\xi_m)}{(k_m^2 + k_n^2)^2}.$$

Значения функций J_0 для аргументов, являющихся корнями функции J_1 , часто приводятся в таблицах, например [Л. 5]. При $\xi_m \gg 1$ функция $J_2(\xi_m) \approx -J_0(\xi_m)$ и последнее выражение упрощается.

На рис. 4 показана зависимость коэффициента $k_L = L / \mu_0 \omega^2 \frac{\pi D^2}{4 \cdot 2h}$ от соотношения размеров реактора

На этом же рисунке показано (пунктир) влияние расстояния до торцевых электромагнитных экранов на индуктивность обмотки, откуда следует, что при одинаковом расстоянии от обмотки до экранов влияние торцевых электромагнитных экранов существенно слабее.

Взаимная индуктивность обмоток. Для расчета взаимной индуктивности обмоток (рис. 1) представим, что обмотки соединены последовательно. При этом плотность тока в полости равна

$$j(r, z) = i \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} (C_{mn} + D_{mn}) J_1(k_m r) \cos(k_n z), \quad (18)$$

где

$$C_{mn} = \frac{a_{1m} a_{1n} w_1}{2h_1 b_1}; \quad D_{mn} = \frac{a_{2m} a_{2n} w_2}{2h_2 b_2};$$

$a_{1m}, a_{2m}, a_{1n}, a_{2n}$ — определяются при подстановке размеров соответствующей обмотки в (3) и (7).

Аналогично выводу формулы (17) получаем

$$\begin{aligned} L_{12} = & \mu_0 \omega^2 \frac{\pi D_1^2}{4 \cdot 2h_1} \left(\frac{D_0}{D_1} \right)^2 \frac{1}{2b_1^2} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{1m}^2 a_{1n}^2 S_{mn} + \\ & + \mu_0 \omega^2 \frac{\pi D_2^2}{4 \cdot 2h_2} \left(\frac{D_0}{D_2} \right)^2 \frac{1}{2b_2^2} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{2m}^2 a_{2n}^2 S_{mn} + \\ & + \mu_0 \omega_1 \omega_2 \frac{\pi D_0^2}{4 \cdot 2h_0} \frac{h_0^2}{h_1 h_2} \frac{1}{b_1 b_2} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{1m} a_{2m} a_{1n} a_{2n} S_{mn}. \quad (19) \end{aligned}$$

Первые два члена последнего выражения представляют собой индуктивности обмоток 1 и 2 в экранированной полости. Поскольку $L_{12} = L_1 + L_2 + 2M$, то последний член в выражении (19) представляет собой $2M$, откуда

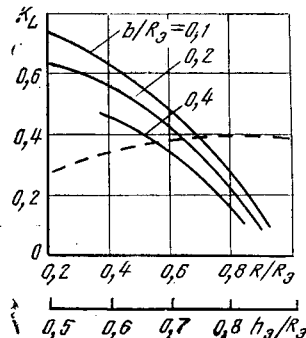


Рис. 4. Зависимость коэффициента k_L от соотношения размеров реактора при $h_0/R_0 = 1$; $h/R_0 = 0,8$ (—) и кривая отражающая влияние электромагнитных торцевых экранов на индуктивность реактора (---) при $R/R_0 = 0,6$; $b/R_0 = 0,2$ и $h/R_0 = 0,5$.

$$M_{12} = \mu_0 \omega_1 \omega_2 \frac{\pi D_2^2}{4 \cdot 2 h_2} \frac{h_2^2}{h_1 h_2} \frac{1}{2 b_1 b_2} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{1m} a_{2n} \times \\ \times a_{1n} a_{2m} S_{mn}. \quad (20)$$

Таким образом, получено однотипное выражение с выражениями индуктивности обмоток.

Распределение тока по обмоткам. При токах двух обмоток i_1 и i_2 плотность тока в указанной полости

$$j(r, z) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} (C_{mn} i_1 + D_{mn} i_2) J_1(k_{nr} r) \cos(k_n z) \quad (21)$$

и энергия магнитного поля

$$W = \frac{1}{2} \mu_0 2\pi h_2 \frac{R_2^2}{2} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} (C_{mn} i_1 + D_{mn} i_2)^2 S_{mn}. \quad (22)$$

Если пренебречь активными сопротивлениями обмоток, распределение тока реактора $i = i_1 + i_2$ по двум параллельно соединенным обмоткам соответствует минимуму энергии магнитного поля, что при подстановке $i_2 = i - i_1$ соответствует условию $dW/di_1 = 0$, откуда

$$\frac{i_1}{i} = \frac{\sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} D_{mn} (D_{mn} - C_{mn}) S_{mn}}{\sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} (C_{mn} - D_{mn})^2 S_{mn}}. \quad (23)$$

Эту же формулу можно получить из выведенного в [Л. 1] методами теории цепей уравнения при $r_2 = 0$

$$\frac{i_1}{i} = \frac{L_2 - M}{L_1 + L_2 - 2M}.$$

если в него подставить выражения индуктивностей из (17) и (20). Последние выражения показывают удобство использования полученных выражений для исследования токов и полей в криогенном двухобмоточном реакторе с целью снижения потерь.

Индуктивность реактора. При параллельном соединении обмоток из уравнений цепи следует выражение результирующей индуктивности реактора [Л. 1]:

$$L_p = M + \frac{(L_1 - M)(L_2 - M)}{L_1 + L_2 - 2M}. \quad (24)$$

Для учета активных сопротивлений обмоток вместо индуктивностей в (24) следует ввести соответствующие комплексные сопротивления z_p , $z_1 = r_1 + j\omega L_1$, $z_2 = r_2 + j\omega L_2$ и $z_M = j\omega M$, где $\omega = 2\pi f$ вместо соответственно L_p , L_1 , L_2 и M . Принципиально возможно учесть в выражениях для z потери в экранах, но изложение метода расчета получается весьма громоздким. Для практики достаточно найти суммарные потери, равные сумме потерь в обмотках и экранах.

Потери в обмотках реактора. Сверхпроводники, применяемые для создания крупных обмоток, помещают в матрицу из обычного материала с большими электропроводностью и теплопроводностью.

Для надежной стабилизации сверхпроводника площадь сечения матрицы может превышать площадь сечения сверхпроводника в 10—100 раз [Л. 6].

При удельном сопротивлении матрицы 5×10^{-11} Ом·м и частоте 300 Гц глубина проникновения электромагнитного поля в материал матрицы составит 0,2 мм. В то же время при токе в несколько килоампер линейные размеры провода, состоящего из сверхпроводника и матрицы, выполненного в виде шины прямоугольного сечения составят более 10 мм. Таким образом, сверхпроводник, помещенный в середину сечения такого провода, экранирован от переменных магнитных полей и токов. Следовательно, расчет добавочных потерь в обмотках реактора может быть выполнен при использовании известной формулы [Л. 7]:

$$p = \frac{\mu_0}{12} \gamma \omega^2 H_0^2 b_n^2 k_b, \quad (25)$$

где γ — проводимость материала провода; H_0 — действующая напряженность магнитного поля, перпендикулярная размеру проводника b_n ; k_b — коэффициент, учитывающий влияние вихревых токов на значение потерь.

Для обеспечения высоких технико-экономических показателей реактора особенно важны потери в наружной обмотке, так как на отвод 1 Вт потерь из зоны с температурой 4—5 К требуется мощность привода охлаждающей установки 500—1000 Вт.

Если фазы токов в обмотках совпадают, добавочные потери в сверхпроводящей обмотке от осевой и радиальной составляющих поля определяются путем интегрирования (25) по объему проводов:

$$p_z = \frac{\mu_0}{12} \gamma \omega^2 2\pi b_{nz}^2 k_{bz} k_z \int_{-h}^h \int_{R_n}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \left[(C_{mn} I_1 + \right. \\ \left. + |D_{mn} I_2| \frac{k_n}{k_m^2 + k_n^2} J_0(k_n r) \cos(k_n z) \right]^2 r dr dz; \quad (26)$$

$$p_r = \frac{\mu_0}{12} \gamma \omega^2 2\pi b_{nr}^2 k_{br} k_r \int_{-h}^h \int_{R_n}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \left[(C_{mn} I_1 + \right. \\ \left. + D_{mn} I_2) \frac{k_n}{k_m^2 + k_n^2} J_1(k_n r) \sin(k_n z) \right]^2 r dr dz, \quad (27)$$

где I_1 и I_2 — действующие значения токов в обмотках.

Принимая во внимание соотношения для интегрирования тригонометрических функций и функций Бесселя [Л. 5], из последних выражений получаем аналитические выражения для потерь в обмотке. Эти выражения несколько громоздки и здесь не приводятся. Однако они легко реализуются в виде программ для сравнительно маломощных ЦВМ.

Потери в экранах. Суммарные потери в относительно «толстых» осевом и торцевом экранах равны

$$p_s = \sqrt{\frac{\omega \mu_0}{2 \gamma_s}} \int_s H_z^2 dS, \quad (28)$$

где γ_s — удельная проводимость материала экрана; H_z — действующее значение касательной составля-

ющей напряженности магнитного поля на поверхности экрана: S — поверхность экрана. Интегрирование (28) по поверхности экранов дает

$$p_s = \sqrt{\frac{\omega \mu_0}{2\gamma_s}} 2\pi R_s \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{C_{mn} I_1 + D_{mn} I_2}{k_m^2 + k_n^2} \right)^2 \times \\ \times [h_s k_m^2 J_0^2(\xi_m) - R_s k_n^2 J_0^2(\xi_m) J_2^2(\xi_m)]. \quad (29)$$

Заключение. Полученные выражения для магнитного поля двухобмоточного реактора разложением плотности тока обмоток по двум координатам позволили получить удобные выражения для расчета важнейших параметров двухобмоточного реактора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Матрюков Л. А., Данильчук А. А. Сверхпроводящий линейный реактор для линии электропередачи постоянного тока. — Электротехника, 1978, № 10.
2. Матрюков Л. А. Электромагнитное экранирование мощных реакторов без стали. — Электричество, 1968, № 1.
3. Цейтлин Л. А. Влияние электромагнитного экрана на параметры экранируемой катушки. — Известия АН СССР. Энергетика и транспорт, 1972, № 6.
4. Хэг Б. Электромагнитные расчеты. — М.; Л.: ГЭИ, 1934.
5. Янке Е., Эмде Ф., Лёш Ф. Специальные функции. — М.: Наука, 1977.
6. Уильямс Дж. Сверхпроводимость и ее применение в технике. — М.: Мир, 1973.
7. Карасев В. В., Лейтес Л. В. Влияние вытеснения поля на потери от вихревых токов в проводах обмоток трансформаторов. — В кн.: Вопросы трансформаторостроения. — Труды ВЭИ. — М.: Энергия, 1969, вып. 79.

[13.12.80]

УДК 621.313.8.001.24

Особенности проектирования электрических машин с цилиндрическими постоянными магнитами SmCo_5

ЛЕДОВСКИЙ А. Н., канд. техн. наук
Москва

Одним из эффективных путей снижения массы автономных систем электроснабжения является использование в электрических машинах (ЭМ) постоянных магнитов на основе интерметаллических соединений кобальта с редкоземельными элементами. Можно выделить два основных конструктивных решения машин с магнитами SmCo_5 : ЭМ со сборным ротором и тангенциально намагниченными магнитами (так называемый ротор коллекторного типа) [Л. 1]; ЭМ со сплошным цилиндрическим ротором (типа «звездочка») [Л. 2]. Машины первой группы, как правило, используются при относительно больших мощностях $P_n > 10$ кВт, причем в ЭМ с коллекторным ротором за счет применения магнитов SmCo_5 удается сконцентрировать магнитный поток и обеспечить в воздушном зазоре индукции 1—1,2 Т. Второй тип конструкции ротора используется при относительно малых мощностях $P_n < 5$ —10 кВт и относительно высоких частотах вращения $\omega_n > 12\,000$ об/мин. Применение магнитов SmCo_5 в ЭМ второй группы позволяет выполнить статор беспазовым.

Особенностям проектирования ЭМ первой группы посвящен ряд работ, например [Л. 1 и 3], в то время как вопросы проектирования ЭМ с цилиндрическим ротором практически не нашли отражения в литературе.

На рис. 1 приведена конструктивная схема ЭМ с цилиндрическими постоянными магнитами. Характерными особенностями таких машин являются наличие оболочки из немагнитного материала, охватывающей постоянный магнит, и шаблонная двухсекционная обмотка, уложенная между ротором и статором.

При проектировании ЭМ необходимо выбрать целевую функцию, найти независимые переменные для связи целевой функции с техническим заданием и определить лимитеры, наложенные на целе-

вую функцию и независимые переменные техническим заданием, характеристиками электротехнических и конструктивных материалов.

В качестве целевой функции при проектировании ЭМ автономных систем электроснабжения, как правило, являются транспортная масса или транспортный к.п.д. [Л. 4 и 5], которые учитывают приращение мощности первичного двигателя за счет увеличения лобового сопротивления, проектирования массы ЭМ, дополнительных масс корпуса и первичного двигателя и т. д. При проектировании ЭМ, используемой в качестве генератора или двигателя, работающих в ограниченном диапазоне нагрузок, предполагается поиск ЭМ с минимальной массой при заданном к.п.д. Если же ЭМ используются в быстродействующих электроприводах, то однозначная целевая функция отсутствует. В этом случае расчет надо вести либо исходя из минимума массы при заданных динамических показателях, либо вводить обобщенную целевую функцию [Л. 5], которая учитывает влияние каждого показателя на качество ЭМ.

Предложенный ниже алгоритм расчета ЭМ с цилиндрическими постоянными магнитами SmCo_5 может использоваться при различных целевых функциях, так как основным ограничением при проектировании ЭМ является нагрев обмотки.

Характерной особенностью беспазовой ЭМ с постоянными магнитами является связь плотности тока в обмотке и линейной нагрузки с длиной суммарного воздушного зазора (рис. 1) и, следовательно, с рабочей точкой на диаграмме магнита. Так как плотность тока и линейная нагрузка связаны с нагревом обмотки, то длина воздушного зазора и рабочая точка на диаграмме магнита в конечном счете определяются допустимой температурой нагрева обмотки якоря.

В качестве независимых переменных при проек-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

только после раскладки обмотки в паз. Поэтому длина воздушного зазора и, следовательно, индукция в воздушном зазоре, основные размеры и параметры ЭМ зависят от способа укладки обмотки статора в паз, а формулы для их определения необходимо дополнить уравнениями, связывающими способ укладки обмотки с длиной воздушного зазора и диаметром ротора магнита:

$$\left. \begin{aligned} \frac{amw_{\phi}d_{в.из}}{k_{пр}} &= \pi (D_m + 2\delta_o + 2\delta_{cp} + 2h_{из}) k'_y; \\ 2k_{пр}d_{в.из} &= (\delta - \delta_o - \delta_{cp} - 4h_{из}) k''_y. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Двухслойная одно- или многорядная обмотка ЭМ относительно небольшой мощности имеет четыре электроизоляционные прокладки, две из которых располагаются между нижней и верхней секциями обмотки, а две другие — сверху и снизу обмотки. При укладке обмотки желательно, чтобы витки ложились в ряды один к другому, что соответствует $k'_y = l_n/d_{в.из}$. При укладке рядов целесообразно сдвинуть их относительно друг друга так, чтобы витки каждого последующего ряда располагались между витками предыдущего, чтобы

$k''_y = \frac{2h_c - 4h_{из}}{k_{пр}d_{в.из}} > 1$. После укладки обмотки может быть определен интегральный коэффициент заполнения паза медью:

$$k_{з.м} = \frac{amw_{\phi}d_{в.из}^2}{2(D_m + \delta)\delta}. \quad (13)$$

Высота ярма статора

$$h_j = \frac{D_m}{2p} \frac{B_m}{k_{з.м}B_j}, \quad (14)$$

где B_m определяется по (6).

После расчета основных размеров ЭМ необходимо определить активное и индуктивное сопротивления [Л. 8], учитывая при этом, что в ЭМ с цилиндрическими постоянными магнитами индуктивные сопротивления по продольной и поперечной осям одинаковы:

$$R_{\phi} = \rho_t \frac{l_{cp}}{as_{\phi}} \omega_{\phi}; \quad (15)$$

$$x_{\phi} = x_d = x_q = 4\pi f \mu_0 \frac{\omega_{\phi}}{pq} L_m (\lambda_p + \lambda_n). \quad (16)$$

Величина λ_n зависит от типа обмотки [Л. 9], а λ_p является удельной проводимостью рассеяния в активной зоне ЭМ и определяется путем расчета поля реакции якоря. В зависимости от числа пар полюсов λ_p может быть определена из выражений: при $p=2$

$$\lambda_p = \frac{m}{64} \left(\frac{1}{\delta} \right)^2 q [4(1+\delta)^2 - 5 + (1+\delta)^{-2} - 4 \ln(1+\delta)]; \quad (17a)$$

при $p \neq 2$

$$\lambda_p = \frac{m}{8(p^2-4)} \left(\frac{1}{\delta} \right)^2 q \left[\left(p - \frac{4}{p} \right) (1+\delta)^2 + \right.$$

$$\left. - \frac{4}{p} (1+\delta)^{2-p} - \left(\frac{2}{p} - 1 \right) (1+\delta)^{-2p} - 1 - p + \frac{2}{p} \right]. \quad (17b)$$

Теперь необходимо уточнить коэффициенты: k_E , который определяется из выражения

$$k_E = x \sin \psi + \dot{R}_{\phi} \cos \psi + \cos(\psi - \varphi_n), \quad (18)$$

где

$$x_{\phi} = \frac{x_{\phi}}{x_n}; \quad \dot{R}_{\phi} = \frac{R_{\phi}}{x_n}; \quad (19)$$

$$\psi = \arctg \frac{x_{\phi} + \sin \varphi_n}{\dot{R}_{\phi} + \cos \varphi_n}, \quad (20)$$

и k_f , который рассчитывается по формуле

$$k_f = \frac{F_d + F_j}{F_{\delta}}. \quad (21)$$

Электромагнитные потери в ЭМ с цилиндрическими постоянными магнитами SmCo_5 складываются из потерь в стали ярма статора, потерь в меди обмотки, потерь на вихревые токи в проводниках обмотки статора, расположенных в пазовой области, потерь, связанных с протеканием уравнивающих токов в параллельных ветвях обмотки, и потерь на вихревые токи в металлическом бандаже (оболочке) ротора.

Потери в меди обмотки и стали ярма статора определяются по формулам:

$$P_m = m I_n^2 R_{\phi}; \quad P_j = k_{\Delta} P_{1/400} B_j^2 M_j \left(\frac{f}{400} \right)^{1.5}. \quad (22)$$

Так как в беспазовых машинах проводники располагаются непосредственно в воздушном зазоре, то их пересекает полный магнитный поток, создаваемый магнитом, поэтому в них находятся вихревые токи, потери от которых равны [Л. 10]:

$$P_v = \frac{8}{\pi} m w_{\phi} \frac{B_{cp}^2 \rho_t}{\mu_0^2 a^4 \omega_1} \frac{s^2 \Sigma L_m}{a}, \quad (23)$$

где глубина проникновения электромагнитной волны определяется из выражения

$$a_{\omega 1} = \sqrt{\frac{\rho_t}{\pi f \mu_0}}. \quad (24)$$

Эти потери могут быть снижены, если разбить проводник на ряд параллельных ветвей. Однако в этом случае по параллельным ветвям будут протекать уравнивающие токи из-за неравенства э. д. с. в проводниках, расположенных в различных точках по расточке и по длине воздушного зазора (по высоте обмотки). Эти потери

$$P_{up} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{\sum_{n=1}^{k_{пр}} \sum_{k=1}^{a/k_{пр}} \left(\sum_{n=1}^{k_{пр}} \sum_{k=1}^{a/k_{пр}} E_{nk} - a E_{nk} \right)^2}{a R_{\phi}} m d\omega t \quad (25)$$

зависят от числа параллельных ветвей и способа укладки проводников, составляющих параллельные ветви, в пазовой области,

Э. д. с., входящая в (25), определяется из выражения

$$E_{nk} = \frac{4\sqrt{2}k_{oc}k_{\phi}}{p} \omega_{\phi} f D_M L_M B_M \frac{1}{r_n^{*p+1}} \times \\ \times \frac{r_n^{*2p} + (1+\delta)^{2p}}{1 + (1+\delta)^{2p}} \sin(\omega t - \theta_k), \quad (26)$$

где θ_k — угол смещения k -го проводника относительно среднего проводника параллельной ветви:

$$\theta_k = \frac{\pi}{mq} \frac{k_{np}}{a} \left[k - \frac{a}{2k_{np}} \right]. \quad (27)$$

Для предварительной инженерной оценки потерь на уравнивающие токи можно воспользоваться уравнением

$$P_{yp} = m \frac{a^2}{R_{\phi}} \left[\frac{4k_{oc}k_{\phi}}{p} \omega_{\phi} f D_M B_{\delta} \cos \left(1 - \frac{\sin \frac{\pi}{mq}}{\frac{\pi}{mq}} \right) \right]. \quad (28)$$

Что касается потерь в оболочке (бандаже) ротора, то они создаются токами обратной последовательности и могут быть определены из выражения [Л. 11]:

$$P_o = \frac{\pi^3 D_M^3 L_M \delta_o}{2p} \frac{(2f)^2 c_p}{\rho_t} B_{r/r=1}^2; \quad (29)$$

при $p=2$

$$B_{r/r=1}^* = \frac{m}{4\pi^2 p} \mu_0 \sin \frac{\pi}{2m} \times \\ \times \frac{I_{н.обр} \omega_{\phi}}{\delta} [1 - (1+\delta)^4 + 4 \ln(1+\delta)];$$

при $p \neq 2$

$$B_{r/r=1}^* = \frac{\mu_0}{p^2 - 4} \frac{m}{\pi^2} \sin \frac{\pi}{2m} \frac{I_{н.обр} \omega_{\phi}}{\delta} \times \\ \times \left[-\frac{4}{p} (1+\delta)^{2-p} + \left(\frac{2}{p} - 1 \right) (1+\delta)^{-2p} + \frac{2}{p} - 1 \right].$$

Для обеспечения высокой механической прочности оболочки она изготавливается из нержавеющей стали или титана, при этом, как показывает практика, из-за большого удельного сопротивления этих материалов потери в них незначительны.

Была рассчитана серия синхронных генераторов с цилиндрическим ротором из постоянного магнита SmCo_5 мощностью от 100 Вт до 10 кВт при частоте вращения $\omega_n = 2080, 3140, 3775$ 1/с и коэффициентах мощности $\cos \phi_n = 0,8-1$ при кратковременном режиме работы.

Анализ показал, что при отношениях мощности к частоте вращения $P_n/\omega_n = 0,06-0,15$ Н·м целесообразно использовать постоянные магниты с диаметром $D_M = 0,03-0,04$ м (см. рис. 2 и 3), что обеспечивает минимум массы ЭМ при высоком к. п. д. При отношениях мощности к частоте вращения выше 0,15 Н·м целесообразно увеличивать диаметр постоянного магнита. Однако изготовление цилиндрических постоянных магнитов SmCo_5 с диаметром выше 0,05 м в настоящее время затруднительно из-за сложности технологического оборудования и равномерного намагничивания. Уменьшение же диаметра магнита приводит к некоторому увеличению массы ЭМ.

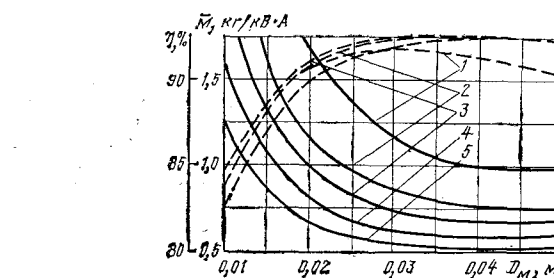


Рис. 2. Зависимости удельной (на ед. мощности) массы и к. п. д. машины от диаметра магнита.

— удельная масса; — — — к. п. д. $P_n = 1000$ Вт; $\cos \phi_n = 1$; $\omega_n = 3775$ 1/с; $A = 10\,000$ А/м; $p = 2$; $B_j = 1,2$ Т; 1 — $j = 3,8 \cdot 10^6$ А/м²; 2 — $j = 5,3 \cdot 10^6$ А/м²; 3 — $j = 6,4 \cdot 10^6$ А/м²; 4 — $j = 8 \cdot 10^6$ А/м²; 5 — $j = 10^7$ А/м².

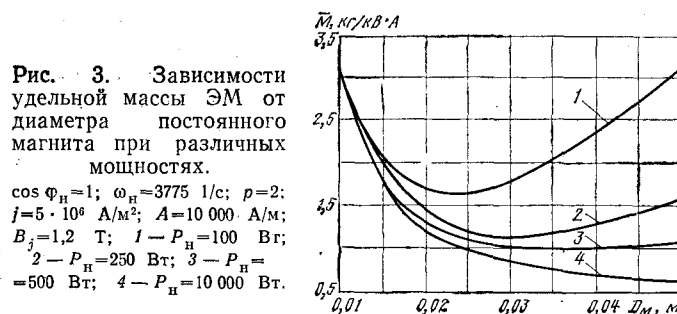


Рис. 3. Зависимости удельной массы ЭМ от диаметра постоянного магнита при различных мощностях.

$\cos \phi_n = 1$; $\omega_n = 3775$ 1/с; $p = 2$; $j = 5 \cdot 10^6$ А/м²; $A = 10\,000$ А/м; $B_j = 1,2$ Т; 1 — $P_n = 100$ Вт; 2 — $P_n = 250$ Вт; 3 — $P_n = 500$ Вт; 4 — $P_n = 10\,000$ Вт.

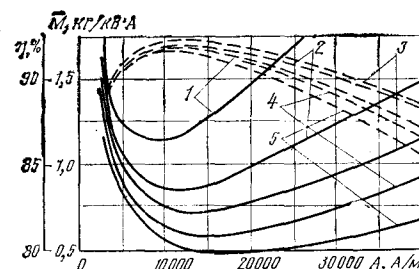


Рис. 4. Зависимости удельной массы и к. п. д. машины от линейной нагрузки.

— удельная масса; — — — к. п. д. $P_n = 1000$ Вт; $\cos \phi_n = 1$; $\omega_n = 3775$ 1/с; $D_M = 0,03$ м; $p = 2$; $B_j = 1,2$ Т; 1 — $j = 3,8 \cdot 10^6$ А/м²; 2 — $j = 5,3 \cdot 10^6$ А/м²; 3 — $j = 6,4 \cdot 10^6$ А/м²; 4 — $j = 8 \cdot 10^6$ А/м²; 5 — $j = 10^7$ А/м².

Наиболее существенное влияние на массу и к. п. д. ЭМ оказывают значения плотности тока в обмотке и линейной нагрузки (см. рис. 4). Расчеты показывают, что с увеличением плотности тока масса ЭМ уменьшается, однако при $j > 25 \times 10^6$ А/м² наблюдается некоторое увеличение массы ЭМ, что связано с возрастанием коэффициента k_E . К тому же при таких плотностях тока уменьшается к. п. д. и возрастает температура нагрева обмотки. Что касается линейной нагрузки, то ее целесообразно выбирать в пределах 7500—15000 А/м. Меньшие линейные нагрузки относятся к ЭМ меньшей мощности, причем с уменьшением плотности тока в обмотке оптимальные линейные нагрузки уменьшаются. Увеличение допустимых

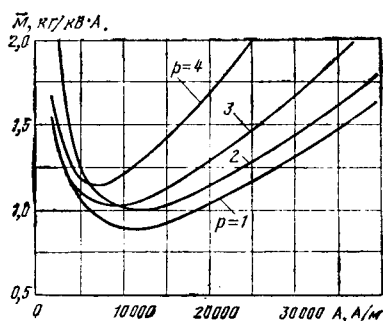


Рис. 5. Зависимости удельной массы от линейной нагрузки при разном числе пар полюсов.

$P_n = 1000$ Вт; $\cos \varphi_n = 1$; $\omega_n = 3775$ 1/с; $j = 5 \cdot 10^6$ А/м²; $D_m = 0,03$ м; $B_j = 1,2$ Т.

значений плотности тока и линейной нагрузки может быть достигнуто за счет применения систем интенсивного охлаждения. Так, для кратковременного режима работы высокоэффективной оказывается система охлаждения с использованием скрытой теплоты плавления хладагента [Л. 12], при этом снижается превышение температуры обмотки и в длительном режиме работы за счет высокой теплопроводности хладагента.

При выборе числа пар полюсов, если такая возможность имеется, необходимо помнить, что увеличение числа пар полюсов приводит к увеличению частоты изменения магнитного поля и, следовательно, к увеличению потерь в стали ярма и на вихревые токи в обмотке. С точки зрения получения минимума массы целесообразно выбирать $p=2$ (см. рис. 5). Необходимо отметить, что при $p=1$ уменьшение массы может быть достигнуто за счет использования постоянного магнита без отверстия под вал.

Что касается выбора значений индукции в ярме статора, то масса ЭМ при увеличении B_j от 0,8 Т изменяется мало, в то время как к.п.д. падает. Для стали Э44 целесообразно выбирать $B_j = 0,8—1,2$ Т.

На основе приведенных выражений и рекомендаций был спроектирован синхронный генератор с цилиндрическим постоянным магнитом SmCo_5 диаметром $D_m = 0,0284$ м, мощностью 1000 Вт при частоте вращения $\omega_n = 2080$ 1/с. Экспериментальные исследования макетных образцов генератора подтвердили правильность разработанной методики расчета, причем погрешность расчета номинальных параметров генератора в основном определяется неоднозначностью магнитных свойств постоянного магнита. В случае предварительного входного контроля свойств магнита — индукции на поверхности в разомкнутой магнитной системе (без ярма статора) — погрешность в расчете не превышает 5%.

Принятые обозначения. A — линейная нагрузка; $a_{\omega 1}$ — глубина проникновения электромагнитного поля; a — число параллельных ветвей; B_j — индукция в стали ярма; B_m — индукция на поверхности постоянного магнита; $B_{\text{ср}}^*$ — индукция на поверхности магнита, созданная током якоря; B_r — остаточная индукция; $B_{\text{ср}}$ — усредненное (по длине воздушного зазора) значение индукции в воздушном зазоре; c_p — коэффициент потерь [Л. 11]; c — удельная теплоемкость; $\cos \varphi_n$ — коэффициент мощности нагрузки; D_m — диаметр постоянного магнита; D_r — наружный диаметр генератора; d_n — диаметр медной жилы проводника; $d_{\text{в.из}}$ — диаметр проводника по изоляции; $E_{nk} = \varepsilon$ д. с. k -й по расточке и n -й по длине воздушного зазора параллельной ветви обмотки; f — частота; $F_{\text{ж}}$ — м. д. с. воздушного зазора; F_j — падение

м. д. с. в стали ярма статора; h_j — высота ярма статора; H_c — коэрцитивная сила постоянного магнита; h_c — высота секции обмотки; $h_{\text{из}}$ — толщина изоляционных прокладок между секциями обмотки якоря; I_n — ток нагрузки; $I_{\text{об.обр}}$ — ток обратной последовательности; j — плотность тока в обмотке; $k_{\text{з.м}}$ — коэффициент заполнения паза медью; $k_{\text{з.с}}$ — коэффициент заполнения пакета статора сталью; k_{ϕ} — коэффициент формы магнитного поля в воздушном зазоре; k_f — коэффициент, учитывающий насыщение стали ярма статора; $k_{\text{пр}}$ — количество проводников по высоте обмотки; k'_y , k''_y — коэффициенты, учитывающие способ укладки обмотки в воздушном зазоре; k_{Δ} — коэффициент, учитывающий увеличение потерь в стали за счет технологической обработки; $k_{\text{об}}$ — обмоточный коэффициент; k_E — коэффициент, равный отношению э. д. с. холостого хода к напряжению при номинальной нагрузке; $l_{\text{ср}}$ — средняя длина лобового вылета; l_r — длина ЭМ; $l_m^* = l_m/D_m$ — относительная средняя длина силовой линии постоянного магнита; L_m — длина постоянного магнита; l_n — расстояние между проводниками в ряду; m — число фаз; M_j — масса ярма статора; $P_{1/400}$ — удельные потери в стали при частоте 400 Гц и индукции 1 Т; p — число пар полюсов; P_n — мощность нагрузки; P_m — потери в меди обмотки; $P_{\text{в}}$ — потери на вихревые токи в обмотке; $P_{\text{ур}}$ — потери, связанные с протеканием уравнивающих токов по обмотке; P_j — потери в стали ярма статора; P_o — потери в оболочке (бандаже) ротора; q — число пазов на полюс и фазу; R_{ϕ} , R_{ϕ}^* — абсолютное и относительное значения активного сопротивления обмотки; $r_n = r_n/r_m$ — относительный радиус (отношение радиуса к радиусу постоянного магнита) расположения n -й по высоте обмотки параллельной ветви; s_b — сечение одного проводника параллельной ветви; s_{Σ} — суммарное сечение всех параллельных проводников обмотки; t_p — время работы; V_m , V_m^* — абсолютное и относительное значения объема постоянного магнита; ω_{ϕ} — число витков в фазе; x_{ϕ} , x_{ϕ}^* — абсолютное и относительное значения индуктивного сопротивления обмотки; z_n — полное сопротивление нагрузки; α — коэффициент теплопередачи; β — коэффициент укорочения обмотки; γ — удельная масса; $\gamma_{\text{ст}}$ — удельная масса стали; δ , δ^* — абсолютное и относительное значения полного воздушного зазора (расстояние между поверхностями магнита и ярма статора); δ_o — толщина оболочки (бандажа) на постоянном магните; $\delta_{\text{ср}}$ — длина воздушного зазора (расстояние между вращающейся оболочкой магнита и обмоткой); $[0]$ — допустимая превышения температуры обмотки; θ_k — угол сдвига k -й параллельной ветви относительно «средней» параллельной ветви; λ_m , $\lambda_{\text{из}}$ — коэффициенты теплопроводности меди и изоляции; λ_r — удельная проводимость ротора; λ_n — удельная проводимость лобовых частей; ρ_t — удельное сопротивление меди; φ_n — угол между векторами напряжения и тока нагрузки; ψ — угол между векторами э. д. с. холостого хода и тока нагрузки; ω_n — номинальная частота вращения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Балагуров В. А., Кецаис А. А., Лохнин В. В. Перспективы развития магнитоэлектрических генераторов с применением высококоэрцитивных постоянных магнитов. — Электричество, 1977, № 3.
2. Исследование магнитных полей в воздушных зазорах электрических машин с постоянными магнитами из сплава SmCo_5 / Е. И. Анищенко, Ю. И. Запорожеч, Н. А. Келин, В. С. Растагаев. — Электротехника, 1977, № 3.
3. Балагуров В. А., Кецаис А. А., Лохнин В. В. Расчет магнитоэлектрических генераторов на ЭЦВМ. — Труды МЭИ, 1972, вып. 139.
4. Морозовский В. Т., Синдеев И. М., Рунов К. Д. Системы электроснабжения летательных аппаратов. — М.: Машиностроение, 1977.
5. Алиевский Б. Л. Проектирование электрических машин как многокритериальная задача. — Электричество, 1979, № 5.
6. Ермакова Е. А., Ледовский А. Н. Особенности расчета электрических машин с высококоэрцитивными магнитами. — Труды МЭИ, 1980, вып. 483.
7. Ермилов М. А., Мизюрин С. Р. Расчет магнитоэлектрических синхронных генераторов. — Труды МАИ, 1968.
8. Балагуров В. А., Галтеев Ф. Ф., Ларионов А. Н. Электрические машины с постоянными магнитами. — М.: Энергия, 1964.

Электрическая прочность жидких диэлектриков при воздействии импульсов напряжения микросекундного диапазона

КУЧИНСКИЙ Г. С., [ЛЫСАКОВСКИЙ Г. Г.], МОНАСТЫРСКИЙ А. Е.,
ВЫЧУЖИН Н. А. (ЛПИ им. М. И. Калинина), ПЕЧЕРСКИЙ О. П.,
СМИРНОВ Л. В. (НИИЭФА им. Ефремова)

Для создания надежности изоляции мощных высоковольтных формирующих линий, имеющих большие площади электродов и межэлектродные расстояния, требуется разработка специальной методики расчета. В основу расчета должны быть положены данные об амплитудных значениях импульсной электрической прочности (и их разбросе) в однородном и слабо-неоднородном полях как для жидких диэлектриков (дистиллированная вода, трансформаторное масло), применяемых в качестве основной изоляции, так и вдоль поверхности твердых диэлектриков, используемых для различных конструктивных элементов (распорок, диафрагм и т. п.).

Известные данные об электрической прочности $E_{пр}$, зависимость среднего значения $\bar{E}_{пр}$ от межэлектродного расстояния d и площади электродов s часто не могут быть использованы для расчета, так как далеко не всегда включают полный перечень геометрических размеров разрядного промежутка, характеристик воздействующего напряжения, жидкости и электродов и четкое описание методики испытаний.

В настоящее время зависимости $\bar{E}_{пр}(d)$ и $\bar{E}_{пр}(s)$ для жидких диэлектриков при заданной форме импульса чаще всего аппроксимируются зависимостями:

$$\bar{E}_{пр}(d) = a_1 d^{-1/k_1}, \quad s = \text{const}; \quad (1)$$

$$\bar{E}_{пр}(s) = a_2 s^{-1/k_2}, \quad d = \text{const}, \quad (2)$$

где $E_{пр}$ — амплитудное значение воздействующего импульса, причем, согласно [Л. 1—3] $k_1 = 3 \div 4$ $k_2 = 10$.

Отметим, что в [Л. 1] не указываются значения s и d , для которых применимы формулы (1) и (2). Кроме того, из данных [Л. 1] вытекает, что для больших s и d $k_1 \rightarrow \infty$.

В ряде работ [Л. 2 и др.] развиваются глубокие представления о физических процессах пробоя; однако конкретные данные о значениях напряженностей полного пробоя или зарождения разряда вытекают в основном из вольт-секундных характеристик и не всегда позволяют оценить $E_{пр}$ по амплитуде при заданной форме импульса. Особенно ощущается недостаточность опубликованных данных [Л. 1—3 и др.] о значении $E_{пр}$ дистиллированной воды. То же самое можно сказать относительно данных о влиянии вкладыша из твердого диэлектрика на $E_{пр}$ жидкости даже для традиционных материалов (оргстекло, капролон и т. д.). В настоящее время ведутся поиск и разработка новых твердых материалов, обладающих необходимым комплексом физических и технологических свойств. Данные о влиянии этих материалов на $E_{пр}$ жидкости вообще отсутствуют. В целом же следует отметить очень большой разброс данных о $E_{пр}$ [Л. 1—3 и др.], преодоление которого чрезвычайно сложно ввиду больших неопределенностей методического характера.

В настоящей статье изложены результаты экспериментальных исследований амплитудных значений $E_{пр}$ дистиллированной воды и трансформаторного масла в однородном поле при воздействии импульсов микросекундного диапазона, характер-

ных для промежуточного импульсного накопителя формирующей линии, в зависимости от d , s и типа вкладыша из твердого диэлектрика, помещаемого в разрядных промежутках. Особое внимание обращено на полноту информации о методических особенностях экспериментов, характеристиках жидких диэлектриков и систем электродов. Одной из задач исследования являлась проверка и конкретизация формул (1) и (2) для выбранных условий экспериментов.

Методика и результаты экспериментов. Испытания проводились в однородном поле (в системе плоских электродов из нержавеющей стали с закругленными краями) при воздействии экспоненциально нарастающих срезанных импульсов с длительностью до среза $\tau_{и} = 1,6 \pm 0,2$ мкс. Время запаздывания пробоя жидкости составляло 1,3—1,6 мкс. Расстояние между электродами устанавливалось с погрешностью не более $\pm 0,3$ мм.

Для исследований применялись вода однократной дистилляции с удельным объемным сопротивлением $\rho \approx 5 \cdot 10^5$ Ом·см и масло ТКп с прочностью в стандартном разряднике 55—60 кВ. Объем воды или масла в испытательных баках составлял 600—700 л; смена жидкости производилась после значительного числа пробоев при снижении ρ воды до $3 \cdot 10^5$ Ом·см или при понижении прочности масла в стандартном разряднике до 50 кВ. Испытываемые жидкости специально не дегазировались. Визуальное наблюдение и фотографирование разряда осуществлялись с помощью трех окон, размещенных на уровне испытываемого промежутка по периметру окружности испытательного бака с шагом 120°.

Для определения влияния твердого диэлектрика на $E_{пр}$ жидкости в однородном поле цилиндрический вкладыш из твердого материала помещался между плоскими электродами, причем торцы вкладыша прижимались к плоскостям электродов, а его цилиндрическая поверхность располагалась параллельно силовым линиям. Наряду с традиционными материалами (оргстекло, капролон) в экспериментах применялись вновь разработанные компаунды, обладающие рядом улучшенных характеристик (повышенной ударной вязкостью, пониженным влагопоглощением, повышенной диэлектрической проницаемостью), важных для конструктивных элементов изоляции формирующих линий. Характеристики твердых диэлектриков приведены в табл. 1.

Для расчета изоляционной конструкции наиболее важны статистические характеристики $E_{пр}$ жидкого диэлектрика при воздействии единичного импульса заданной (номинальной) амплитуды: средняя пробивная напряженность $\bar{E}_{пр}$ и среднеквадратичное отклонение σ . Непосредственное получение таких данных связано с трудоемкими экспериментами, поэтому в описываемых экспериментах применялась одноударная ступенчатая методика испытаний, которая дает возможность получить требуемые данные быстрее и легче.

Методика состояла в следующем: напряжение на промежутке поднималось ступенями ΔU , начиная с U_n , причем U_n подбиралось таким образом, что при подъемах напряжения на ступени U_n не возникло более одного пробоя. Пробивным

9. Сергеев П. С., Виноградов Н. В., Горяинов Ф. А. Проектирование электрических машин. — М.: Энергия, 1969.

10. Ламмеранель И., Штафль М. Вихревые токи. — М.: Энергия, 1967.

11. Иванов-Смоленский А. В. Электромагнитные поля и

процессы в электрических машинах и их физическое моделирование. — М.: Энергия, 1969.

12. Перспективы применения легкоплавких веществ для охлаждения асинхронных двигателей/ В. М. Петров, Э. А. Мотин, Я. Б. Тубис, В. Е. Коркин. — Электротехника, 1978, № 9.

Таблица 1

Материал	Плотность, г/см ³	Относительная диэлектрическая проницаемость	Удельное объемное сопротивление, Ом·см	Влагопоглощение за 24 ч в % массы
Компаунд ПЭФ-МФДА	1,30	4,8	10 ¹¹ —10 ¹²	0,44
Компаунд ПЭФ-МТГФАТЭЛ	1,30	4,8	10 ¹¹ —10 ¹²	0,44
Компаунд ЭС-оксилин	1,32	4,0	3·10 ¹¹	0,22
Оргстекло	1,18	2,6	10 ¹² —10 ¹³	0,20
Капролон	1,15	3—4	10 ¹² —10 ¹⁴	1,50

напряжением $U_{пр}$ считалась амплитуда той ступени, на которой произошел пробой. Было установлено, что первые пробои водяного промежутка после дистилляции происходят, как правило, при несколько пониженных значениях $U_{пр}$. При последующих пробоях того же промежутка наблюдается тенденция к возрастанию $U_{пр}$, а затем величина стабилизируется, но имеет случайные колебания вокруг среднего значения $U_{пр}$. В дальнейшем $U_{пр}$ не изменяется, даже если общее число пробоев достигает 100—150. Пониженные значения и возрастание $U_{пр}$ на первых пробоях, вероятно, связаны с удалением растворенного или окклюдируемого газа из воды. Это явление «приработки» определило возможность в дальнейшем отбрасывать значения электрической прочности для первых (как правило, 7—10 пробоев) при нахождении средней электрической прочности водяных промежутков. Отметим, что при заливке испытательного бака под вакуумом дегазированной водой (что характерно для реальных конструкций) явление «приработки», по-видимому, не будет наблюдаться.

В масляном промежутке «приработка», как правило, не обнаруживается; однако в процессе многократных пробоев пробивное напряжение колеблется (случайный характер) около $U_{пр}$, которое имеет тенденцию к понижению. Снижение $U_{пр}$, вероятно, следует объяснить постепенным накоплением высокомолекулярных продуктов разложения масла в результате пробоев. При дальнейшем определении средней электрической прочности масляных промежутков учитывались значения электрической прочности только для первых 10—15 пробоев (не считая «приработки», если она наблюдалась).

Непосредственным результатом испытаний было определение распределения $Q(E_{пр})$ по одноударной ступенчатой методике. Однако эти распределения не позволяют проводить расчет надежности изоляции, так как они отличаются от распределения $P(E_{пр})$, полученного при одноимпульсном воздействии тем, что величина Q_k определяет вероятность отсутствия пробоя не только на ступени k , но и на всех предыдущих ступенях. При этом распределение $Q(E_{пр})$ имеет несколько меньшие величины $E_{пр1}$ и σ_1 по сравнению с $P(E_{пр})$ и может быть вычислено из $P(E_{пр})$:

$$Q_k = \sum_{i=1}^k q_i = \sum_{i=1}^k P_i \prod_{j=1}^{i-1} (1 - P_j), \quad (3)$$

где q_i — вероятность пробоя на i -й ступени при испытании по ступенчатой одноударной методике.

Если известно распределение $Q(E_{пр})$, то обратным пересчетом можно считать $P(E_{пр1})$:

$$P_k = \frac{1 - Q_k}{1 - Q_{k-1}}. \quad (4)$$

Если выполнить такой пересчет для случая $\Delta E = \sigma/2$, то можно получить:

$$\bar{E}_{пр} \approx 1,05 \bar{E}_{пр1}; \quad \sigma/\bar{E}_{пр} \approx 1,2 \frac{\sigma_1}{\bar{E}_{пр1}},$$

где $\bar{E}_{пр1}$ — среднее значение $E_{пр1}$; σ_1 — среднее квадратичное отклонение при испытаниях по одноударной ступенчатой методике.

Оценкой величины σ на основании многочисленных опубликованных данных может быть $\sigma \approx 0,1 \bar{E}_{пр}$. В основных испытаниях, результаты которых приведены в настоящей статье, было принято $N \approx 20$, поэтому величину $E_H = U_H/d$ можно считать соответствующей вероятности пробоя $P \approx 0,05$. При нор-

мальном законе распределения

$$E_H \approx \bar{E}_{пр} - 1,6\sigma = 0,84 \bar{E}_{пр}, \quad (5)$$

откуда вытекает, что оценка $\sigma \approx 0,1 \bar{E}_{пр}$ соответствует оценке $\sigma \approx 0,12 E_H$; следовательно, для выполнения соотношения (5) можно приближенно выбрать $\Delta E \approx 0,06 E_H$. Более подробно эта методика изложена в [Л. 4].

Исходя из вышеизложенного, основные испытания по определению $E_{пр}$ и зависимостей $\bar{E}_{пр}(d)$ и $E_{пр}(s)$ в настоящей работе проводились по одноударной ступенчатой методике при E_H , соответствующей $P \approx 0,05$, и $\Delta E \approx 0,06 E_H$.

Следует отметить, что $\Delta E \approx \sigma/2$ соответствует обычно выбираемому интервалу между ступенями. Кроме того, соотношение (5) следует расценивать лишь как промежуточное для выбора методики испытаний, но не как способ прямого определения $\bar{E}_{пр}$ по E_H .

Результаты испытаний водяного промежутка (в том числе с вкладышами из твердых диэлектриков и без них) в однородном поле для одноимпульсного воздействия при площади электродов $s = 110 \text{ см}^2$ приведены в табл. 2. Каждое значение $\bar{E}_{пр}$ было получено путем усреднения и дальнейшего умножения на 1,05 отдельных значений $E_{пр1}$ (число испытаний колебалось от 4 до 24 на точку), полученных для одного и того же промежутка при условии отбрасывания «приработочных» значений $E_{пр}$ (если они наблюдались). Значение $\sigma/\bar{E}_{пр}$ вычислено как относительное среднее квадратичное отклонение $E_{пр1}$ от $\bar{E}_{пр1}$ (т. е. $\sigma_1/\bar{E}_{пр1}$), умноженное на 1,2.

Таблица 2

Твердый диэлектрик	d , см	$\bar{E}_{пр1}$, кВ/см	$\sigma/\bar{E}_{пр}$, %
Отсутствует	0,5	230	12
	1	200	12
	3	175	12
	5	160	4
ПЭФ-МФДА	1	175	16
	3	180	10
ПЭФ-МТГФАТЭЛ	1	170	9
	3	190	13
	5	155	4
ЭС-оксилин	1	190	8
	3	200	18
	5	160	5
Оргстекло	1	190	11
	3	195	4
	5	165	2
Капролон	1	170	23
	3	155	—
	5	135	12

По данным табл. 2 на рис. 1 построена зависимость $\bar{E}_{пр}(d)$ для водяного промежутка (не содержащего твердый диэлектрик) при $s = 110 \text{ см}^2$. Аппроксимируя $\bar{E}_{пр}(d)$ степенной функцией, можно сказать, что она отвечает соотношению (1) при $a_1 \approx 201$, $k_1 \approx 10$ ($E_{пр}$ — в кВ/см, d — в см). Понижение $\bar{E}_{пр}$ при увеличении d не связано с краевым эффектом, так как во всем диапазоне изменения d (от 0,5 до 5 см) пробои были зарегистрированы равномерно по всей площади электродов системы «плоскость — плоскость».

Для получения зависимости $\bar{E}_{пр}(s)$ был испытан водяной промежуток при $d = 1 \text{ см}$ (рис. 2). Каждая точка на рис. 2, как и на рис. 1, является результатом усреднения отдельных значений $E_{пр1}$, умноженным на 1,05. Разброс результатов очень велик, поэтому можно лишь ориентировочно (с использованием метода наименьших квадратов) наметить зависимость $\bar{E}_{пр}(s)$, которая при аппроксимации степенной функцией отвечает соотношению (2) при $a_2 \approx 305$ и $k_2 = 10$ ($E_{пр}$ — в кВ/см, s — в см²).

Разброс значений $E_{пр}$ воды колеблется в пределах $\sigma/\bar{E}_{пр}$ от 2 до 23% (табл. 2), причем малые и большие значения σ относятся к наименьшему числу измерений на точку; однако основное количество значений σ сосредоточено в интервале

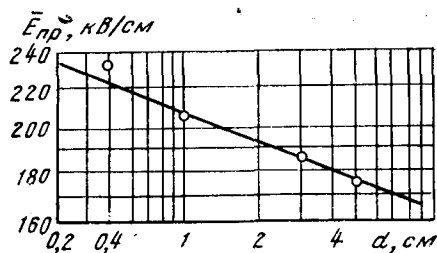


Рис. 1. Зависимость средней электрической прочности воды $E_{пр}$ при одноимпульсном воздействии от расстояния d между электродами в однородном поле.

9—12%, что, в общем, соответствует известным данным об электрической прочности жидких диэлектриков. Следует также отметить тенденцию к уменьшению σ при увеличении d , прослеживающуюся по табл. 2 с учетом данных о промежутках с твердыми вкладышами.

Убывающий характер зависимостей $E_{пр}(d)$ и $E_{пр}(s)$ в однородном поле не является неожиданным. Как следует из [Л. 2 и 3], в области наносекундных экспозиций в соотношении (1) $k_1=3-4$. Для микросекундного диапазона по данным [Л. 5] можно ожидать $k_1 \rightarrow \infty$. В настоящем исследовании получено $k_1 \approx 10$. Значение $k_2 \approx 10$ в формуле (2), вытекающее из результатов настоящей работы, соответствует данным [Л. 1]. В целом можно отметить одинаковый характер зависимостей $E_{пр}(d)$ и $E_{пр}(s)$ ($k_1 \approx k_2 \approx 10$). Зависимости такого характера, относящиеся к импульсному напряжению, уже неоднократно приводились в литературе (см., например, [Л. 6 и 7]) при $k_1 \approx k_2 \approx 10-13$ и связывались, как правило, со статистической природой влияния площади электродов или объема жидкого диэлектрика, находящегося в достаточно сильном электрическом поле.

В зависимости $E_{пр}(d)$ основную роль играет, по-видимому, объем воды, определяемый величиной межэлектродного расстояния, так как площадь в соответствующих опытах сохранилась постоянной. Наличие падающей зависимости $E_{пр}(d)$ заставляет предполагать, что в рассматриваемых условиях при инициировании пробоя воды существенную роль играют процессы не только у поверхностей электродов, но и в объеме жидкости. Определенным подтверждением статистического характера влияния объема воды в зависимости $E_{пр}(d)$ является отмеченная выше тенденция к уменьшению σ при увеличении d .

Таким образом, для больших промежутков в расчетных формулах для $E_{пр}$ должна содержаться величина d . Если сопоставить конкретные результаты настоящей работы с соотношением, приводимым в [Л. 1],

$$\bar{E}_{пр} = 300 \tau_{0,63}^{-1/3} s^{-1/10}, \text{ кВ} \cdot \text{см} \quad (6)$$

(где $\tau_{0,63}$ — время в мкс, в течение которого мгновенное значение напряжения в импульсе превышает 63% амплитуды, s — в см²), то с учетом зависимости $E_{пр}(d)$ более общая формула примет вид

$$\bar{E}_{пр} = 300 \tau_{0,63}^{-1/3} (sd)^{-1/10}. \quad (7)$$

Подставляя в формулу (7) $\tau_{0,63}=0,9$ мкс (характерное для примененного в настоящей работе воздействующего импульса), $s=110$ см² и $d=1$ см, получаем $\bar{E}_{пр}=194$ кВ/см, что достаточно хорошо согласуется с результатами эксперимента. Таким образом, в диапазоне d от 0,5 до 5 см и s от 5 до 700 см² соотношение (7) может быть использовано для расчета $E_{пр}$.

В табл. 3 приведены значения $E_{пр}$ для трансформаторного масла в однородном поле ($d=1$ см) для одноимпульсного воздействия при наличии и отсутствии твердого диэлектрика в разрядном промежутке ($s=110$ см²). Согласно табл. 2 и 3 $E_{пр}$ масла приблизительно в 1,5 раза превышает $E_{пр}$ воды при прочих равных условиях. Разброс значений $E_{пр}$ для масла в среднем приблизительно такой же, как и для воды (табл. 2 и 3).

Влияние твердого диэлектрика на $E_{пр}$ воды и масла можно оценить также по данным табл. 2 и 3. Прежде всего отметим, что большинство твердых материалов в целом не снижает $E_{пр}$ воды (кроме капролона, для которого снижение $E_{пр}$ наблюдается при всех d от 0,2 до 5 см). В то же время

Таблица 3

Твердый диэлектрик	$\bar{E}_{пр}$, кВ/см	$\sigma/\bar{E}_{пр}$, %
Отсутствует	335	8
ПЭФ-МФДА	285	14
ПЭФ-МТГФАТЭЛ	275	9
ЭС-окислин	275	16
Оргстекло	300	9
Капролон	305	15

для масла наблюдается снижение $E_{пр}$ при наличии твердого диэлектрика. Наблюдения показали, что пробой всегда происходит в объеме жидкости либо непосредственно по поверхности вкладыша из твердого диэлектрика, либо на некотором расстоянии от нее. Пробой воды развивается главным образом на некотором расстоянии от вкладыша из твердого диэлектрика (кроме промежутка с капролоном). Пробой масла (и воды с капролоном), как правило, развивается по поверхности вкладыша, оставляя следы в виде углублений. Предшествующий разряд с образованием следов на поверхности вкладыша не оказывает влияния на значение $E_{пр}$. Подтверждением сказанного является рис. 3, из которого следует, что повторные пробои могут происходить и по ранее образовавшимся следам (удлиняя и развивая их), и с образованием новых следов; при разряде по свежему участку поверхности (с образованием нового следа) $E_{пр}$ может быть ниже, чем при разряде по ранее образовавшемуся следу.

Снижение $E_{пр}$ при разряде непосредственно по поверхности вкладыша, т. е. для воды в случае капролона и для масла во всех случаях, по-видимому, обусловлено для масла перегрузкой жидкой прослойки между электродом и вкладышем, так как $\epsilon_{\text{масла}} < \epsilon_{\text{вкладыша}}$, а для воды изменением характеристик поверхности капролона в силу его высокого влагопоглощения.

Выводы. 1. Для дистиллированной воды ($\rho \approx 5 \cdot 10^5$ см) зависимость $E_{пр}=f(d, s, t)$ в однородном поле при воздей-

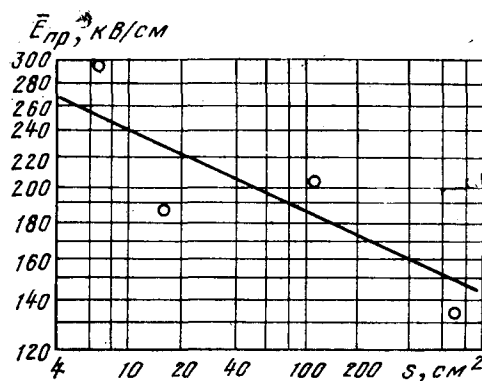


Рис. 2. Зависимость средней электрической прочности воды $E_{пр}$ при одноимпульсном воздействии от площади электродов s при $d=1$ см.

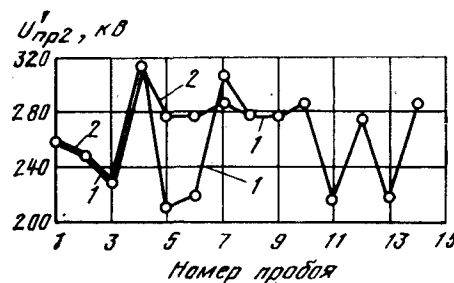


Рис. 3. Зависимость пробивного напряжения $U_{пр1}$ масла от номера пробоя в однородном поле при наличии вкладыша ПЭФ-МТГФАТЭЛ ($d=1$ см).

1 — вне зависимости от местоположения пробоя; 2 — по одному и тому же следу.

ствии единичного униполярного срезанного импульса с общей длительностью около 1,6 мкс может быть выражена соотношением

$$\bar{E}_{\text{пр}} = 300\tau_{0,63}^{-1/3} (sd)^{-1/10}, \text{ кВ/см}$$

в диапазоне изменения d от 0,5 до 5 см и s от 5 до 700 см².

2. При указанной форме импульса значение $\bar{E}_{\text{пр}}$ трансформаторного масла примерно в 1,5 раза выше, чем $\bar{E}_{\text{пр}}$ дистиллированной воды.

3. Наличие вкладыша из твердого диэлектрика в однородном поле примерно на 10% понижает $\bar{E}_{\text{пр}}$ масла, но не влияет на $\bar{E}_{\text{пр}}$ воды (за исключением вкладыша капролона, при котором $\bar{E}_{\text{пр}}$ воды уменьшается). Понижение $\bar{E}_{\text{пр}}$, по-видимому, связано с пробоем непосредственно по поверхности твердого диэлектрика, который может быть инициирован приэлектродным локальным пробоем.

4. Относительное среднеквадратичное отклонение $\sigma/\bar{E}_{\text{пр}}$ для воды в рассматриваемых условиях в среднем имеет порядок (0,09—0,12) $\bar{E}_{\text{пр}}$ и имеет тенденцию к понижению при увеличении d .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Matin J. C. Nanosecond pulse techniques. Aldermaston. Berks. 1970.
2. Ушаков В. Я. Импульсный электрический пробой жидкостей. — Томск: Изд. Томского государственного ун-та, 1975.
3. Месяц Г. А. Генерирование мощных наносекундных импульсов. — М.: Советское радио, 1974.
4. Лысаковский Г. Г. О методике определения импульсной электрической прочности жидких диэлектриков. — Изв. вузов. Энергетика, 1980, № 9.
5. Тарасов В. Д., Балакин В. А., Печерский О. П. Электрическая прочность воды на импульсах продолжительностью 0,5—5 мкс в диапазоне напряжения 0,5—1,7 МВ. — ЖТФ, 1971, вып. 8, XLI.
6. Experimental extension of volume effect on breakdown of transformer oil/ M. Murano, H. Murata, M. Ikega, S. Menju. — IEEE Trans. PAS, 1973, № 3.
7. Watson W. A fundamental factor controlling the unit dielectric strength of oil. — AIEE Trans., 1953. Pt. III, February.

(29.01.81)



УДК 621.359.48.001.24

Влияние электрического ветра на процесс электроосаждения

ВЕРЕЩАГИН И. П., ГОНИК А. Е.

Москва

Влияние электрического ветра (ЭВ), сопровождающего коронный разряд, на процесс осаждения частиц в электрофильтрах до настоящего времени изучено не полностью. Сложность исследований усугубляется тем, что ЭВ в электрофильтрах развивается при наличии внешнего потока газа, оказывающего влияние на формирование ЭВ. В [Л. 1] показано, что в режимах, характерных для электрофильтров при скорости газа более 1 м/с и напряжении не выше 50 кВ, направленная скорость потоков ЭВ пренебрежимо мала и ее можно не учитывать при определении скорости осаждения частиц. Однако было выявлено существенное возрастание интенсивности пульсационного движения потоков газа, связанное с ЭВ. Повышение интенсивности турбулентности может оказать существенное влияние на распределение концентрации частиц и таким образом повлиять на степень очистки газов.

В статье приведены результаты исследования турбулентных характеристик потока газа в электрофильтре при наличии ЭВ и дана оценка их влияния на процесс электроосаждения. Исследование влияния ЭВ и других факторов (геометрия и количество коронирующих электродов, скорость потока) на турбулентность потока проводилось с помощью диффузионного метода [Л. 2]. Этот метод определения характеристик турбулентности, использующий зависимости диффузии тепла, микроили макрочастиц от точечного источника в исследуемой среде от характеристик турбулентности, широко применяется для исследований потоков при отсутствии коронного разряда [Л. 3].

При коронном разряде применение диффузионного метода для исследований характеристик турбулентности в межэлектродном промежутке затруднено из-за влияния электрического поля (зарядка частиц и их движение под действием поля, возможная ионизация вводимого в поток газа-трассера) и направленной составляющей ЭВ. Однако такие достоинства, как сравнительная простота оборудования, наглядность и разносторонность получаемой информации, возможность быстрой оценки изменения коэффициента турбулентной диффузии (КТД) потока делают этот метод вполне пригодным для оценки влияния ЭВ на характеристики турбулентного потока, в частности на КТД.

Для исследований с помощью диффузионного метода в качестве газа-трассера использовался гелий, а в качестве измерителя его концентрации — газоанализатор типа МИГ-1. Газ вводился в исследуемый поток через трубку с внутренним диаметром 6 мм. Отбор газа производился через трубку размером 2×1,6 мм с постоянной скоростью. Заборная трубка размещалась на различных расстояниях от трубки-источника

и могла перемещаться в сечении, перпендикулярном направлению потока. Измеряя распределение концентрации гелия в поперечных сечениях потока на различных расстояниях от источника, можно определить зависимость $(Y^2)_{\text{ср}} = f(x)$, а с ее помощью определить КТД по формуле [Л. 3]

$$D = (Y^2)_{\text{ср}} u / 2(x - x_0), \quad (1)$$

где u — средняя скорость потока; x — расстояние от источника до плоскости измерения; x_0 — координата точки пересечения асимптоты к кривой $(Y^2)_{\text{ср}} = f(x)$; $\sqrt{(Y^2)_{\text{ср}}}$ — среднее квадратичное перемещение примеси в направлении, перпендикулярном потоку.

Среднеквадратичное перемещение определялось по формуле

$$(Y^2)_{\text{ср}} = 0,72b^2, \quad (2)$$

где b — «полуширина» гауссовской кривой распределения концентрации гелия, соответствующая ординате, равной половине значения концентрации гелия на оси.

Так как гелий легко ионизируется в электрическом поле, то измерения производились на некотором расстоянии от коронирующих электродов за заземленной сеткой-экраном. Эксперименты проводились на модели одного канала пластинчатого горизонтального электрофильтра с С-образными осадительными электродами. В качестве коронирующих использовались ленточно-игольчатые промышленные электроды с шагом между иглами 40 мм, электроды с патефонными иглами с таким же шагом, гладкие электроды диаметром 0,6 мм из никрома. Расстояние между осадительными электродами 275 мм, шаг между коронирующими электродами 180 мм, максимальная длина электрического поля 2600 мм, высота 900 мм, высота канала модели 1200 мм. Предварительными экспериментами было установлено, что распределение концентрации гелия по сечению модели электрофильтра близко к нормальному закону и при наличии коронного разряда. Это доказывает возможность использования диффузионного метода для оценки влияния ЭВ на турбулентность потока.

Основная часть экспериментов по измерению КТД проводилась в центре канала на расстоянии 215 мм от последнего коронирующего электрода. Было установлено, что КТД потока возрастает при увеличении напряжения и тока коронного разряда. При увеличении скорости потока влияние ЭВ на КТД уменьшается и при напряжении 50 кВ и скорости потока 2 м/с им можно пренебречь. Эксперименты с различным количеством коронирующих электродов показали, что КТД не изменяется при уменьшении количества электродов с 14 до 3,

что позволяет считать значение КТД постоянным по всей длине канала, пренебрегая начальным участком.

На рис. 1 приведены результаты определения КТД на различном удалении от коронирующих электродов различной геометрии. Эксперименты проводились с игольчатыми и гладкими проволочными электродами при удельной плотности тока, соответствующей плотности тока промышленных ленточно-игольчатых электродов. Данные рис. 1 позволяют сделать вывод о том, что в реальных аппаратах при рабочем режиме ($u=1$ м/с, $U=50$ кВ) влиянием ЭВ можно пренебречь при удалении более чем на 500 мм от последнего коронирующего электрода. Наибольшее изменение значения КТД наблюдается при использовании игольчатых коронирующих электродов и наименьшее — при использовании гладких электродов. Можно сказать, что на значение КТД в электрофильтре влияют не только величины напряжения и тока, но и характер коронного разряда.

В то же время результаты экспериментов показывают, что значение КТД зависит от расстояния между точкой измерения и последним коронирующим электродом, увеличиваясь по мере приближения к нему. Однако определение значения КТД в электрическом поле затруднительно из-за недостатков диффузионного способа. Таким образом, очевидна необходимость измерения КТД непосредственно в активной зоне электрофильтра и разработки методики таких измерений.

В статье предлагается метод определения КТД в поле коронного разряда, базирующийся на измерении интенсивности турбулентности потока в активной зоне электрофильтра с помощью оптического доплеровского измерителя скорости ОДИС. Согласно теории однородной изотропной турбулентности [Л. 3]

$$D = x_0 \varepsilon^2 u, \quad (3)$$

где $\varepsilon = u'/u$ — интенсивность турбулентных пульсаций; u' — корень квадратный из среднеквадратичной скорости пульсаций (среднее квадратичное отклонение скорости σ_u); u — средняя скорость потока, определяемая объемным расходом газа через сечение аппарата.

Тогда выражение (3) можно записать в виде

$$D = x_0 (u')^2 / u. \quad (4)$$

Следовательно, задача определения КТД потока с изотропной турбулентностью сводится к определению величин x_0 , u' при известном значении u . Хотя турбулентный поток в электрофильтре не является изотропным, теоретический анализ и экспериментальные наблюдения [Л. 3 и 4] показали, что микроструктура подавляющего большинства реальных неинотропных турбулентных потоков, которая в основном определяет свойства турбулентного потока, является приблизительно изотропной. По этой причине теоретические и экспериментальные результаты исследований изотропной турбулентности часто оказываются возможным использовать в реальных турбулентных потоках.

Истинную пульсационную составляющую скорости возможно определить ОДИС с учетом корректировки измеренных значений [Л. 1]. С этой целью по массиву значений частот f , определенных по спектроанализатору, рассчитывается массив скоростей движения V частиц аэрозоля в исследуемой точке. Для этого массива определяются значения $V_{пр}$, $\sigma_{пр}(u'_{пр})$ и по методике [Л. 1] находятся параметры V_n , $\sigma_n(u')$, где $V_{пр}$ и $\sigma_{пр}$ — средняя скорость частиц (потока) и среднее квадратичное отклонение скорости в исследуемой точке, определенные с помощью прибора; V_n , σ_n — истинные значения средней скорости и среднего квадратичного отклонения скорости.

Как будет показано ниже, значение x_0 практически не зависит от электрического режима и его можно определять из диффузионных измерений КТД на некотором удалении от коронирующих электродов.

Так как предлагаемый метод определения КТД является приближенным и включает ряд допущений (об изотропности потока, о возможности использования результатов измерения x_0 за пределами электрического поля), было выполнено измерение КТД двумя способами в специальной модели электрофильтра.

Сечение модели — 300×250 мм, длина — 1000 мм. Изменение значения КТД в модели достигалось путем регулирования напряжения на ленточно-игольчатых электродах с шагом между иглами 80 мм. Расстояние между электродами в ряду было выбрано такое же как и в промышленных аппаратах — 180 мм. Коронирующие электроды располагались между заземленными сетчатыми электродами, изготовленными из провода диамет-

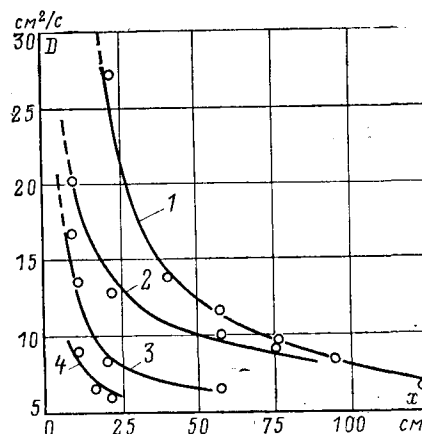


Рис. 1. Зависимость КТД от расстояния до коронирующих электродов.

1 — электроды с патефонными иглами ($U=62$ кВ); 2 — ленточно-игольчатые электроды (65 кВ); 3 — ленточно-игольчатые электроды (50 кВ); 4 — проволочные электроды (68 кВ).

ром 0,1 мм с ячейкой 10×10. Расстояние между сетчатыми электродами 100 мм. Такая полностью проникаемая для ЭВ сетка позволяла измерять КТД диффузионным методом в пространстве между сеткой и стенкой модели. Измерение КТД проводилось против третьего по направлению течения газа электрода при напряжении на коронирующих электродах 20—45 кВ (начальное напряжение $U_0=14$ кВ) и средней скорости потока, равной 0,8; 1 и 1,35 м/с. Вначале диффузионным методом определялись значения D_d и x_0 . Затем в этой же точке с помощью ОДИС определялась величина $\sigma_{пр}(u'_{пр})$ и далее по методике [Л. 1] — $\sigma_n(u'_n)$. После этого по формуле (4) вычислялось значение КТД (D_d). При этом значение x_0 принималось равным среднему экспериментальному значению $x_0=2,1$ см, определенному в этой точке диффузионным методом при различных условиях.

Анализ результатов экспериментов показывает, что значение x_0 не зависит от напряжения на электродах и скорости потока и колеблется в пределах $(0,06—0,1)d_r$. Среднее значение x_0 составляет примерно $0,08d_r$ ($d_r=27,2$ см — гидравлический диаметр модели электрофильтра). Как видно из табл. 1,

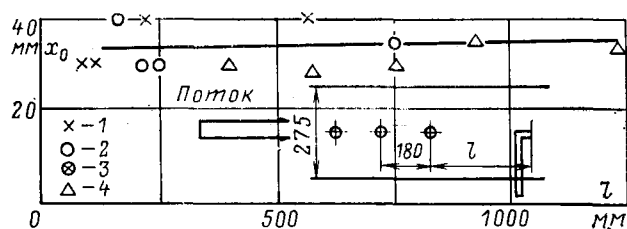
Таблица 1

Напряжение U , кВ	Значения параметров турбулентного потока при скорости u								
	0,80 м/с			1,1 м/с			1,35 м/с		
	x_0 , см	D_d , см²/с	$D_{л'}$, см²/с	x_0 , см	D_d , см²/с	$D_{л'}$, см²/с	x_0 , см	D_d , см²/с	$D_{л'}$, см²/с
0	2,2	2,6	2,3	2,0	2,8	2,6	2,0	3,0	2,4
20	2,2	13,7	11,7	2,5	9,5	9,2	2,0	4,5	3,7
25	2,0	24,5	22,4	1,8	16,5	18,5	2,0	15,2	12,5
29	—	—	27,4	2,3	40,3	42,8	1,8	22,0	19,3

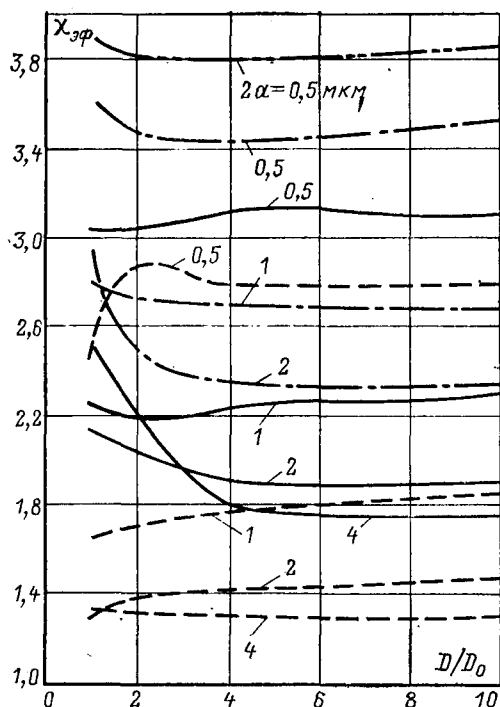
значения КТД, определенные с помощью ОДИС при $x_0=2,1$ см ($0,08d_r$) и диффузионным методом отличаются не более, чем на 20%. Таким образом, КТД в активной зоне электрофильтра можно определять с помощью ОДИС, рассчитывая его значение по формуле (4). При этом можно считать $x_0=0,08d_r$, принимая, что в первом приближении x_0 не зависит от геометрии коронирующих электродов, значения напряжения на них и скорости потока. К аналогичному выводу приводит анализ результатов определения x_0 в модели одного канала пластинчатого горизонтального электрофильтра с С-образными осадительными электродами (рис. 2). При $d_r=44,7$ см среднее значение x_0 составляет 3,6 см ($0,08d_r$), а отклонения от среднего значения x_0 носят случайный характер.

Точность определения КТД с помощью ОДИС по предложенной методике зависит от погрешности определения x_0 , u' , u . В соответствии с (4) погрешность определения КТД

$$\delta_D = \delta_{x_0} + \delta_u + 2\delta_{u'}. \quad (5)$$

Рис. 2. Значение параметра x_0 при различных условиях эксперимента.

1 и 2 — ленточно-игльчатые электроды (50 и 65 кВ); 3 — проволоочные электроды (68 кВ); 4 — электроды с патефонными иглами (65 кВ).

Рис. 3. Зависимость поправочного коэффициента $\chi_{эф}$ от коэффициента турбулентной диффузии.

— — — $L=2,25$ м; — — — — — $L=4,5$ м; — · — · — $L=6,75$ м; — · — — — $L=9$ м.

Погрешность определения графическим построением величины x_0 по данным экспериментов не превышает 25%, а погрешности определения средней скорости потока и его пульсационной составляющей можно принять равными 5% (при определении с помощью ОДИС). Таким образом, общая погрешность определения значения КТД с помощью ОДИС не должна превышать 40%. Эта оценка погрешности не учитывает приближенный характер допущения об изотропном характере турбулентности в этих условиях.

Учитывая важность определения КТД в поле коронного разряда и отсутствие других методов определения этого параметра, предложенный метод измерения КТД можно считать вполне пригодным для оценки влияния ЭВ на процесс электроосаждения в электрофильтре.

Экспериментальное определение КТД в поле коронного разряда производилось в модели электрофильтра, в которой проверялся метод определения КТД с помощью ОДИС. Мо-

дель включала систему из трех коронирующих ленточно-игльчатых электродов с шагом между иглами 80 мм. Расстояние между заземленными плоскостями составляло 250 мм, а между коронирующими электродами в ряду — 180 мм. Измерения КТД проводились в центральной части межэлектродного промежутка, в основном против третьего электрода ($x=0$, $y=60$ мм) в диапазоне напряжений 30–45 кВ ($U_0=17,5$ кВ) при скоростях потока 0,8; 1,1; 1,35 м/с. В табл. 2 приведены рассчитанные по экспериментальным данным значения КТД (D_0) и их отношения к КТД, вычисленным по формуле Шервуда — Верца для обычных турбулентных потоков (D_p). При расчете КТД параметр x_0 принимался равным 2,1 см. В каждом режиме проводилось по три-четыре эксперимента, результаты которых усреднялись. Результаты измерений КТД в одном режиме отличались от среднего значения не более чем на 20%.

Таблица 2

Напря- жение U , кВ	Значения КТД в центральной части межэлектродного промежутка при скорости u , м/с					
	0,8		1,1		1,35	
	D_0 , см ² /с	D_0/D_p	D_0 , см ² /с	D_0/D_p	D_0 , см ² /с	D_0/D_p
0	2,1 (4,0)	—	4,8 (5,4)	—	5,0 (6,6)	—
30	10,5	2,6	6,2	1,15	13,9	2,1
35	13,9	3,5	12,9	2,4	17,9	2,7
40	16,4	4,1	32,1	5,9	45,3	6,9
45	11,6	2,9	27,5	5,1	38,9	5,9

Примечание. Значения, приведенные в скобках, подсчитаны по формуле Шервуда — Верца.

Как видно из табл. 2 в режимах, характерных для работы электрофильтров ($U/U_0=2\div2,5$, $u=0,8\div1,35$ м/с), электрический ветер увеличивает КТД в 2,5–7 раз по сравнению с значениями, рассчитанными по формуле Шервуда — Верца для обычных турбулентных потоков.

Измерения в межэлектродном промежутке при скорости потока 1,1 м/с и напряжении 40 кВ показали, что величина КТД незначительно изменяется по длине промежутка и составляет при расстоянии от коронирующего электрода 30, 60, 80 мм соответственно 20,8; 32,1; 26,1 см²/с.

При увеличении напряжения КТД потока вначале увеличивается (до напряжения 40 кВ), а затем несколько уменьшается. Такой характер зависимости объясняется тем, что при изменении напряжения свыше 40 кВ существенную роль начинают приобретать крупномасштабные вихри, соизмеримые по размеру с межэлектродным расстоянием и интерпретируемые как направленная скорость ЭВ. Методика определения КТД, предполагающая постоянство параметра x_0 , не учитывает эти изменения.

Для количественной оценки влияния турбулентности на электроосаждение и на те факторы, от которых зависит его эффективность, по уточненной методике [Л. 5] на ЭВМ были проведены расчеты коэффициента неравномерности распределения концентрации аэрозоля по сечению электрофильтра χ_N , заряда у осадительного электрода q^* (в относительных единицах) и эффективности очистки газа в пластинчатом электрофильтре η при различных значениях КТД. Коэффициент χ_N характеризуется отношением концентрации аэрозоля у осадительного электрода к средней концентрации по сечению $z_{ос}/z_{ср}$, а заряд q^* характеризуется отношением заряда частиц у осадительного электрода к максимальному заряду частиц, вычисленному по формуле Потенье при средней напряженности электрического поля, т. е. величиной $q_{ос}/q_{ср}$.

В табл. 3 приведены значения рассчитанных на ЭВМ коэффициентов χ_N и q^* (при длине активной части электрофильтра 6,75 м), а на рис. 3 — зависимости эффективного коэффициента неравномерности $\chi_{эф}$, учитывающего изменение χ_N и

Таблица 3

2а, мкм	0,5					1					2				
	1	2	4	6	10	1	2	4	6	10	1	2	4	6	10
χ_N	1,40	1,17	1,08	1,05	1,03	1,53	1,26	1,12	1,08	1,03	1,75	1,40	1,19	1,13	1,06
q^*	3,53	3,92	4,28	4,42	4,55	2,86	3,32	3,53	3,61	3,69	2,83	2,90	3,05	3,13	3,18

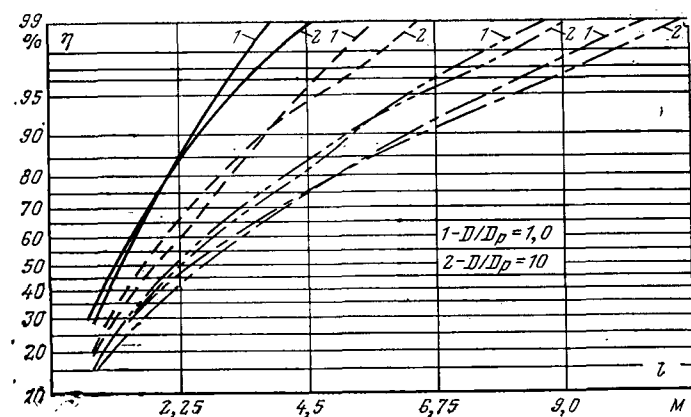


Рис. 4. Влияние коэффициента турбулентной диффузии на эффективность осаждения частиц в электрофилтре ($D_p = 10 \text{ см}^2/\text{с}$).

----- $2a=4 \text{ мкм}$; ----- $2a=2 \text{ мкм}$; --- -- $2a=1 \text{ мкм}$;
- - - - $2a=0,5 \text{ мкм}$.

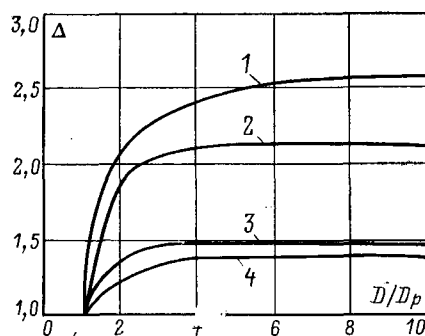


Рис. 5. Зависимости относительного пылеуноса от коэффициента турбулентной диффузии ($D_p = 10 \text{ см}^2/\text{с}$).
Кривые 1, 2, 3, 4 соответствуют значениям $2a$, равным 4, 2, 1, 0,5 мкм.

q^* и являющегося, по существу, поправкой, на которую необходимо умножить показатель экспоненты в известной формуле Дейча для расчета эффективности электроосаждения, от D/D_p .

Расчеты производились при следующих, характерных для промышленных аппаратов данных $u=1,2 \text{ м/с}$, $U=35 \text{ кВ}$, $U/U_0=1,8$ (U_0 — начальное напряжение коронного разряда).

Значение $\chi_{эф}$ определяется из формулы

$$\eta = 1 - \exp(-\chi_{эф} t^*_{эф}), \quad (6)$$

где $t^*_{эф} = t^* E^*_{ос}$ — время пребывания частиц в электрофилтре в относительных единицах, $t^* = t/t_0$, $t = L/u$ — время пребывания частиц в электрофилтре; L — длина электрофилтра; u — средняя скорость газового потока; $t_0 = H/\omega$ — постоянная времени осаждения частиц; H — разрядное расстояние; ω — скорость дрейфа частиц при средней напряженности электрического поля; $E^*_{ос} = E_{ос}/E_{ср}$ — относительная напряженность электрического поля у осадительного электрода; $E_{ос}$ — напряженность электрического поля у осадительного электрода; $E_{ср} = U/H$ — средняя напряженность электрического поля.

Из данных табл. 3 видно, что коэффициент неравномерности χ_N уменьшается при увеличении КТД, а его наибольшее относительное изменение наблюдается для более крупных частиц. Так, для частиц диаметром 2 мкм при длине активной части электрофилтра 6,75 м коэффициент χ_N изменяется почти в 1,6 раза (от 1,75 до 1,13) при увеличении D/D_p от 1 до 6, а для частиц 0,5 мкм в 1,3 раза (от 1,4 до 1,05). Для частиц размером менее 2 мкм увеличение отношения D/D_p сверх четырех не приводит практически к изменению величины χ_N , которая мало отличается от 1,1, т. е. имеет место

почти равномерное распределение концентрации по сечению электрофилтра. В то же время, как это видно из табл. 3, увеличение КТД приводит к увеличению заряда частиц у осадительного электрода. С одной стороны, уменьшение χ_N (выравнивание концентрации по сечению, т. е. уменьшение концентрации у осадительного электрода) приводит к ухудшению очистки, с другой, увеличение заряда частиц у осадительного электрода должно приводить к увеличению эффективности очистки газа в электрофилтре за счет увеличения скорости движения частиц к заземленному электроду. Учет одновременного влияния этих двух противоположно действующих факторов с помощью эффективного коэффициента неравномерности $\chi_{эф}$ позволяет оценить влияние турбулентности на эффективность осаждения частиц.

Зависимости $\chi_{эф} = f(D/D_p)$, представленные на рис. 3, показывают, что для исследованных размеров частиц при длинах активной части электрофилтра 6,75—9 м увеличение турбулентности приводит к уменьшению коэффициента $\chi_{эф}$, т. е. к ухудшению очистки газа в электрофилтре. Отрицательное влияние турбулентности на очистку газа возрастает с увеличением размеров частиц, что иллюстрируется рис. 4.

На рис. 5 показаны зависимости относительного пылеуноса от КТД для частиц различного диаметра. Вначале производился расчет длины электрофилтра, необходимой для улавливания 99% частиц заданного размера при D_p (пылеунос 1,0%). Затем для частиц этого размера подсчитывался пылеунос при вычисленной ранее длине аппарата для различных значений D (D/D_p) и результаты сравнивались. Такие расчеты были проведены для частиц с размером 0,5, 1, 2, 4 мкм.

Как видно из рис. 5, увеличение КТД приводит к росту пылеуноса. При этом можно считать, что для частиц менее 4 мкм увеличение пылеуноса происходит при изменении отношения D/D_p от 1 до 3. Дальнейшее увеличение D/D_p практически не влияет на эффективность осаждения частиц в электрофилтре. Это объясняется тем, что выравнивание профиля концентрации при увеличении D/D_p и связанное с этим ухудшение осаждения частиц компенсируется увеличением количества частиц, зарядившихся в зоне у коронирующих электродов, и связанным с ним улучшением очистки. Эффективность осаждения частиц с размером более 4 мкм в соответствии с расчетом достигает 99% на длине электрофилтра менее 4 м. Длина же промышленных аппаратов составляет 7—10 м. Поэтому для расчета реальных электрофилтров можно рекомендовать использовать величину $D=3D_p$.

Выводы. 1. Разработана и экспериментально проверена методика определения коэффициента турбулентной диффузии в поле коронного разряда.

2. Установлено, что электрический ветер при эксплуатационном режиме работы электрофилтра приводит к увеличению КТД против расчетного в 3—7 раз.

3. Расчеты выявили, что учет влияния электрического ветра приводит к уменьшению степени очистки газов в электрофилтре.

4. Увеличение КТД свыше $D=3D_p$ не влияет на эффективность осаждения частиц в электрофилтре. Расчет электрофилтров следует проводить при $D=3D_p$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Верещагин И. П., Гоник А. Е. Экспериментальное исследование электрического ветра при наличии внешнего потока. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1980, № 4.
2. Верещагин И. П., Гоник А. Е. Экспериментальное исследование влияния электрического ветра на величину коэффициента турбулентной диффузии. — Тр. МЭИ, 1975, вып. 224.
3. Хинце И. О. Турбулентность. — М.: Физматгиз, 1963.
4. Бетчелор Дж. Теория однородной турбулентности. — М.: Иностранная литература, 1955.
5. Григорьев И. Н., Мирзабекян Г. З. Расчет улавливания пыли в пластинчатых электрофилтрах с учетом турбулентной диффузии и кинетики зарядки частиц. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1978, № 1.

[29.10.79]

Управляемый статический источник реактивной мощности

ЧЕРНИКОВ Г. Б., канд. техн. наук

Москва

Актуальность создания надежного и эффективного управляемого статического источника реактивной мощности (ИРМ) очевидна. Существует схема трехфазного ИРМ, каждая из фаз которого образована индуктивностью и двумя управляемыми вентилями, включенными встречно-параллельно¹. В качестве вентиля обычно применяются высоковольтные тиристорные вентили (ВТВ). Шесть ВТВ в этой схеме недостаточно использованы по току — предельная длительность импульса тока через них равна 180° . Кроме того, наличие шести разнопотенциальных катодов существенно усложняет выполнение систем управления и защиты ВТВ, что ведет к снижению их надежности. В статье рассматривается схема ИРМ, лишенная указанных недостатков (см. рис. 1).

Схема содержит: питающий трансформатор 1, включенный по схеме «треугольник — две обратные звезды», три реактора 2 с выводом от средней точки, шесть неуправляемых диодов 3, три ВТВ 4 и батарею конденсаторов 5. Регулирование реактивной мощности происходит за счет слагающей реактивной мощности реакторов 2.

Работу схемы рассмотрим на примере двух противофаз, например, $a-x$. Отсчет времени будем производить от момента $v=0$, когда напряжение фазы a максимальное. Открытие ВТВ фаз a и x может произойти в диапазонах от 0 до 90° и от 180 до 270° . В первом случае ток будет протекать через фазу a , неуправляемый диод, половину реактора и ВТВ (сплошные стрелки на рис. 1), во втором случае — через вторичную обмотку фазы x , неуправляемый диод, другую половину реактора и ВТВ (пунктирные стрелки на рис. 1). При изменении угла регулирования α_a от 0 до 90° и соответственно α_x от 180 до 270° ток меняется от максимального значения до нуля. На рис. 2 показаны напряжение и ток двух противофаз a и x и ВТВ.

Ток фазы a вторичной обмотки

$$i_a = I_{am} (\sin v - \sin \alpha), \quad (1)$$

где $v = \omega t$; $I_{am} = \sqrt{2} u_{2\phi} / x_L$; x_L — реактивное сопротивление одной ветви реактора 2; $u_{2\phi}$ — действующее значение фазного напряжения вторичной обмотки.

Амплитудное значение тока ВТВ

$$I_{vm} = I_m (1 - \sin \alpha). \quad (2)$$

Скачок прямого напряжения на ВТВ определяется углом регулирования:

$$u_{ск} = \sqrt{2} u_{2\phi} \cos \alpha. \quad (3)$$

Это же выражение справедливо и для скачка обратного напряжения, прикладываемого к последовательной цепочке из ВТВ и соответствующего диода; в таком случае распределение обратного напряжения между ВТВ и диодом может быть обеспечено обычными, например, RC -цепочками.

¹ Худяков В. В., Чванов В. А. Управляемый статический источник реактивной мощности. — «Электричество», 1969, № 1.

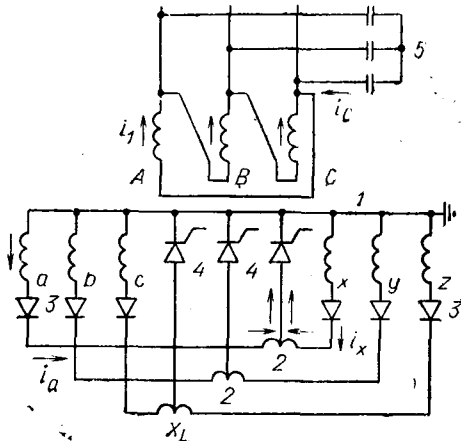


Рис. 1. Схема ИРМ.

Скорость спада тока ВТВ

$$\frac{di_v}{dt} = \omega I_m \cos \alpha. \quad (4)$$

При изменении α_a от 0 до 90° (и соответственно α_x от 180 до 270°) среднее и действующее значения тока в ВТВ меняются по выражениям:

$$I_{в.р} = \frac{I_m}{\pi} [2 \cos \alpha - (\pi - 2\alpha) \sin \alpha]; \quad (5)$$

$$I = I_m \sqrt{\frac{1}{2\pi} \left[\frac{\pi}{2} - \alpha - \frac{3}{2} \sin 2\alpha + (\pi - 2\alpha) \sin^2 \alpha \right]}. \quad (6)$$

Коэффициент формы тока ВТВ $K_p = I / I_{в.р}$ в рассматриваемой схеме при $\alpha=0$ составляет $K_p = \pi/2 \sqrt{2} = 1,11$ вместо $K_p = \pi/2 = 1,57$ в схеме ИРМ с шестью ВТВ. Это существенно улучшает использование ВТВ по току. В предельном случае, при $\alpha=0$, ток через ВТВ непрерывен и представляет собой две следующие друг за другом полусинусоиды (см. рис. 2).

В каталогах на тиристоры приводятся допустимые токи (синусоидальной и прямоугольной формы) в зависимости от температуры корпуса при различных углах проводимости, в том числе при постоянном токе. При этом отношение значений допустимых токов при одинаковой температуре корпуса и различных углах проводимости соответствует отношению коэффициентов формы этих токов. Например, при угле проводимости тиристора $\theta=180^\circ$ (полусинусоида) и постоянном токе это соотношение равно 1,57. В рассматриваемом случае ($\theta=360^\circ$) это соотношение равно 1,41. Другими словами, суммарная мощность тиристорных вентилях в рассматриваемой схеме в 1,4 раза меньше, чем в схеме с шестью ВТВ.

Неуправляемые диоды 3 работают в режиме шестифазного выпрямления. Они должны быть рассчитаны на максимальное обратное напряжение $u_{об} = 2\sqrt{2} u_{2\phi}$ на половину среднего тока ВТВ.

Ток в первичной обмотке трансформатора 1 может быть определен по выражению для схемы с шестью ВТВ. В частности, амплитуда 1-й гармоники фазного тока

$$I_{1m} = I_m \left(1 - \frac{2\alpha}{\pi} - \frac{\sin 2\alpha}{\pi} \right), \quad (7)$$

где I_m — амплитуда тока в первичной обмотке трансформатора 1.

В некоторых ИРМ роль реакторов выполняет индуктивность рассеяния трансформатора, который работает в этом случае в режиме короткого замыкания, а вентили включаются в его вторичную обмотку. Так же может работать и рассматриваемая схема. Это возможно потому, что противофазы вторичных обмоток трансформатора располагаются обычно на одном керне.

При выполнении индуктивностей x_L со стальным сердечником типовая мощность каждой полуфазы, приведенная к мощности двухобмоточного трансформатора,

$$S_{г.ф} = \frac{1}{2} \frac{1}{C} u_{2\phi} I_{\phi} = \frac{1}{2} \frac{\pi}{2} u_{2\phi} I_{\phi} = 0,785 Q_{\phi}. \quad (8)$$

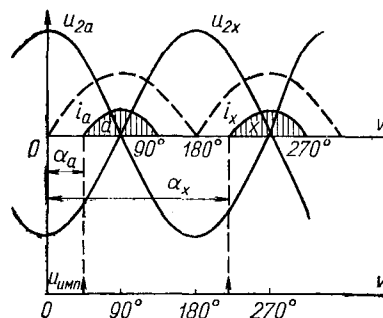


Рис. 2. Ток и напряжение двух противофаз ИРМ.

Применение структурной схемы для исследования динамики асинхронных двигателей с магниторезонансным подвесом ротора

УРУСОВ И. Д., доктор техн. наук, ГАЛКИН В.И., канд. техн. наук, ЮДИН Ю. Б., инж.

Истринское отделение ВНИИЭМ

Использование структурных схем для исследования динамики электрических машин в ряде случаев удобно и наглядно [Л. 1]. В асинхронных двигателях с магниторезонансным подвесом в рабочем поле при этом появляется возможность проанализировать влияние отдельных звеньев системы на динамику подвеса и получить аналитические выражения, удобные для расчета количественных и качественных характеристик динамического режима.

В [Л. 2 и 3], посвященных магниторезонансному подвесу, исследование динамики проводилось без учета влияния обмоток ротора, однако в данном случае такое допущение нельзя считать приемлемым, так как ротор двигателя содержит обмотку, необходимую для создания вращающего момента и оказывающую большое влияние на работу подвеса в целом.

В статье на основе структурной схемы магниторезонансного подвеса, учитывающей короткозамкнутую обмотку ротора, выводятся передаточные функции отдельных звеньев и с помощью амплитудно-фазовых частотных характеристик анализируются влияние этих звеньев на динамическую устойчивость подвеса. Передаточные функции выводятся из системы дифференциальных уравнений асинхронного двигателя с магниторезонансным подвесом ротора в рабочем поле в синхронно-вращающейся системе координат u, v . Для двигателя торцевого типа линеаризованная система уравнений в операторной форме запишется в виде:

$$\begin{pmatrix} z_{11} & z_{12} & z_{13} & z_{14} \\ z_{21} & z_{22} & z_{23} & z_{24} \\ z_{31} & z_{32} & z_{33} & z_{34} \\ z_{41} & z_{42} & z_{43} & z_{44} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} i_u(p) \\ i_v(p) \\ i_{mu}(p) \\ i_{mv}(p) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (p^2 - 1) I_{mu0} - 2p I_{mv0} \\ 2p I_{mu0} + (p^2 - 1) I_{mv0} \\ p I_{mu0} - s I_{mv0} \\ s I_{mu0} - p I_{mv0} \end{pmatrix} \delta(p); \quad (1)$$

$$0 = \frac{2k}{\delta_0^2} [I_{mu0} i_{mu}(p) + I_{mv0} i_{mv}(p)] + \left(m_r \omega^2 p^2 + k_g \omega p - \frac{2k}{\delta_0^3} I_{m0}^2 \right) \delta(p),$$

где

$$\begin{aligned} z_{11} &= x_1 p^2 + r_1 p + x_c - x_1; & z_{12} &= -2x_1 p - r_1; \\ z_{13} &= x_{m0} (p^2 - 1); & z_{14} &= -2x_{m0} p; & z_{21} &= 2x_1 p + r_1; \\ z_{22} &= x_1 p^2 + r_1 p + x_c - x_1; & z_{23} &= 2x_{m0} p; & z_{24} &= x_{m0} (p^2 - 1); \\ z_{31} &= -x_2 p - r_2; & z_{32} &= x_2 s; & z_{33} &= (x_2 + x_{m0}) p + r_2; \\ z_{34} &= -(x_2 + x_{m0}) s; & z_{41} &= -x_2 s; & z_{42} &= -x_2 p - r_2; \\ z_{43} &= (x_2 + x_{m0}) s; & z_{44} &= (x_2 + x_{m0}) p + r_2; \end{aligned}$$

$$k = m \frac{\mu_0 2 I_{\delta}}{\pi p_0} (k_{об} \omega)^2;$$

r_1 — активное сопротивление обмотки статора; x_1 — индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора; x_{m0} — сопротивление взаимной индукции; r_2 — активное сопротивление обмотки ротора, приведенное к обмотке статора; x_2 — индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора, приведенное к обмотке статора; s — скольжение; m_r — масса ротора; k_d — коэффициент демпфирования; ω — угловая частота питания; I_{mu0}, I_{mv0} — амплитуда намагничивающего тока и ее составляющие по оси u и v ; m — число фаз обмотки статора; I_{δ} — активная длина магнитопровода статора; τ — полюсное деление обмотки статора; p_0 — число полюсов обмотки статора; $k_{об}$ — обмоточный коэффициент; ω — число витков фазы статора; оператор p записан в относительных единицах (к частоте питания).

Системе (1) будет соответствовать структурная схема рис. 1. В этой схеме:

$$W_1(p) = \frac{1}{\omega^2 m_r p^2 + k_d \omega p} \quad (2)$$

— передаточная функция инерционного элемента — ротора;

$$W_{2u}(p) = \frac{i_{mu}(p)}{\delta(p)}; \quad W_{2v}(p) = \frac{i_{mv}(p)}{\delta(p)} \quad (3)$$

— безразмерные передаточные функции, характеризующие изменение токов по осям u, v при изменении зазора δ , полученные из первых трех уравнений системы (1);

Здесь $C=2/\pi$ — коэффициент использования обмотки реактора, а Q_{ϕ} — максимально возможная реактивная мощность, потребляемая одной полуфазой реактора. Общая типовая мощность трех реакторов устройства

$$S_T = 6 S_{T.\phi} = 0,785 Q_L,$$

где Q_L — полная мощность всей схемы.

Увеличение типовой мощности реакторов и необходимость использования неуправляемых диодов в рассматриваемой схеме компенсируется существенным снижением числа и мощности ВТВ — наиболее дорогих и сложных элементов ИРМ.

Может показаться, что рассматриваемая схема ИРМ по сравнению с обычными схемами характеризуется двойными потерями в вентиллях из-за последовательного соединения неуправляемых 3 и управляемых 4 вентилей. В действительности это не так, ибо диоды 3 имеют меньшее падение напряжения от прямого тока, чем соответствующие тиристоры 4, а более

низкий коэффициент формы тока у управляемых вентилей 4 обуславливает и меньшие потери в их динамическом сопротивлении. Эти обстоятельства приводят к тому, что суммарные потери мощности в вентиллях возрастают незначительно.

Рассмотренная схема позволяет при необходимости использовать пофазное управление реактивной мощностью и может применяться в сетях и установках напряжением до 110 кВ. К достоинствам ИРМ также относится упрощение, по сравнению с обычными схемами, систем управления и защиты ВТВ, обусловленное наличием заземленных катодов, и высокая помехоустойчивость. Последнее объясняется не только уменьшением числа ВТВ, но и отсутствием их встречно-параллельного включения, при котором ток заряда RC -цепочек тиристоров скачком обратного напряжения может создать помехонесущее поле, способное привести к ложному включению тиристоров параллельного ВТВ.

[16.06.80]

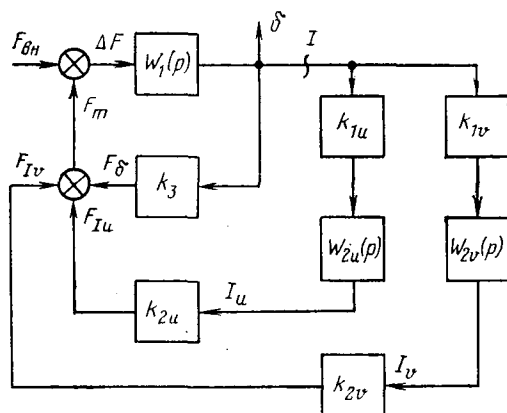


Рис. 1. Структурная схема магниторезонансного подвеса в рабочем поле двигателя.

$$k_{1u} = \frac{I_{mu0}}{\delta_0}; \quad k_{1v} = \frac{I_{mv0}}{\delta_0} \quad (4)$$

— коэффициенты усиления составляющих намагничивающего тока, полученные также из первых четырех уравнений системы (1);

$$k_{2u} = \frac{2kI_{mu0}}{\delta_0^2}; \quad k_{2v} = \frac{2kI_{mv0}}{\delta_0^2}; \quad (5)$$

$$k_3 = \frac{2kI^2 m_0}{\delta_0^3} \quad (6)$$

— коэффициенты передачи, характеризующие безынерционную зависимость электромагнитной силы от тока и величины зазора, определяются из 5-го уравнения системы (1).

Для анализа динамики воспользуемся критерием Найквиста и обратимся к передаточной функции разомкнутой системы $W_R(p)$, которая позволяет сделать заключение о запасе устойчивости и качестве переходных процессов. Для получения удобного вида функции $W_R(p)$ разомкнем систему в точке I (рис. 1), тогда

$$W_R(p) = \frac{1}{1 - k_3} [k_{1u}k_{2u}W_{2u}(p) + k_{1v}k_{2v}W_{2v}(p)]. \quad (7)$$

Учитывая, что анализ проводится для малых отклонений, выражение (7) можно упростить. Направим вектор намагничивающего тока по оси u , тогда $I_{mv0} = 0$; $I_{mu0} = I_m$, $i_{mu}(p) = i_m(p)$, $k_{1v} = 0$, $k_{2v} = 0$. В результате передаточная функция разомкнутой системы преобразуется к виду:

$$W_R(p) = \frac{k_1k_2}{k_3} \frac{W_2(p)}{\frac{1}{k_3W_1(p)} - 1}.$$

Учитывая, что

$$k_1k_2 = k_3 = \frac{2kI^2 m_0}{\delta_0^3} = c_F,$$

где c_F — коэффициент, характеризующий статическую жесткость магнитного подвеса, окончательно получаем:

$$W_R(p) = W_2(p) W_1'(p), \quad (9)$$

где

$$W_1' = \frac{1}{\frac{m\omega^2}{c_F} p^2 + \frac{k_d\omega}{c_F} p - 1} \quad (10)$$

— передаточная функция, характеризующая механическую часть системы; $W_2(p)$ — передаточная функция, характеризующая ее электрическую часть с учетом влияния обмотки ротора:

$$W_2(p) = \frac{a_0 p^6 + a_1 p^5 + a_2 p^4 + a_3 p^3 + a_4 p^2 + a_5 p + a_6}{b_0 p^6 + b_1 p^5 + b_2 p^4 + b_3 p^3 + b_4 p^2 + b_5 p + b_6}, \quad (11)$$

где

$$\begin{aligned} a_0 &= x_{m0} \zeta (x_1 + x_2); \quad a_1 = x_{m0} [r_2 (2\zeta + x_1^2) + r_1 (2\zeta + x_2^2)]; \\ a_2 &= x_{m0} [2r_1 r_2 (x_r + x_1) + 2\zeta (x_1 + x_2) + x_c (2\zeta + x_2^2) + \\ &\quad + r_2^2 x_s + r_1^2 x_r + (x_1 + x_2) \zeta s^2]; \\ a_3 &= x_{m0} \{r_1 (2\zeta + 2x_c x_r + x_2^2 + r_2^2) + r_2 [2x_c (x_r + x_1) + \\ &\quad + 4\zeta + r_1^2 + 2x_1^2] + r_1 s^2 (2\zeta + x_2^2)\}; \\ a_4 &= x_{m0} \{2r_1 r_2 (x_r + x_1 + x_c) + r_2^2 (2x_s + x_c) + x_r [(x_c - \\ &\quad - x_1)^2 + r_1^2] + x_2^2 x_{m0} - x_2 (x_c - x_1) (x_{m0} + x_r) + 2x_{m0} r_1 r_2 s + \\ &\quad + [x_r r_1^2 + 2\zeta (x_1 + x_2) + x_c (2\zeta + x_2^2)] s^2\}; \\ a_5 &= x_{m0} \{r_2 [r_1 r_2 + r_1^2 + 2x_2 x_{m0} - x'_c (2x_r - x'_c) + 4x_{m0} x_c s] + \\ &\quad + [x_2^2 + 2(\zeta + x_r x_c)] r_1 s^2\}; \\ a_6 &= x_{m0} \{r_2^2 (x_{m0} - x'_c) + 2r_1 r_2 x_{m0} s + [x_{m0} x_2^2 + x_r (x'^2_c + \\ &\quad + r_1^2) - x_2 x'_c (x_r + x_{m0})] s^2\}; \\ b_0 &= \zeta^2; \quad b_1 = 2\zeta (r_2 x_s + r_1 x_r); \\ b_2 &= (r_2 x_s + r_1 x_r)^2 + 2\zeta (r_1 r_2 + x_r x_c + \zeta) + \zeta^2 s^2; \\ b_3 &= 2\zeta [r_1 x_r + r_2 (2x_s + x_c)] + 2(r_1 x_r + r_2 x_s) (r_1 r_2 + x_r x_c) + \\ &\quad + 2\zeta x_r r_1 s^2; \\ b_4 &= 4r_1 r_2 \zeta + (r_1 r_2 + x_r x_c - \zeta)^2 + 2r_2 (x_s + x_c) (r_1 x_r + \\ &\quad + r_2 x_s) + r_1^2 x_2^2 + 2r_1 r_2 x_{m0} s + [2\zeta (\zeta + x_r x_c) + r_1^2 x_r^2] s^2; \\ b_5 &= 2r_2 [r_1 r_2 (x_s + x_c) + r_1^2 x_r + (\zeta - x_r x_c) (x_s - x_c)] + \\ &\quad + 4x_{m0}^2 r_2 x_c s + 2r_1 x_r (\zeta + x_r x_c) s^2; \\ b_6 &= r_2^2 [(x_s - x_c)^2 + r_1^2] + 2x_{m0}^2 r_2 r_1 s + [(x_2 x_{m0} - x_r x'_c)^2 + \\ &\quad + r_1^2 x_r^2] s^2; \\ \xi &= x_{m0} (x_1 + x_2) + x_1 x_2; \quad x_r = x_{m0} + x_2; \quad x_s = x_{m0} + x_1; \\ x'_c &= x_c - x_1. \end{aligned}$$

Для решения вопроса об устойчивости системы необходимо знать число правых полюсов L передаточной функции $W_R(p)$. Очевидно, функция $W_1'(p)$ всегда имеет один положительный полюс. Следовательно, для устойчивости системы в замкнутом состоянии амплитудно-фазовая характеристика (АФХ) разомкнутой системы должна охватывать точку $(-1; j0)$. При этом она должна иметь число пересечений действительной полуоси левее точки $(-1; j0)$ сверху вниз в $L/2$ раз больше числа пересечений в обратном направлении.

На рис. 2 для иллюстрации вышеизложенного приведены АФХ разомкнутой системы, характеризующие устойчивую ($s=0,4$) и неустойчивую ($s=0,3$) замкнутые системы. Характеристики построены для следующих параметров двигателя и магнитного подвеса: $r_1=0,0426$; $x_1=0,203$; $r_2=1,33$; $x_2=0,8$; $\omega=3770$ 1/с; $m_r=5$ кг; $c_F=10^5$ Н/м; $k_d=65$ Нс/м; $x'_c=0,1$ (параметры двигателя даны в относительных единицах к x_{m0}).

При $s=0,4$ функция $W_2(p)$ не имеет правых полюсов, т. е. все корни знаменателя $W_2(p)$ имеют отрицательные действительные части, и система устойчива [1/2 пересечений действительной полуоси сверху вниз левее точки $(-1; j0)$]. При $s=0,3$ знаменатель $W_2(p)$ имеет один правый полюс, и хотя вид АФХ в области низких частот тот же, система становится

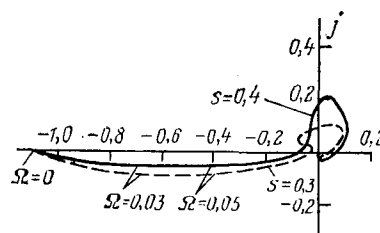


Рис. 2. Амплитудно-фазовые характеристики разомкнутой системы $W_R(p)$ подвеса.

неустойчивой по причине неустойчивости $W_2(p)$. Физически это означает, что в процессе разгона двигателя на определенной скорости могут возникнуть «расходящиеся» колебания. Эта динамическая неустойчивость обусловлена параметрическим резонансом, возникающим при включении емкостей в обмотку статора асинхронного двигателя [Л. 5 и 6]. Незатухающие колебания могут возникать и по причине неустойчивости магниторезонансного подвеса, при недостаточном демпфировании (k_d).

Для практического проектирования анализ динамики асинхронных двигателей с магниторезонансным подвесом ротора в рабочем поле можно разбить на два этапа:

используя знаменатель функции $W_2(p)$, определить зону параметрического резонанса в области параметров x_c, s . Если эта зона захватывает область рабочих скольжений, необходимо выбором параметров двигателя исключить наличие этой зоны из области рабочих скольжений;

для выбранных значений параметров построить логарифмические амплитудно- и фазочастотные (ЛАЧХ и ЛФЧХ) характеристики $W_1(p)$, $W_2(p)$ и для конкретного демпфирования в районе частоты среза оценить запас устойчивости по амплитуде и фазе.

Для функции $W_1(p)$ имеем:

$$L'_1(\Omega) = 20 \lg \frac{1}{\sqrt{\left(1 + \frac{m_r}{c_F} \omega^2 \Omega^2\right)^2 + \left(\frac{k_d}{c_F} \omega \Omega\right)^2}}; \quad (12)$$

$$\text{tg} \varphi'_1(\Omega) = \frac{k_d \omega \Omega}{c_F + m_r \omega^2 \Omega^2}. \quad (13)$$

Учитывая, что частота среза магниторезонансного подвеса обычно на 1–2 порядка меньше частоты питания, выражения для ЛАЧХ и ЛФЧХ $W_2(p)$ можно упростить, отбросив члены, содержащие p во 2-й и выше степенях:

$$L_2(\Omega) = 20 \lg \frac{a_6}{b_6}; \quad (14)$$

$$\text{tg} \varphi_2 = \left(\frac{a_5}{a_6} - \frac{b_5}{b_6} \right) \Omega. \quad (15)$$

Значение Ω записано в относительных единицах (к частоте питания).

На рис. 3 показаны ЛАЧХ и ЛФЧХ для функции $W_1(p)$, $W_2(p)$, $W_R(p)$ при следующих значениях параметров: $r_1 = 0,0426$; $x_1 = 0,203$; $r_2 = 1,33$; $x_2 = 0,8$; $\omega = 3770$ 1/с; $m_r = 5$ кг; $c_F = 10^5$ Н/м; $s = 0,45$; $x'_c = 0,1$; $k_d = 0$; $k_{d2} = 120$ Нс/м.

Передаточная функция $W_2(p)$ при этих параметрах правых полюсов не имеет. Как видно из построенных характеристик, при $k_{d1} = 0$ ЛФЧХ $W_R(p)$ будет лежать ниже уровня $(-\pi)$, т. е. система динамически неустойчива. Так как при этом $\varphi'_1(\Omega) = -\pi$, то фазовое запаздывание относительно этого уровня определяет функция $W_2(p)$, в которую входят параметры двигателя.

При введении в систему демпфирования (в нашем случае, $k_{d2} = 120$ Нс/м) фазовая характеристика $W_1(p)$ будет расположена выше $(-\pi)$ и скомпенсирует фазовое запаздывание $W_2(p)$. В результате суммарная фазовая характеристика $W_R(p)$ расположится выше $(-\pi)$ и пересечет этот уровень при отрицательной амплитуде. Это свидетельствует о том, что исходная система стала устойчивой.

Для приближенной оценки динамических характеристик подвеса частоту среза можно определить аналитически без построения частотных характеристик (учитывая, что $\Omega_{cp} \ll \omega$). Сложив выражения (12) и (14) и приравняв сумму нулю, получим выражение для частоты среза в относительных единицах без учета членов второго порядка малости:

$$\Omega_{cp} = \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{c_F}{m_r}} \sqrt{\frac{a_5 - b_5}{b_6}}. \quad (16)$$

Выражение для фазы $W_R(p)$ на частоте среза относительно уровня $(-\pi)$ для малых углов φ_{cp} будет иметь вид:

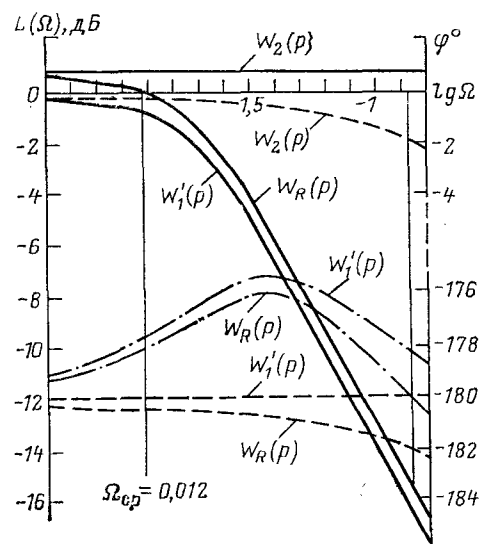


Рис. 3. Логарифмические амплитудно- и фазочастотные характеристики отдельных звеньев $W_1(p)$, $W_2(p)$ и разомкнутой системы в целом $W_R(p)$.

— ЛАЧХ; --- ЛФЧХ при $k_{d1}=0$; - · - · - ЛФЧХ при $k_{d2}=120$ Нс/м.

$$\Delta \text{tg} \varphi_{cp} = \Omega \left(\frac{k_d \omega b_6}{c_F a_6} + \frac{a_5}{a_6} - \frac{b_5}{b_6} \right). \quad (17)$$

Используя (17), можно получить условие динамической устойчивости подвеса:

$$\frac{k_d \omega}{c_F} > \frac{a_5}{b_6} \left(\frac{b_5}{b_6} - \frac{a_5}{a_6} \right). \quad (18)$$

Дополнительным условием, при котором можно пользоваться выражениями (16)–(18), является отсутствие положительных полюсов в знаменателе функции $W_2(p)$, т. е. исключение зоны параметрического резонанса.

В частном случае, когда отсутствуют обмотки на роторе, условие устойчивости выразится непосредственно через параметры статора:

$$\frac{k_d \omega}{c_F} > \frac{x_{m0} r_1 [(x_s - x_c)(x_s + 3x_c) - r_1^2]}{[(x_s - x_c)^2 + r_1^2]^2}. \quad (19)$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Копылов И. П., Алдонин Э. М., Мураховская М. А. — Матричные методы построения структурных схем электрических машин. — Труды МЭИ, 1979, вып. 410.
2. Еремичев В. Н., Кизимов А. Т. Структурная схема опоры с «резонансной цепью». — Прикладная механика в приборостроении. ЛГУ, 1973, вып. 1.
3. Вышков Ю. Д., Иванов В. И. Магнитные опоры в автоматике. — М.: Энергия, 1978.
4. Галкин В. И. Уравнения динамики магниторезонансного подвеса в рабочем поле электродвигателя. — Электричество, 1979, № 12.
5. Глебов И. А., Камша М. М., Урусов И. Д. Параметрический резонанс при крутильных колебаниях валопровода агрегата, содержащего синхронную машину. — Доклады АН СССР, 1979, т. 248, № 1.
6. Долгинов А. И. Резонанс в электрических цепях и системах. — М.: Госэнергониздат, 1957.

[19.02.80]

Электродинамические усилия в обмотке статора асинхронного двигателя при переходных процессах противовключения и повторного включения

МАМЕДОВ Ф. А., ТАЛЮКО В. В.

Смоленский филиал МЭИ

На долговечность изоляции обмотки статора асинхронного двигателя существенное влияние оказывают электродинамические усилия (ЭДУ), действующие на проводники при переходных процессах. Известно [Л. 1], что с добавлением к тепловому старению изоляции частых динамических усилий при реверсах средняя наработка на отказ уменьшается в 2,5 раза. В [Л. 2] оцениваются ЭДУ при противовключении, но отсутствует анализ воздействующих на их значение факторов, хотя развитие переходного процесса в значительной мере определяется его начальными условиями. В связи с этим в статье ставится задача расчета ЭДУ в случаях противовключения и повторного включения асинхронного двигателя с учетом незатухшего поля ротора, фазы напряжения в момент отключения двигателя от сети и неодновременности включения фазовых обмоток статора.

Если не принимать во внимание магнитное поле ротора, то для усилий, действующих на расчетный проводник статора в произвольной его точке, справедлива следующая формула [Л. 3]:

$$f_{i_{\tau, z}} = i_p \sum_{j=A, B, C} k_{ij} i_j 10^{-7} \text{ Н/см}; \quad (1)$$

где $f_p = \sqrt{f_R^2 + f_\tau^2 + f_z^2}$; $j = A, B, C$ — фазы обмотки статора; $i = R, \tau, z$ — оси ортогональной системы координат; f_i — проекции ЭДУ на эти оси; i_p — результирующие усилия; i_p — мгновенное значение тока в расчетном проводнике; i_j — мгновенные значения фазовых токов статора; k_{ij} — коэффициенты удельной нагрузки ЭДУ для произвольной точки по соответствующей оси координат.

Магнитное поле торцевой зоны обмотки статора включает в себя поле рассеяния лобовых частей и поле «выпучивания», силовые линии которого замыкаются между торцами магнитопроводов статора и ротора. Влияние плоских граничных поверхностей торцевой зоны на магнитное поле учитывается методом зеркальных изображений, а поле выпучивания — с помощью поверхностного тока, расположенного на месте воздушного зазора [Л. 4]. Зубчатый зазор можно заменить гладким, увеличив его согласно коэффициенту Картера, а поверхностный ток сосредоточить в центре зазора (рис. 1, а). Если принять магнитные проницаемости стальных участков $\mu_c = \infty$, то, поочередно применив метод зеркального изображения к токам на рис. 1, а и б, получим расчетную схему, изображенную на рис. 1, в. Для учета влияния цилиндрических граничных поверхностей применен метод инверсных точек [Л. 5]. Если токовая нить i находится в точке А внутри ферромагнитного

цилиндра (рис. 1, г), то поле в его плоскости обусловлено токами i в точке А и $i' = i$ в точке В. Если она расположена вне цилиндра в точке В, то поле создается токами i в точке В, $i' = i$ в точке А и $i'' = -i$ в точке О, причем $OA \cdot OB = OC = R^2$.

Далее исследуются ЭДУ в обмотке статора короткозамкнутого асинхронного двигателя мощностью 200 кВт. Обмотка двухполюсная, петлевая, ее катушки выполнены из жестких секций, длина вылета лобовой части равна 0,17 м. Параметры двигателя следующие (Ом): $r_1 = 0,031$; $r_2 = 0,028$; $x_1 = 8,88$; $x_2 = 8,21$; $x_m = 8,65$.

Метод определения коэффициентов удельной нагрузки ЭДУ и их изменение вдоль вылета расчетного проводника даны в [Л. 3]. Этот проводник расположен на границе фазовых зон А и У, так как именно на него действуют наибольшие усилия. На рис. 2, а и б для сравнительной оценки построены эпюры коэффициентов, учитывающих влияние на усилия поля рассеяния лобовых частей и поля «выпучивания». Влияния эти соизмеримы, большие усилия возникают у выхода обмотки из паза; у головки обмотки они уменьшаются (см. формулу (1) — значения усилий пропорциональны коэффициентам ЭДУ). Граничные и ферромагнитные поверхности оказывают значительно меньшее воздействие на усилия, поэтому коэффициенты, учитывающие его, отдельно не приведены. Варьируемыми факторами, определяющими усилия при противовключении и повторном включении, являются длительность бестоковой паузы Δt , продолжительность работы на двух фазах τ , фаза напряжения в момент отключения двигателя от сети $\varphi_{отк}$. Расчет токов в обмотках статора и ротора с учетом электрохимических переходных процессов проведен на ЦВМ. С этой целью решаются уравнения электрохимического преобразования энергии, записанные в матричной форме в осях координат $\alpha, \beta, 0$ [Л. 6, 7]:

$$\begin{aligned} & \begin{matrix} a_{uv} \\ \downarrow \rightarrow v \\ u \end{matrix} \begin{matrix} 1 & 2 & 3 & 4 \end{matrix} \\ & \begin{matrix} \frac{d\psi_{1\alpha}}{dt} \\ \frac{d\psi_{2\alpha}}{dt} \\ \frac{d\psi_{2\beta}}{dt} \\ \frac{d\psi_{1\beta}}{dt} \end{matrix} = \begin{matrix} 1 & 2 & 3 & 4 \end{matrix} \begin{vmatrix} u_{1\alpha} - \frac{r_1}{\sigma x_1} & \frac{r_1 x_m}{\sigma x_1 x_2} & 0 & 0 \\ \frac{r_2 x_m}{\sigma x_1 x_2} & -\frac{r_2}{\sigma x_2} & -v' & 0 \\ 0 & v' & -\frac{r}{\sigma x_2} & \frac{r_2 x_m}{\sigma x_1 x_2} \\ 0 & 0 & \frac{r_1 x_m}{\sigma x_1 x_2} & \frac{u_{1\beta}}{\psi_{1\beta}} - \frac{r_1}{\sigma x_1} \end{vmatrix} \times \\ & \begin{matrix} \psi_{1\alpha} \\ \psi_{2\alpha} \\ \psi_{2\beta} \\ \psi_{1\beta} \end{matrix} ; \\ & \frac{J_{0.e}}{p} \frac{dv'}{dt} + M_c = M_g; \\ & \frac{d\theta}{dt} = v', \end{aligned} \quad (2)$$

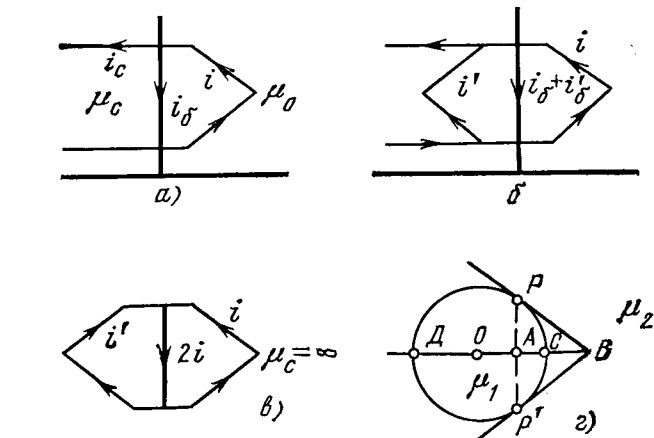


Рис. 1. К расчету магнитного поля проводника с током в торцевой зоне.

а — исходная схема; б — система реальных токов; в — расчетная схема; г — определение инверсных точек.

где $u_{1\alpha}, u_{1\beta}$ — проекции вектора напряжения обмотки статора \vec{u}_1 на оси α, β ; $\psi_{1\alpha}, \psi_{2\alpha}, \psi_{1\beta}, \psi_{2\beta}$ — проекции векторов потоков

сцеплений обмоток статора $\bar{\psi}_1$ и ротора $\bar{\psi}_2$ на оси $\alpha, \beta; r_1, x_1, G_2, x_2$ — активные и индуктивные сопротивления обмоток статора и ротора; x_m — сопротивление взаимной индукции этих обмоток; v' — относительная частота вращения ротора; θ — угол между осью фазы a обмотки ротора и осью α ; p — число пар полюсов обмотки статора; M_c — статический момент нагрузки на валу ротора; $J_{0.e}$ — приведенный момент инерции вращающихся масс; $\sigma = 1 - \frac{x_2^2 m}{x_1 x_2}$ — коэффициент рассеяния.

Выражение электромагнитного вращающего момента записывается в виде уравнения [Л. 7]:

$$M_z = \frac{3}{2} p \frac{x_m}{\sigma x_1 x_2} (\psi_{2\alpha} \psi_{1\beta} - \psi_{2\beta} \psi_{1\alpha}), \quad (3)$$

а выражения проекций векторов тока статора \bar{i}_1 и ротора \bar{i}_2 на оси α, β в виде матрицы [Л. 7]:

$$\begin{pmatrix} i_{1\alpha} \\ i_{2\alpha} \\ i_{2\beta} \\ i_{1\beta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{\sigma x_1} & -\frac{x_m}{\sigma x_1 x_2} & 0 & 0 \\ -\frac{x_m}{\sigma x_1 x_2} & \frac{1}{\sigma x_2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\sigma x_2} & -\frac{x_m}{\sigma x_1 x_2} \\ 0 & 0 & -\frac{x_m}{\sigma x_1 x_2} & \frac{1}{\sigma x_1} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \psi_{1\alpha} \\ \psi_{2\alpha} \\ \psi_{2\beta} \\ \psi_{1\beta} \end{pmatrix}. \quad (4)$$

В то же время проекция вектора тока статора \bar{i}_1 на оси α и β можно получить, если спроектировать вектора фазных величин на эти оси [Л. 8]:

$$i_{1\alpha} = \frac{2}{m_1} \sum_{n=1}^{m_1} \cos\left(\frac{2\pi n}{m_1}\right);$$

$$i_{1\beta} = \frac{2}{m_1} \sum_{n=1}^{m_1} \sin\left(\frac{2\pi n}{m_1}\right),$$

где m_1 — число фаз обмотки статора.

В любой момент времени угол, образованный осью фазы a ротора с осью α , равен θ . Тогда для роторных токов формулы преобразования будут следующими:

$$i_{2\alpha} = \frac{2}{m_2} \sum_{n=1}^{m_2} \cos\left(\theta + \frac{2\pi n}{m_2}\right);$$

$$i_{2\beta} = \frac{2}{m_2} \sum_{n=1}^{m_2} \sin\left(\theta + \frac{2\pi n}{m_2}\right),$$

где $m_2 = z_2$ — число фаз обмотки ротора, равное числу стержней беличьей клеточки.

Обратный переход к фазовым токам статора:

$$\left. \begin{aligned} i_A &= i_{1\alpha}; \\ i_B &= -\frac{1}{2} i_{1\alpha} + \frac{\sqrt{3}}{2} i_{1\beta}; \\ i_C &= -\frac{1}{2} i_{1\alpha} - \frac{\sqrt{3}}{2} i_{1\beta}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

и ротора

$$i_n = \frac{2}{m_2} \left[i_{2\alpha} \cos\left(\theta + \frac{2\pi n}{m_2}\right) + i_{2\beta} \sin\left(\theta + \frac{2\pi n}{m_2}\right) \right]. \quad (6)$$

На рис. 3 схематически изображена четырехстержневая беличья клетка ротора. Токи, сдвинутые в пространстве на угол π , одинаковы по значению и противоположны по направлению. Если считать положительными токи, протекающие против направления вращения часовой стрелки, то для первого элемента короткозамыкающего кольца ток $i_1/2$ следует взять со знаком «+», ток $i_2/2$ со знаком «-». Для второго элемен-

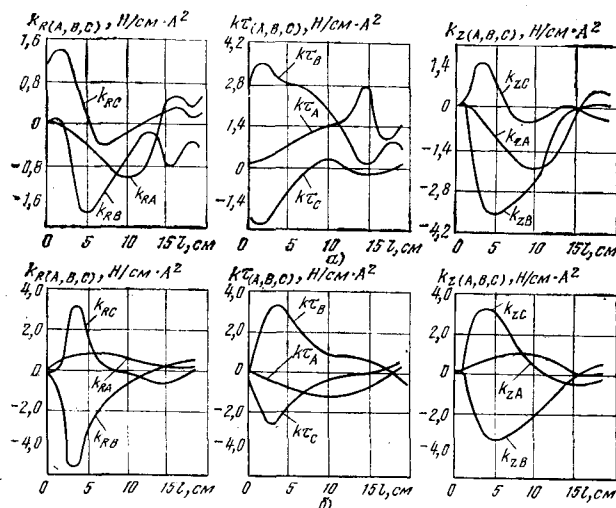


Рис. 2. Изменение вдоль вылета лобовой дуги коэффициентов ЭДУ, учитывающих влияние на усилия поля рассеяния лобовых частей обмотки статора (а) и поля «выпучивания» (б).

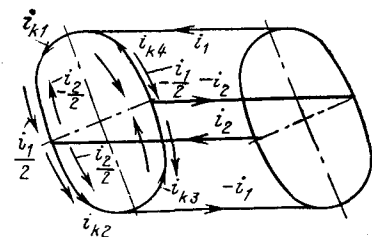


Рис. 3. К расчету токов короткозамкнутой обмотки ротора.

та эти токи нужно взять со знаками «+» и «-», и т. д. Тогда для тока i_{km} -го элемента можно записать:

$$i_{km} = \frac{1}{2} \sum_{n=1}^{z_2/2} (-1)^d i_n, \quad (7)$$

где

$$d = \begin{cases} 1; \\ 2, \text{ если } n + \frac{z_2}{2} > m \geq n. \end{cases}$$

Предположив, что стержни ротора целиком расположены в магнитопроводе и не выходят за его пределы в торцевую зону машины, усилия от взаимодействия тока расчетного проводника с магнитным полем ротора можно вычислить следующим образом:

$$f'_{i=R, \tau, z} = i_p \sum_{m=1}^{z_2} i_{km} k_{mi} 10^{-7} \text{ Н/см}, \quad (8)$$

где k_{mi} — коэффициент удельной нагрузки ЭДУ, учитывающий влияние магнитного поля тока m -го элемента кольца ротора.

Выражение (1) с учетом (8) примет вид:

$$f_{i=R, \tau, z} = i_p \left(\sum_{j=A, B, C} k_{ij} i_j + \sum_{m=1}^{z_2} i_{km} k_{mi} \right) \cdot 10^{-7} \text{ Н/см}. \quad (9)$$

Дифференциальные уравнения (2) решаются методом Рунге—Кутты, токи статора определяются по формулам (4) — (5), токи в элементах короткозамыкающего кольца — по (6) и (7), усилия — по (9). Для определения коэффициентов k_{mi} в качестве исходных данных в программу расчета усилий вводятся координаты концов элементов короткозамыкающего кольца обмотки ротора. Алгоритм вычисления ЭДУ состоит в последовательном расчете переходных процессов отключения двигателя, включения обмоток B и C , а затем обмотки A . Значения потокоцеплений, угла θ и частоты вращения ротора v в конце каждого переходного процесса являются началь-

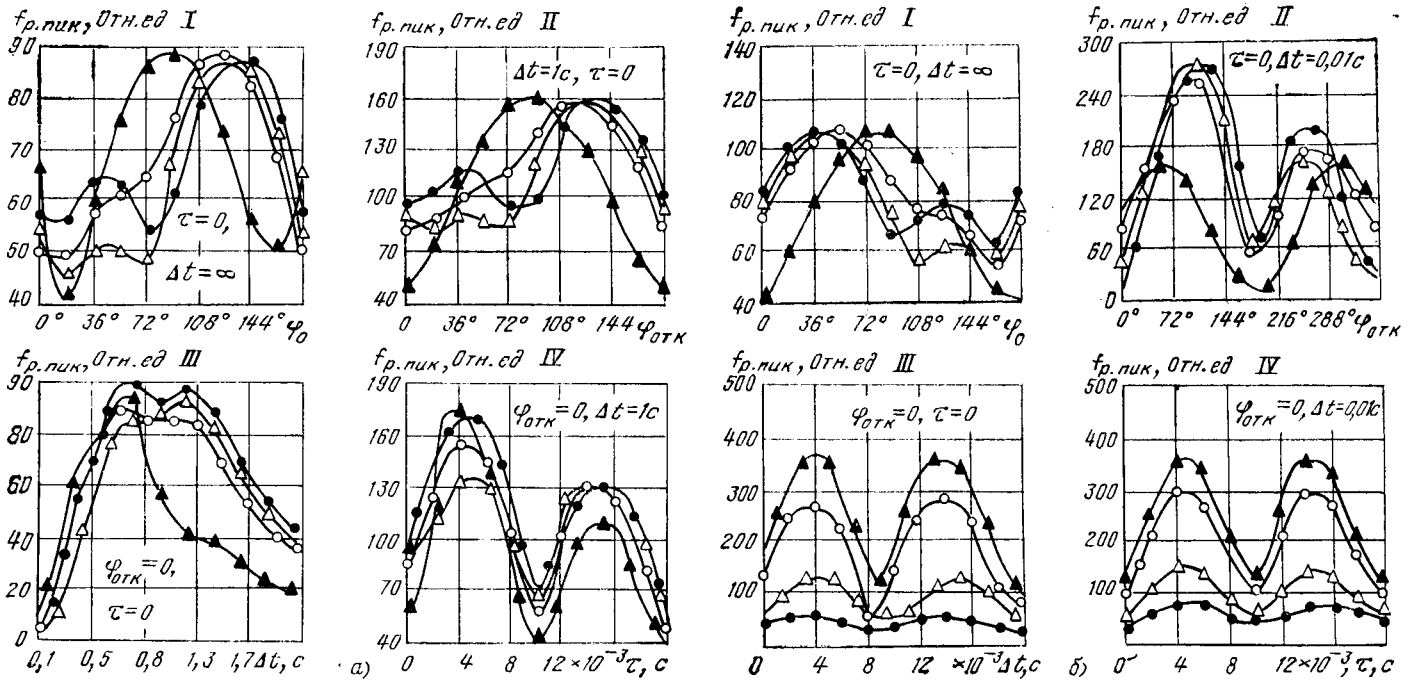


Рис. 4. Зависимость пиковых значений результирующих ЭДУ при повторном включении (а) и при противовключении (б) I — от начальной фазы напряжения сети φ_0 при одновременном включении и затухшем поле ротора; II — от фазы напряжения сети $\varphi_{отк}$ при отключении при незатухшем поле ротора; III — от длительности бестоковой паузы Δt при одновременном включении и незатухшем поле ротора; IV — от длительности паузы τ между включением в сеть фазовых обмоток ротора. О — на выходе обмотки из паза; ● — на изгибе прямолинейной части; Δ — в середине эвольвентной части; ▲ — в головке обмотки.

ными условиями для последующего. После отключения двигателя $i_{1\alpha} = i_{1\beta} = 0$.

Из (4) получим

$$\psi_{1\alpha} = \frac{x_m}{x_2} \psi_{2\alpha}; \quad \psi_{1\beta} = \frac{x_m}{x_2} \psi_{2\beta},$$

а из (3) $M_3 = 0$.

Коэффициенты a_{21} и a_{34} в (2) равны нулю, а $a_{22} = a_{33} = -\frac{r_2}{x_2}$.

Если напряжение подать только на обмотки В и С, то $i_{1\alpha} = 0$. Тогда из (4) следует, что

$$\psi_{1\alpha} = \frac{x_m}{x_2} \psi_{2\alpha}, \quad (10)$$

а из (3)

$$M_3 = \frac{3}{2} p \frac{x_m \psi_{2\alpha}}{\sigma x_1 x_2} \left(\psi_{1\beta} - \frac{x_m}{x_2} \psi_{2\beta} \right).$$

Поэтому при работе двигателя на двух фазах дифференциальные уравнения для $\psi_{1\alpha}$ можно исключить из рассмотрения и вычислить $\psi_{1\alpha}$ по (10). Коэффициент a_{21} в (2) равен нулю, а $a_{22} = -r_2/x_2$.

После подачи напряжения на обмотку А переходный процесс повторного включения описывается уравнениями (2) в их первоначальном виде, при противовключении изменяется коэффициент a_{44} :

$$a_{44} = -\frac{u_{1\beta}}{\psi_{1\beta}} - \frac{\Gamma_1}{\sigma x_1}.$$

Результаты расчета оформлены в виде графиков на рис. 4. Кривые пиковых значений результирующих усилий $f_{р.пик}$ построены для четырех точек — на выходе обмотки из паза, на изгибе прямолинейной части проводника, в середине эвольвентной части и в головке. За базовые приняты амплитудные значения усилий, возникающих в установившемся режиме работы

двигателя с номинальным моментом сопротивления на валу: $f_{61} = 0,011$ Н/см; $f_{62} = 0,14$ Н/см; $f_{63} = 0,06$ Н/см; $f_{64} = 0,024$ Н/см.

Повторное включение с затухшим полем ротора сопровождается появлением усилий $f_{р.пик} = 42-98$ отн. ед. в головке и 54-97 отн. ед. на изгибе прямолинейной части проводника. При противовключении $f_{р.пик} = 40-106$ отн. ед. и 64-108 отн. ед. для тех же точек (см. рис. 4,а I и 4,б I). В этих случаях ЭДУ мало отличаются по значению, зависят от φ_0 и соизмеримы с усилиями при пуске [Л. 3].

Если поле ротора не затухло, то значение тока статора определяется взаимным расположением вектора эдс E_1 , наведенной в статорной обмотке полем ротора и вектора напряжения U_1 на ее зажимах в момент включения в сеть. В случае повторного включения E_1 вращается с частотой вращения ротора ω в ту же сторону, что и U_1 . Когда E_1 окажется в противофазе с U_1 за счет замедления вращения ротора, ток статора и усилия достигнут наибольших значений. При противовключении такое расположение векторов E_1 и U_1 наступает дважды в течение периода сети, так как они вращаются с приблизительно равной частотой в разных направлениях, и в эти моменты ЭДУ имеют наибольшие значения. С точки зрения электродинамических усилий противовключение представляет большую опасность, чем повторное включение, так как в последнем случае поле ротора успевает сильно затухнуть к тому времени, когда вектора E_1 и U_1 окажутся в противофазе (см. рис. 4,а III и рис. 4,б III). Противовключение дважды за период сопровождается возникновением усилий в 50-370 отн. ед. Повторное включение опаснее, когда $\Delta t = 0,5-1,3$ с, а $f_{р.пик} = 80-100$ отн. ед.

Учет незатухшего поля ротора показывает, что усилия при противовключении (рис. 4,а II) в среднем в 1,7 раза больше, чем при повторном включении (рис. 4,б II), и это ЭДУ больше в 2,7 раза в первом случае и в 1,6 раза во втором по сравнению с их значением, полученным без учета этого поля (рис. 4,а I и 4,б I). Результаты эксперимента, осуществленного в пусковом режиме [Л. 3], с достаточной точностью совпадают с теоретическими расчетами.

Влияние неодновременности включения в сеть фазовых обмоток статора иллюстрируется на рис. 4,а IV и 4,б IV. При повторном включении усилия больше примерно в 2,2 раза, при противовключении — в 2-3,7 раза, чем в случае одновременной коммутации фазовых обмоток,

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гольдберг О. Д. Качество и надежность асинхронных двигателей. — М.: Энергия, 1968.
2. Drak B., Paszek W., Rusko Z. Wlaw sil elektrodynamicznych na naprezenia i drgania polaczen czolowych uzwojen stojnow indukcyjnych duzej mocy. — Zecz. Nauk, PSI, 1978, № 553.
3. Копылов И. П., Мамедов Ф. А., Талюко В. В. Расчет электродинамических усилий в обмотках статора асинхронного двигателя в пусковых режимах. — Электромеханика, 1980, № 6, с. 577—585.
4. Вольдек А. И. Основы методики расчета магнитных

полей лобовых частей обмоток электрических машин. — Электричество, 1963, № 1, с. 41—48.

5. Кононенко Е. В., Сипайлов Г. А., Хорьков К. А. Электрические машины. — М.: Высшая школа, 1975.

6. Копылов И. П. Электромеханические преобразователи энергии. — М.: Энергия, 1973.

7. Копылов И. П., Мамедов Ф. А., Беспалов В. Я. Математическое моделирование асинхронных машин. — М.: Энергия, 1969.

8. Постников И. М. Обобщенная теория и переходные процессы электрических машин. — М.: Высшая школа, 1975.

[09]10.80]

УДК 621.314.572.001.24

Стационарные процессы в стабилизированном однореакторном инверторе тока и выбор его параметров

КОВАЛЕВ Ф. И., МУСТАФА Г. М., ЗАВЬЯЛОВ В. И., кандидаты техн. наук, УГРЕНИНОВ Н. А., инж.
Москва

Недостатком известных схем стабилизированных инверторов тока [Л. 1 и 2] является то, что ни в одном режиме работы входной реактор и реактор компенсирующего устройства (КУ) не бывают загружены полностью. Можно ожидать, что однореакторная схема стабилизированного инвертора [Л. 3] окажется в этом смысле рациональной.

В [Л. 3] была предпринята попытка проанализировать стационарные процессы в такой схеме путем решения дифференциальных уравнений на межкуммуационных интервалах. Однако инженерная методика выбора параметров однореакторной схемы не была создана, не были получены основные расчетные соотношения и не было проведено сопоставление с базисными схемами. Именно этим вопросам и посвящена данная статья. В качестве базисной принята наиболее распространенная в отечественной практике схема инвертора с тиристорно-реакторным КУ [Л. 1].

В однореакторной схеме (рис. 1, а) имеется группа вентилей K_1 и K_3 , подключенных одним контактом между источником питания U_d и реактором L , а вторым — к выходным зажимам инвертора. Такое соединение позволяет поочередно подключать к выходным зажимам инвертора то один реактор, то реактор с источником питания, что обеспечивает регулирование значения и фазы тока нагрузки. Очевидно, что схема несимметрична по нагрузке вентилей: через вентили IK_3 и IK_4 протекает суммарный ток.

Рассмотрим случай с одной дополнительной коммутацией на интервале повторяемости. Графическое изображение принятой последовательности переключений вентилей приведено на рис. 1, б. Для этой последовательности возможны два вида коммутаций — θ_1 и θ_n .

Вторая коммутация (θ_n) состоит из переключения типа $K_1 \rightarrow I_1$ и возможна безусловно, так как $u_K \equiv U_d$.

Первая коммутация (θ_1) состоит из двух переключений: а) типа $I_1 \rightarrow K_3$ в анодной группе; б) типа $KI_2 \rightarrow KI_4$ в катодной группе.

В анодной группе в контур коммутации включен источник U_d . Поэтому справедливо следующее ограничение:

$$u_K(\theta_1) = u(\theta_1) - U_d > 0,$$

откуда

$$u(\theta_1) > U_d. \quad (1)$$

Ограничение по коммутации в катодной группе ($u(\theta_1) > 0$) слабее, чем в анодной, и поэтому его учитывать не будем.

Рассмотрим работу однореакторной схемы в режиме непрерывного тока при следующих допущениях: напряжение на выходе инвертора синусоидально; потери в схеме отсутствуют; вентили — идеальные ключи.

Стационарному процессу соответствует выражение

$$\int_{\theta_1}^{\theta_n} u(\theta) d\theta + \int_{\theta_n}^{\theta_1 + \pi} [u(\theta) - U_d] d\theta = 0, \quad (2)$$

из которого, обозначив в непрерывном режиме угол θ_1 через δ , следует:

$$\frac{U_d}{U_m} = \frac{2}{\pi} \cos \delta \frac{1}{S}, \quad (3)$$

где $S = \frac{\pi - (\theta_n - \theta_1)}{\pi}$ — скважность тока источника, которая может изменяться от 0 до 1.

Очевидно, что при $S=1$ регулировочная характеристика однореакторной схемы совпадает с аналогичной характеристикой базисной схемы [Л. 1]. Наличие множителя S в знаменателе (3) показывает, что однореакторная схема обладает расширенным по сравнению с базисной схемой диапазоном регулирования. Действительно:

для базисной схемы [Л. 1]

$$0 < U_d/U_m < 2/\pi;$$

для однореакторной схемы

$$0 < U_d/U_m < \infty.$$

Однако при использовании полупроводяемых вентилей — тириستоров лишь одной регулировочной характеристики (3) недостаточно для оценки регулировочных возможностей однореакторной схемы. Необходимо еще учитывать ограничение, налагаемое условиями коммутации тиристоров. Согласно (1) это ограничение имеет вид:

$$\sin \delta \geq U_d/U_m. \quad (4)$$

Регулировочная характеристика для данного случая приведена на рис. 2. Рабочая область ограничена кривыми, построенными по (3) при $S=1$ и по (4). Отметим особые точки характеристики.

Точка А соответствует режиму с переключением в момент равенства выходного и питающего напряжений; ее координаты:

$$\delta(A) = 32^\circ 30'; \quad \frac{U_m}{U_d}(A) = \frac{1}{\sin \delta(A)} = 1,86.$$

Точка В соответствует режиму с переключением в момент равенства выходного напряжения нулю; ее координаты:

$$\delta(B) = \pi/2; \quad \frac{U_m}{U_d}(B) = \frac{1}{2 \sin \pi/2} = 1,57.$$

Точка В лежит вне области допустимого регулирования однореакторной схемы.

Точка С соответствует режиму с минимальным значением отношения U_d/U_m , допустимым для однореакторной схемы; ее координаты: $\delta(C) = \pi/2$;

$$\frac{U_m}{U_d}(C) = \frac{1}{\sin \frac{\pi}{2}} = 1.$$

Из анализа регулировочной характеристики следует, что стабилизация напряжения в однореакторной схеме осуществляется путем одновременного изменения угла δ и скважности.

Перейдем к определению установленной мощности конденсаторов однореакторной схемы и сопоставлению ее с базисной. При этом в дополнение к уже сделанным допущениям примем, что ток реактора идеально сглажен.

Активная мощность инвертора

$$P_H = \frac{1}{\pi} \int_{\theta_1}^{\theta_1 + \pi} U_m \sin \theta_{id}(\theta) d\theta = I U_m \frac{2}{\pi} \cos \delta. \quad (5)$$

Реактивная мощность инвертора

$$Q_H = I U_m \frac{2}{\pi} \sin \delta. \quad (6)$$

Уравнения баланса мощностей:

$$P_H = P_H; Q_H = Q_C - Q_H,$$

откуда

$$\frac{Q_C - Q_H}{P_H} = \operatorname{tg} \delta. \quad (7)$$

Из (7) следует, что мощность конденсаторов базисной и однореакторной схем определяется одной и той же формулой; максимальное значение мощности достигается при максимальном угле δ . Из регулировочной характеристики (рис. 2) видно, что при неизменном отношении U_d/U_m большей скважности всегда соответствует меньший угол δ . Поэтому при расчете инвертора следует исходить из максимальной скважности тока источника (в дальнейшем всегда $S_{\max}=1$).

Допустимая область изменения угла δ на регулировочной характеристике ограничена двумя криволинейными отрезками.

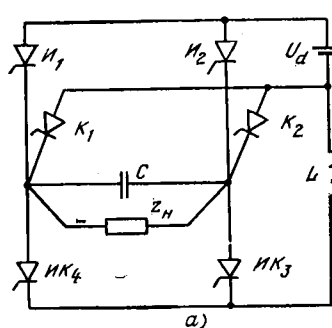
На участке $U_m/U_d > \frac{U_m}{U_d}(A)$ линия ограничения описывается уравнением (3) при $S=1$, тогда

$$\operatorname{tg} \delta_1 = \sqrt{\left(\frac{U_m}{U_d} \frac{2}{\pi}\right)^2 - 1}. \quad (8)$$

На участке $U_m/U_d < \frac{U_m}{U_d}(A)$ линия ограничения описывается уравнением (4), и

$$\operatorname{tg} \delta_2 = \frac{1}{\sqrt{(U_m/U_d)^2 - 1}}. \quad (9)$$

Очевидно, что на участке $\frac{U_m}{U_d} > \frac{U_m}{U_d}(A)$ зависимость



$\operatorname{tg} \delta = f\left(\frac{U_m}{U_d}\right)$ совпадает с аналогичной зависимостью для базисной схемы. На участке $\frac{U_m}{U_d}(B) < \frac{U_m}{U_d} < \frac{U_m}{U_d}(A)$ базисная схема имеет меньшую мощность конденсаторов (см. рис. 2).

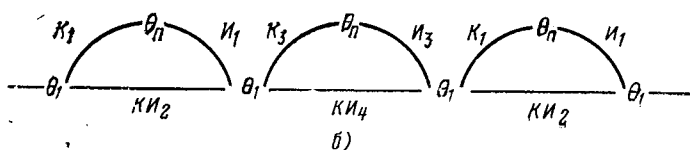


Рис. 1.

На участке $\frac{U_m}{U_d}(C) < \frac{U_m}{U_d} < \frac{U_m}{U_d}(B)$ базисная схема не работает, а однореакторная схема остается работоспособной.

На основе полученных результатов можно сформулировать алгоритм выбора мощности конденсаторов и провести сопоставление однореакторной схемы с базисной. При этом следует различать несколько возможных ситуаций.

1. Заданы: максимальное и минимальное значения $\frac{U_m}{U_d}$ $\left(\frac{U_m}{U_d} \max, \frac{U_m}{U_d} \min\right)$, причем $\frac{U_m}{U_d} \max > \frac{U_m}{U_d}(A)$, $\frac{U_m}{U_d} \min > \frac{U_m}{U_d}(A)$.

При этих условиях мощность конденсаторов выбирается так же, как для базисной схемы.

2. Заданы: $\frac{U_m}{U_d} \max, \frac{U_m}{U_d} \min$, причем $\frac{U_m}{U_d} \max > \frac{U_m}{U_d}(A) > \frac{U_m}{U_d} \min > \frac{U_m}{U_d}(B)$. В этом случае следует вы-

числить две величины:

$$\operatorname{tg} \delta_1 = f\left(\frac{U_m}{U_d} \max\right) \text{ по (8)}$$

$$\operatorname{tg} \delta_2 = f\left(\frac{U_m}{U_d} \min\right) \text{ по (9)}.$$

Если $\operatorname{tg} \delta_2 > \operatorname{tg} \delta_1$, то однореакторная схема уступает базисной; если $\operatorname{tg} \delta_1 > \operatorname{tg} \delta_2$, то установленные мощности конденсаторов базисной и однореакторной схем равны.

Отметим, что зона $\frac{U_m}{U_d}(A) \div \frac{U_m}{U_d}(B)$ достаточно узка и возникновение при реальных диапазонах изменения $\frac{U_m}{U_d}$ первой ситуации маловероятно.

3. Заданы: $\frac{U_m}{U_d} \max, \frac{U_m}{U_d} \min$, причем $\frac{U_m}{U_d}(A) > \frac{U_m}{U_d} \max, \frac{U_m}{U_d} \min > \frac{U_m}{U_d}(B)$. На этом участке однореак-

торная схема всегда уступает базисной по установленной мощности конденсаторов (см. рис. 2), однако, как уже отмечалось, этот участок достаточно узок.

4. Заданы: $\frac{U_m}{U_d} \max, \frac{U_m}{U_d} \min$, причем $\frac{U_m}{U_d}(C) < \frac{U_m}{U_d} \min < \frac{U_m}{U_d}(B)$. Здесь базисная схема не работает, однореакторная же остается работоспособной.

Для выбора Q_C следует вычислить значения величин

$$\operatorname{tg} \delta_1 = f\left(\frac{U_m}{U_d} \max\right), \operatorname{tg} \delta_2 = f\left(\frac{U_m}{U_d} \min\right)$$

и выбрать большую из них.

5. Задан диапазон изменения $\frac{U_m}{U_d}: d = \frac{U_m}{U_d} \max / \frac{U_m}{U_d} \min$. Такая ситуация возникает, например, при использовании в схеме трансформатора, обеспечивающего согласование напряжения на выходе моста с напряжением на нагрузке. В этом случае следует выбирать $\frac{U_m}{U_d} \max$ и $\frac{U_m}{U_d} \min$ так, чтобы $\delta_1 = \delta_2$, так как при таком выборе установленная мощность конденсаторов минимальна (см. рис. 2). А так как $\frac{U_m}{U_d} \max$ определяется из

(3) при $S=1$, а $\frac{U_m}{U_d} \min$ — из (4), то

$$d = \frac{\pi \sin \delta}{2 \cos \delta}; \operatorname{tg} \delta = d \frac{2}{\pi}. \quad (10)$$

Для базисной схемы минимальная установленная мощность конденсаторов будет при $\frac{U_m}{U_d} \min = \frac{\pi}{2}$.

Тогда из (10)

$$\frac{U_m}{U_d} \max = d \frac{\pi}{2}; \quad \operatorname{tg} \delta = \sqrt{d^2 - 1}. \quad (11)$$

Результаты сравнения одnoreакторной схемы с базисной приведены ниже:

d	1	1,2	1,4	1,6	1,8	2	2,5	3	3,35	4	5
$\operatorname{tg} \delta$	0	0,665	0,980	1,25	1,50	1,73	2,30	2,83	3,34	3,88	4,90
	0,638	0,765	0,893	1,03	1,16	1,28	1,61	1,93	2,25	2,57	3,22

В числителе даны значения $\operatorname{tg} \delta$ для базисной схемы, в знаменателе — для одnoreакторной.

Из приведенных данных следует, что для типичного диапазона регулирования $d=1,4$ базисная и одnoreакторная схема соизмеримы по установленной мощности конденсаторов.

Рассмотрим работу одnoreакторной схемы в прерывистом режиме. В базисной схеме на интервале повторяемости может возникнуть только одна бестоковая пауза. В одnoreакторной схеме принципиально могут возникнуть две бестоковые паузы: в конце интервала проводимости вентилей компенсаторной группы и в конце интервала проводимости вентилей инверторной группы. Так как режим с двумя бестоковыми паузами не имеет практического значения (это будет показано ниже), то здесь рассмотрим только прерывистые режимы второго типа с бестоковой паузой на интервале $\theta_2 \div \theta_1$, где θ_2 — угол, при котором ток реактора равен нулю.

Регулировочную характеристику для прерывистого режима получим, заменив в (2) сумму $\theta_1 + \pi$ на θ_2 :

$$\frac{U_d}{U_m} = \frac{2}{\lambda} \sin \frac{\lambda}{2} \sin \left(\frac{\lambda}{2} + \theta_1 \right) \frac{1}{S}, \quad (12)$$

где $\lambda = \theta_2 - \theta_1$ — интервал проводимости; $S = \frac{\theta_2 - \theta_{\pi}}{\lambda}$ — скважность тока источника.

На рис. 3 приведены диаграммы, иллюстрирующие граничные и прерывистые режимы одnoreакторной схемы. Режим, характеризуемый рис. 3,а, соответствует максимальной реактивной мощности, активная мощность равна нулю ($\theta_1 = -\pi/2$; $\theta_{\pi} = \theta_2 = \pi/2$). Если значение θ_1 увеличивается, но остается в диапазоне $-\pi/2 \div 0$, а значение θ_{π} по-прежнему совпадает с θ_2 , то активная мощность останется равной нулю, а реактивная будет изменяться от максимума до нуля. На рис. 3,б представлен граничный режим при максимальной активной мощности интервала ($\theta_1 = \theta_{\pi}$), на рис. 3,в — граничный режим при $\theta_1 < \theta_{\pi} < \theta_2$ и на рис. 3,г — прерывистый режим при $\theta_1 < \theta_{\pi} < \theta_2$.

В непрерывном режиме значение мощности и коэффициент мощности инвертора определяются уровнем тока реактора и углом θ_1 [выражения (5) и (6)]. Угол θ_{π} обеспечивает жесткую внешнюю характеристику. Угол θ_1 может изменяться в пределах $-\pi/2 < \theta_1 < \theta_1(A)$ (см. рис. 2). Таким образом в этом случае значение коэффициента мощности инвертора заключается в пределах $0 \leq \cos \varphi_{\pi} < \cos \theta_1(A)$, а уровень мощности не имеет режимных ограничений.

При работе в режиме прерывистых токов значения активной и реактивной мощностей инвертора ограничены. Перейдем к рассмотрению области допустимых мощностей.

Ток реактора

$$i_d = \int_{\theta_1}^{\theta} u_L(\theta) d\theta. \quad (13)$$

На участке $\theta_1 \leq \theta \leq \theta_{\pi}$ при условии $i_d = 0$ для $\theta = \theta_1$

$$i_d = \frac{1}{L\omega} \int_{\theta_1}^{\theta} (-U_m \sin \theta) d\theta = \frac{U_m}{L\omega} (\cos \theta - \cos \theta_1). \quad (14)$$

На участке $\theta_{\pi} \leq \theta \leq \theta_2$ при условии $i_d = \frac{U_m}{L\omega} (\cos \theta_{\pi} - \cos \theta_1)$ для $\theta = \theta_{\pi}$

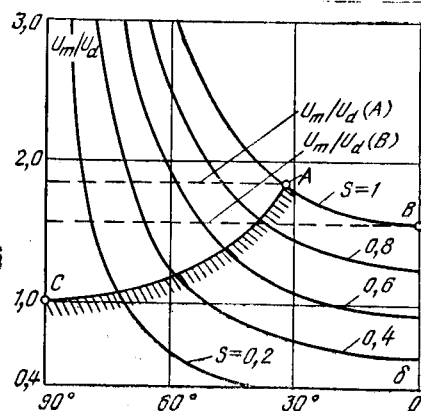


Рис. 2.

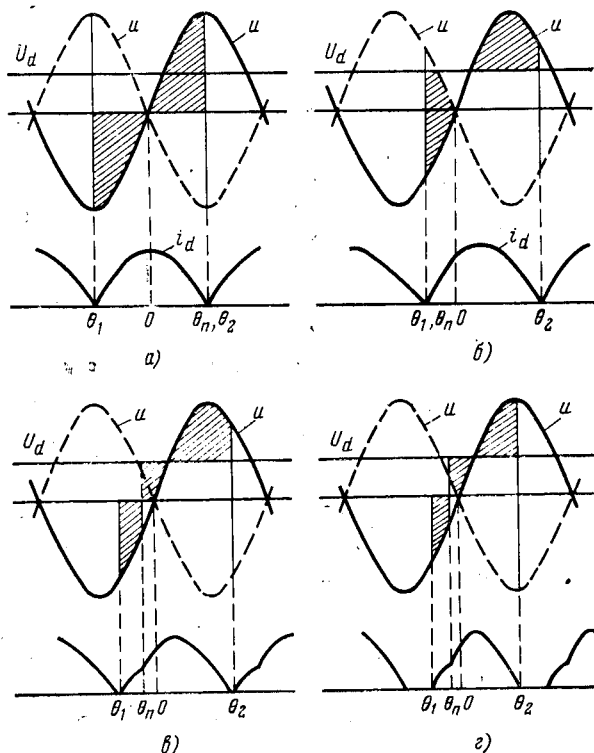


Рис. 3.

$$\begin{aligned} i_d &= \frac{1}{L\omega} \int_{\theta_{\pi}}^{\theta} (U_d - U_m \sin \theta) d\theta = \\ &= \frac{U_m}{L\omega} \left[\cos \theta - \cos \theta_1 + \frac{U_d}{U_m} (\theta - \theta_{\pi}) \right]. \end{aligned} \quad (15)$$

Для участка $\theta_2 \leq \theta \leq \theta_1 + \pi$

$$i_d = 0.$$

Перепишем выражение (5) для активной мощности с учетом (12), (14) и (15):

$$\begin{aligned} P_{\pi} &= \frac{U_m^2}{L\omega\pi} \left[\frac{U_d}{U_m} (\sin \theta_2 - \sin \theta_{\pi}) + \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{2} (\sin^2 \theta_1 + \sin^2 \theta_2) \right], \end{aligned} \quad (16)$$

аналогично для реактивной мощности инвертора имеем:

$$Q_{\pi} = \frac{U_m^2}{L\omega\pi} \left\{ \frac{U_d}{U_m} (\cos \theta_2 - \cos \theta_{\pi}) + \frac{1}{2} [(\theta_2 - \theta_1) + \right.$$

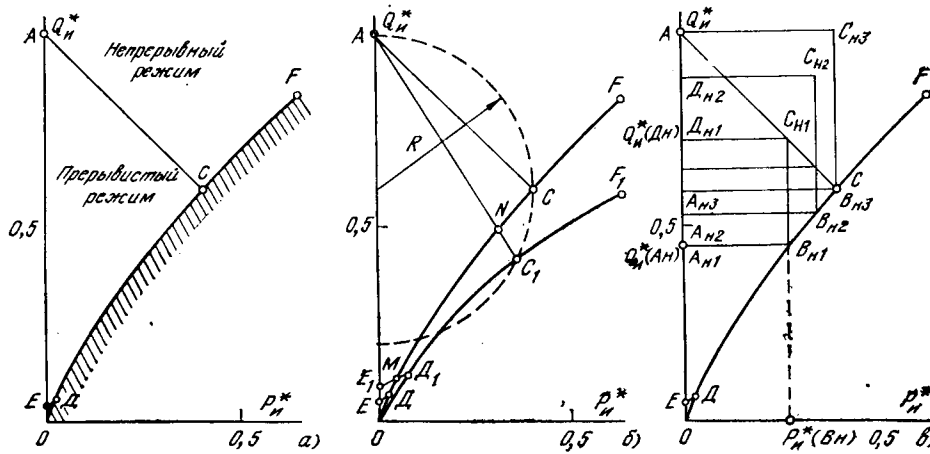


Рис. 4.

$$+ \frac{1}{2} (\sin 2\theta_1 - \sin 2\theta_2) \Big] \Big\}. \quad (17)$$

По уравнениям (12), (16) и (17) можно построить область допустимых мощностей для заданного значения отношения U_d/U_m . Примем в относительных единицах $L=\omega=L=1$, при этом координаты области обозначим через P^* и Q^* . На рис. 4, а область допустимых мощностей инвертора ограничена линией реактивной мощности OA , лежащей на оси Q^* , и линией максимальной реактивной мощности OF . Область прерывистых режимов лежит внутри треугольника OAC . Треугольник OED соответствует режимам с двумя бестоковыми паузами. Область непрерывных режимов лежит выше ломаной ACF .

Рассмотрение взаимного расположения областей, соответствующих различным значениям U_d/U_m , начнем с анализа траектории точки C .

В точке C угол $\theta_2 = \theta_1 + \pi$; $\theta_{II} = \theta_I = \delta$; $\frac{U_d}{U_m} = \frac{2}{\pi} \cos \delta$.

Из (16) и (17) получим:

$$P^*_{II}(C) = -\frac{4}{\pi^2} \sin 2\delta; \quad (18)$$

$$Q^*_{II}(C) = 1 - \frac{8}{\pi^2} \cos^2 \delta = -\left[\frac{4}{\pi^2} \cos 2\delta + \left(1 - \frac{4}{\pi^2}\right) \right]. \quad (19)$$

Эти уравнения определяют окружность с радиусом $4/\pi^2$ и центром в точке $(0, 1 - 4/\pi^2)$. Максимальное и минимальное значения $Q^*_{II}(C)$ (равные соответственно 1 и $1 - 8/\pi^2$) достигаются при $P^*_{II}=0$. Точка C при увеличении отношения U_d/U_m перемещается по окружности вниз, точки E и D поднимаются вверх. Точка A при изменениях U_d/U_m остается неподвижной. Взаиморасположение областей, соответствующих различным U_d/U_m , приведено на рис. 4, б.

Для выбора параметров инвертора, индуктивности реактора и емкости коммутирующего конденсатора необходимо нагрузочный прямоугольник $(A_n B_n C_n D_n)$, подобный заданному, характеризующему изменение нагрузки, расположить в области допустимых мощностей на диаграмме с координатами P^* и Q^* (см. рис. 4, в). Затем, используя преобразование подобия, перейти к реальным величинам. Очевидно, что можно выполнить сколько угодно расположений, соответствующих работе в непрерывном, смешанном и прерывистом режимах. Для определения минимального значения установленной мощности конденсаторов следует опускать нагрузочный прямоугольник вниз вплоть до касания с кривой DCF , так как (см. рис. 4, в) $Q_C = \frac{Q^*_{II}(D_n)}{P^*_{II}(B_n)} P$.

С другой стороны, для этой же цели следует перемещать точку B_n по кривой DC как можно выше, так как при этом значение $\tan \delta'$ уменьшается. Поэтому для прерывистого режима наилучшим будет такое расположение прямоугольника нагрузки, когда он касается сразу кривых AC и DC (см. рис. 4, в; прямоугольник $D_{n1} C_{n1} B_{n1} A_{n1}$). При этом значение индуктивности реактора будет наибольшим из всех значений, обеспечивающих режим прерывистого тока:

$$L = \frac{P^*_{II}(B_n) U^2}{P \omega}.$$

Для выбора параметров из условия обеспечения гранично-прерывистого режима на промежуточной мощности нагрузки в область прерывистых режимов вписывают лишь часть нагрузочного прямоугольника (см. рис. 4, в, прямоугольник $D_{n2} C_{n2} B_{n2} A_{n2}$). Граничному режиму при $\theta_n = \theta_2$ соответствует прямоугольник $D_{n3} C_{n3} B_{n3}$. Он же может характеризовать и базисную схему, работающую в прерывистом режиме во всем диапазоне нагрузок.

Таким образом, при прочих равных условиях для осуществления режима прерывистого тока в однореакторной схеме требуется меньшее значение индуктивности входного реактора и вследствие этого большая установленная мощность конденсаторов (эффект Демонтинья [Л. 4]), чем в базисной схеме. С увеличением коэффициента мощности нагрузки это различие уменьшается. При $\cos \phi = 1$ установленные мощности конденсаторов схем равны. Наиболее тяжелый (расчетный) режим реактора, соответствующий максимальной активной нагрузке инвертора (точка на кривой DC), одинаков для обеих схем. Следовательно, в области прерывистого режима (а именно, такой режим наиболее целесообразен для базисной схемы [Л. 5]) при расчете для работы на активную нагрузку однореакторная схема имеет то преимущество, что не требуется реактор КУ.

Методика выбора параметров в ситуации, когда наряду с изменением нагрузки может меняться и выходное напряжение, аналогична рассмотренной, только вместо четырехугольника $DCAE$ здесь следует рассматривать четырехугольник $ANME_1$ (см. рис. 4, б).

Проверка схемы на АВМ показала правомочность допущения о синусоидальности выходного напряжения при анализе стационарных процессов однореакторного инвертора и достаточную для практических целей точность созданной на этой основе методики выбора параметров.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Судовые статические преобразователи/ Ф. И. Ковалев, Г. П. Мосткова, А. Ф. Свиридов, В. Ф. Шукалов. — Л.: Судостроение, 1965.
2. Раскин Л. Я. Стабилизированные автономные инверторы тока на тиристорах. — М.: Энергия, 1970.
3. Кулик В. Д. Способы и устройства широтного регулирования напряжения резонансных тиристорных инверторов. — Электричество, 1975, № 9.
4. Demontvignier M. La consommation de puissance reactive par le circuit continu dans les onduleurs. — Rev. Gen. de l'Electricite, 1951, t. 60, № 12.
5. Способ управления стабилизированными источниками при работе в режиме прерывистых токов/ Ф. И. Ковалев, Г. М. Мустафа, В. И. Завьялов, И. М. Шаранов. — Электричество, 1975, № 10.

[06.06.79]

Расчет электрических параметров бесконтактных вращающихся трансформаторов

ТАЗОВ Г. В., КОВАЛЕВ С. В.

Ленинградский институт авиационного приборостроения

При проектировании бесконтактных вращающихся трансформаторов (ВТБ) возникает задача подбора или перераспределения параметров кольцевого трансформатора (КТ) и четырехобмоточного поворотного трансформатора (ПТ), обеспечивающих помимо высокой точности ВТБ стандартное входное сопротивление всей машины z_6 . В зависимости от габарита ВТБ алгоритм проектирования может отличаться очередностью расчета и оптимизации на первом этапе соответственно КТ или ПТ. Если на первом этапе оптимизируется КТ, то параметры ПТ должны выбираться из условия заданного z_6 и полученных электрических параметров оптимального КТ. Если же первым оптимизируется ПТ, то параметры КТ должны обеспечивать стандартное значение z_6 . Причем в обоих случаях задача должна решаться с учетом требований ГОСТ к значению коэффициента трансформации ВТБ (передаточного отношения по напряжению).

Для анализа влияния параметров обмоток на значение z_6 воспользуемся схемой замещения ВТБ, приведенной на рисунке 1, где $z'_1, z'_2, z'_m, z'_в$ — параметры ПТ, приведенные к обмотке статора КТ; z'_3, z_4, z_5 — параметры КТ, приведенные к обмотке статора КТ;

$$k_T = \frac{w_{p,к}}{w_{c,к}} \quad \text{и} \quad k = \frac{w_c}{w_p}$$

коэффициенты трансформации КТ и ПТ; $w_{p,к}, w_{c,к}$ — числа витков обмоток ротора и статора КТ; w_c, w_p — числа эффективных витков обмоток статора и ротора ПТ; $\dot{U}_c, \dot{U}'_1, \dot{U}''_{вх}$ — напряжения сети, приведенное на входе ПТ и приведенное выходное ВТБ соответственно.

Коэффициент передачи ВТБ по напряжению k_U (модуль k_U в ГОСТ назван коэффициентом трансформации) есть функция k_T, k и электрических параметров схемы замещения. Для наиболее широко применяемой конструктивной схемы ВТБ — с КТ на входе можно записать

$$k_{TP}(\text{ГОСТ}) = \left| \frac{\dot{U}''_{вх}}{\dot{U}_c} \right| = \left| \frac{\dot{U}''_{вх}}{\dot{U}'_1} \frac{\dot{U}'_1}{\dot{U}_c} \right| = \left| \frac{k_T k}{\left(1 + \frac{z_1}{z_5}\right) \left(1 + \frac{z_k}{z'_в}\right) \left(1 + \frac{z'_1}{z'_m}\right)} \right| = \left| \frac{k_T k}{\left(1 + \frac{z_4}{z_5}\right) \left(1 + \frac{z_k + z'_1}{z'_m}\right)} \right|, \quad (1)$$

где z_k — выходное сопротивление КТ.

Отсюда следует, что путем подбора k_T и k можно сравнительно легко обеспечить стандартное значение $k_{TP}(\text{ГОСТ})$.

Если не накладывается никаких ограничений на соотношение k_T и k (например, для режима линейного ВТБ такое ограничение есть), то целесообразно значения k_T и k подбирать исходя из оптимальных с точки зрения технологичности диаметра обмоточных проводов. Кроме того, следует учитывать и зависимость коэффициента заполнения пазов медью от диаметра проводников (через отношение квадратов диаметров провода без изоляции и с изоляцией).

Гораздо сложнее задача обеспечения равенства стандартному значению модуля входного сопротивления ВТБ — z_6 . Через параметры схемы замещения значение z_6 вычисляется

по формуле

$$z_6 = z_4 + \frac{z_5 \frac{z_3 + z_4}{k^2_T}}{z_5 + \frac{z_3 + z_4}{k^2_T}} = z_4 + \frac{z_5(z_3 + z_4)}{z_5 k^2_T + z_3 + z_4}, \quad (2)$$

где z_3 и $z_в$ — фактические параметры.

Как было указано выше, на практике возможны два варианта задачи: 1. Известны параметры обмоток КТ, отнесенные к одному витку параметрам обмоток ПТ и требуемое значение $|z_6|$; необходимо определить модуль входного сопротивления ПТ — $|z_в|$. Известны параметры обмоток ПТ, отнесенные к одному витку параметрам обмоток КТ и требуемое значение $|z_6|$; необходимо определить фактические параметры КТ.

Рассмотрим решение первого варианта задачи. Из (2) выразим приведенное к числу витков обмотки статора КТ входное сопротивление ПТ;

$$z'_в = \frac{z_4}{k^2_T} = \frac{z_5(z_6 - z_4)}{z_4 + z_5 - z_6} - z'_3, \quad (3)$$

где $z'_3 = z_{30} W^2_{c,к}$, z_{30} — сопротивление роторной обмотки КТ на один виток.

В правой части (3) не известен угол $\varphi_6 = \arg(z_6)$, а в левой — $|z_в|$. Два уравнения получим, приравняв действительные и мнимые части равенства. В целях упрощения выражения перепишем (3) в виде

$$z_6 z'_в + z_6(z'_3 + z_5) = z'_3 z_4 + z'_3 z_5 + z_4 z_5 + z'_в(z_4 + z_5). \quad (4)$$

Введем обозначения

$$z'_3 + z'_в = A_1 e^{j\varphi_1}; \quad z'_3 z_4 + z'_3 z_5 + z_4 z_5 = A_2 e^{j\varphi_2}; \quad z_4 + z_5 = A_3 e^{j\varphi_3}; \quad (5)$$

тогда выражение (4) запишем в виде

$$z_6 z'_в e^{j(\varphi_6 + \varphi_в)} + z_6 A_1 e^{j(\varphi_6 + \varphi_1)} = A_2 e^{j\varphi_2} + z'_в A_3 e^{j(\varphi_в + \varphi_3)}. \quad (6)$$

Выразив $z'_в$ из равенств действительных и мнимых частей, получим:

$$z'_в = \frac{A_2 \cos \varphi_2 - A_1 z_6 \cos(\varphi_6 + \varphi_1)}{z_6 \cos(\varphi_6 + \varphi_в) - A_3 \cos(\varphi_в + \varphi_3)}; \quad (7)$$

$$z'_в = \frac{A_2 \sin \varphi_2 - A_1 z_6 \sin(\varphi_6 + \varphi_1)}{z_6 \sin(\varphi_6 + \varphi_в) - A_3 \sin(\varphi_в + \varphi_3)}. \quad (8)$$

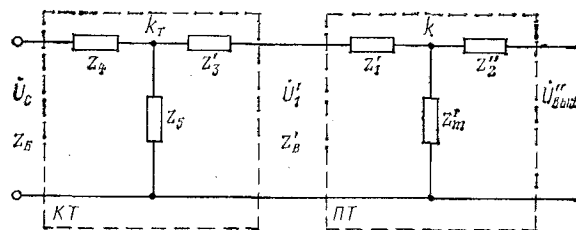
Для нахождения φ_6 исключим $z'_в$, приравняв правые части (7) и (8). После преобразований приходим к равенству:

$$\sin(\varphi_6 + \alpha) - B \sin(\varphi_6 + \beta) = C, \quad (9)$$

где $\alpha = \varphi_в - \varphi_2$; $\beta = \varphi_1 - \varphi_3 - \varphi_в$;

$$B = \frac{A_1 A_3}{A_2}; \quad C = \frac{A_1 z_6}{A_2} \sin(\varphi_в - \varphi_1) + \frac{A_3}{z_6} \sin(\varphi_3 + \varphi_в - \varphi_2). \quad (10)$$

Левая часть (9) представляет собой разность гармонических составляющих одинаковой частоты (относительно не-



¹ Бесконтактный вращающийся трансформатор как элемент высокой надежности для применения в счетно-решающих устройствах / Л. В. Липлявая, С. В. Терешенко, Я. Н. Файбисович и др. — Тр. Ленингр. ин-та авиационного приборостроения, 1971, вып. 71, с. 84—92.

известной φ_6), что позволяет представить ее в виде

$$\sin(\varphi_6 + \alpha) - B \sin(\varphi_6 + \beta) = D \sin(\varphi_6 + \varphi),$$

где

$$D = \sqrt{1 + B^2 - 2B \cos(\beta - \alpha)};$$

$$\varphi = \arctg \frac{\sin \alpha - B \sin \beta}{\cos \alpha - B \cos \beta}. \quad (11)$$

Далее, из уравнения $D \sin(\varphi_6 + \varphi) = C$ находим φ_6 по формуле

$$\varphi_6 = \arcsin \frac{C}{D} - \varphi. \quad (12)$$

Зная φ_6 , можно рассчитать модуль z'_B по (7) или (8) и необходимое число витков обмотки возбуждения ПТ (если величина k_T как-либо определена).

Алгоритм расчета z_B по формулам (3), (7)–(12) желательно дополнить с целью выявления несуществующих решений. Это, в первую очередь, условие

$$\left| z_4 + \frac{z_5 z'_3}{z'_5 + z'_3} \right| \leq |z_6| < |z_4 + z_5|, \quad (13)$$

которое для реализуемых соотношений параметров должно выполняться.

Следующие дополнения обусловлены использованием ЭВМ для решения задачи проектирования, а именно, тем что для функций арксинус и арктангенс вычисляются главные значения. При реализации предлагаемого алгоритма на ЭВМ необходимо проверить следующие значения угла φ_6 с целью избежания потери одного из вариантов решения:

$$\varphi_{61} = \arcsin \frac{C}{D} - \varphi;$$

$$\varphi_{62} = \pi - \arcsin \frac{C}{D} - \varphi;$$

$$\varphi_{63} = -\arcsin \frac{C}{D} - \varphi.$$

Проверка существования решения осуществляется путем сравнения значений z'_B , рассчитанных по выражениям (7) и (8).

Более сложной является вторая задача. В этом случае нам известны z_{30} , z_{40} , z_{50} , т. е. параметры кольцевого трансформатора на один виток, и z_B или входное сопротивление ПТ. Можно также считать заданным коэффициент трансформации КТ k_T . Неизвестные величины при решении этой задачи — число витков первичной обмотки КТ и фазовый угол φ_6 .

Запишем (2) через собственные параметры КТ на один виток, преобразовав его в уравнение относительно $W_{c.k.}$:

$$W_{c.k.}^2 (z_{40} z_{50} k_T^2 + z_{40} z_{30} + z_{30} z_{50} k_T^2) + W_{c.k.}^2 [z_B (z_{40} + z_{50}) - z_{60} k_T^2 (z_{30} + z_{50})] = z_6 z_B. \quad (14)$$

Введем обозначения:

$$W = W_{c.k.}^2;$$

$$A_1 = z_{40} z_{50} k_T^2 + z_{30} z_{40} + z_{30} z_{50} k_T^2;$$

$$A_2 = z_B (z_{40} + z_{50}); \quad A_3 = k_T^2 (z_{30} + z_{50}).$$

Тогда выражение (14) примет вид

$$W^2 A_1 + W (A_2 - z_6 A) = z_6 z_B, \quad (15)$$

или, заменяя комплексные числа A_1 , A_2 , A_3 их представлениями в тригонометрической форме, имеем:

$$W^2 A_1 e^{i\varphi_1} + W (A_2 e^{i\varphi_2} - z_6 A_3 e^{i(\varphi_6 + \varphi_3)}) = z_6 z_B e^{i(\varphi_6 + \varphi_B)}. \quad (16)$$

Два уравнения можно получить, используя формулу Эйлера и выделяя действительную и мнимую части. В этом случае система уравнений будет иметь следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} W^2 A_1 \cos \varphi_1 + W [A_2 \cos \varphi_2 - A_3 z_6 \cos(\varphi_6 + \varphi_3)] &= z_6 z_B \cos(\varphi_6 + \varphi_B); \\ W^2 A_1 \sin \varphi_1 + W [A_2 \sin \varphi_2 - A_3 z_6 \sin(\varphi_6 + \varphi_3)] &= z_6 z_B \sin(\varphi_6 + \varphi_B). \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Умножив обе части уравнений системы (17) на $\sin \varphi_1$ и $\cos \varphi_1$ соответственно и вычтя одно из другого, получим выражение для определения W :

$$\begin{aligned} W A_2 \sin(\varphi_1 - \varphi_2) + W A_3 z_6 \sin(\varphi_6 + \varphi_3 - \varphi_1) &= \\ = z_6 z_B \sin(\varphi_1 - \varphi_B - \varphi_6), \end{aligned}$$

откуда

$$W = \frac{z_6 z_B \sin(\varphi_1 - \varphi_6 - \varphi_B)}{A_2 \sin(\varphi_1 - \varphi_2) + A_3 z_6 \sin(\varphi_6 + \varphi_3 - \varphi_1)}. \quad (18)$$

Выражение для W можно получить и иным способом, выражая произведение $z_6 z_B$ из обоих уравнений системы (17) и приравнявая полученные выражения. В этом случае уравнение будет иметь вид

$$\begin{aligned} W A_1 \sin(\varphi_6 + \varphi_B - \varphi_1) + A_2 \sin(\varphi_B + \varphi_6 - \varphi_2) + \\ + A_3 z_6 \sin(\varphi_3 - \varphi_B) = 0; \\ W = \frac{A_2 \sin(\varphi_6 + \varphi_B - \varphi_2) + A_3 z_6 \sin(\varphi_3 - \varphi_B)}{A_1 \sin(\varphi_1 - \varphi_B - \varphi_6)}. \quad (19) \end{aligned}$$

Приравняв правые части выражений (18) и (19), получаем уравнение для угла φ_6 в виде:

$$\mathcal{E} \sin(2\varphi_6 + \psi_1) - \mathcal{F} \sin(\varphi_6 + \psi_2) - \mathcal{H} = 0, \quad (20)$$

где

$$\mathcal{E} = \frac{1}{2} \sqrt{A_2^2 A_3^2 z_B^2 + A_1^2 z_6^2 z_B^2 - 2 A_1 A_2 A_3 z_6 z_B^2 \cos(3\varphi_B - \varphi_2 - \varphi_3 - 3\varphi_1)};$$

$$\mathcal{F} = \sqrt{A_2^4 \sin^2(\varphi_1 - \varphi_2) + A_1^4 z_6^4 \sin^2(\varphi_3 - \varphi_B) + 2 A_2^2 A_3^2 z_6^2 \sin(\varphi_1 - \varphi_2) \sin(\varphi_3 - \varphi_B) \cos(\varphi_B - \varphi_2 + \varphi_1 - \varphi_3)};$$

$$\mathcal{H} = A_2 A_3 z_6 \sin(\varphi_3 - \varphi_B) \sin(\varphi_1 - \varphi_2) - \frac{A_1 z_B z_6}{2} + \frac{A_2 A_3 z_B}{2} \cos(\varphi_B - \varphi_2 + \varphi_1 - \varphi_3);$$

$$\psi_1 = \arctg \frac{A_2 A_3 \cos(\varphi_B - \varphi_2 + \varphi_3 - \varphi_1) - A_1 z_6 \cos(2\varphi_1 - 2\varphi_2)}{A_1 z_6 \sin(\varphi_1 - \varphi_2) + A_3 z_6 \sin(\varphi_6 + \varphi_3 - \varphi_1)};$$

$$\begin{aligned} \psi_2 = \arctg \frac{A_2^2 \sin(\varphi_1 - \varphi_2) \sin(\varphi_B - \varphi_2) + \\ + A_3^2 z_6^2 \sin(\varphi_3 - \varphi_B) \sin(\varphi_3 - \varphi_1) + \\ + A_2^2 z_6^2 \sin(\varphi_3 - \varphi_B) \cos(\varphi_3 - \varphi_1)}{A_2^2 \sin(\varphi_1 - \varphi_2) \cos(\varphi_B - \varphi_2) + \\ + A_3^2 z_6^2 \sin(\varphi_3 - \varphi_B) \sin(\varphi_3 - \varphi_1)}. \end{aligned}$$

Решение уравнения (20) как тригонометрического весьма затруднительно, поэтому воспользуемся возможностью разложения тригонометрических функций в степенные ряды. Тогда уравнение (20) может быть приведено к кубическому виду

$$\mathcal{L} \varphi^3 + \mathcal{M} \varphi^2 + \mathcal{N} \varphi - \mathcal{P} = 0, \quad (21)$$

где

$$\mathcal{L} = 8\mathcal{E} + \mathcal{F}; \quad \mathcal{M} = 3(\mathcal{F} \psi_2 + 2\mathcal{E} \psi_1);$$

$$\mathcal{N} = 3[2\mathcal{E}(\psi_1^2 - 2) + \mathcal{F}(\psi_2^2 - 2)];$$

$$\mathcal{P} = \mathcal{E} \psi_1^3 + \mathcal{F} \psi_2^3 - 6\mathcal{H}.$$

Решение уравнения (21) может быть получено путем использования стандартных методов и программ. Как и в первом варианте задачи, значение φ_6 нужно выбрать с учетом условия (13).

Решение второго варианта задачи можно значительно упростить предварительно задав число витков на роторе КТ, исходя из оптимального по технологическим соображениям диаметра обмоточного провода при заданных размерах паза.

Преобразуя (2) к виду

$$\begin{aligned} [(z_{40} z_{50} + z_{30} z_{40} + z_{30} z_{50}) W_{p.k.}^2 + z_{40} z_B + z_{50} z_B] W_{c.k.}^2 = \\ = z_6 [z_B + (z_{30} + z_{50}) W_{p.k.}^2], \end{aligned}$$

обозначим через $Fe^{i\varphi_4}$ выражение в квадратных скобках левой части равенства и через $Ge^{i\varphi_4}$ в правой, тогда

$$Fe^{i\varphi_4} W_{c.k.}^2 = z_6 Ge^{i(\varphi_6 + \varphi_6)}, \quad (22)$$

откуда

$$W_{c.k.} = \sqrt{z_6 \frac{(z_{50} + z_{30}) W_{p.k.}^2 + z_B}{(z_{40} z_{50} + z_{30} z_{40} + z_{30} z_{50}) W_{p.k.}^2 + (z_{40} + z_{50}) z_B}}.$$

Зная $W_{c.k.}$, вычисляем

$$z_4 = z_{40} W_{c.k.}^2; \quad z_5 = z_{50} W_{c.k.}^2.$$

Изложенные алгоритмы апробированы на ЭВМ и весьма просто реализуются при использовании алгоритмических языков, содержащих операторы типа complex, например, Альфа-система или Фортран-IV.

[25.02.80]

О направлениях исследований в области компенсации реактивной мощности

(статья Железко Ю. С., «Электричество», 1981, № 10, с. 7—13)

КОВАЛЕВ И. Н., канд. техн. наук

Обсуждаемая статья подводит своего рода итог научным исследованиям в области компенсации реактивных нагрузок (КРН) в электрических сетях за последние 10 лет. Несомненным ее достоинством является аргументированная формулировка главного методологического принципа организации исследований на современном этапе — создание максимально адекватной модели проблемы, учитывающей ряд новых и нетрадиционных по характеру факторов, с достаточно упрощенными, удобными для повседневной практики (в проектировании и эксплуатации) методами ее оптимизации. Следует согласиться с основной предпосылкой для такой постановки вопроса — в последнее время действительно наблюдается неоправданная концентрация усилий на совершенствование четвертого этапа проблемы (алгоритмизация расчетов) в ущерб основополагающей стадии — корректной постановке задачи, определяющей в конечном счете эффективность всего комплекса работ по пяти этапам, и заключительной — практической реализации теоретических решений.

В данной ситуации, когда процесс создания внешне эффективных алгоритмов стал чуть ли не самоцелью, необходимо перераспределение научного потенциала между отдельными этапами. Гармоническое решение вопроса видится, однако, не в полном отрыве специалистов от самого процесса поиска решений, а именно в разумном перераспределении их усилий. По мнению автора данного отклика, 3-, 4- и 5-й этапы представляют единую логическую последовательность разнохарактерной деятельности инженеров и ученых. Создание математической модели и ее оптимизация — два органически связанных звена. Опыт показывает, что специалист, овладевший нужными знаниями по математике, с успехом в ряде случаев решает им же поставленные задачи. Этому способствуют, а часто и играют решающую роль два фактора: хорошее понимание физической стороны явления, позволяющее находить кратчайшие пути к решению (строить так называемые специальные методы расчета) и живой интерес исследователя к получаемым результатам. Это, как правило, восполняет отсутствие математического профессионализма. Более того, сугубо математический подход к алгоритмизации без надлежащего «ощущения» задачи часто обнаруживает тенденцию к ее решению «в лоб» с использованием общих методов, что далеко не всегда рационально.

Сейчас особенно необходим целенаправленный подход к постановке и решению некоторых еще не до конца изученных сторон проблемы КРН, выражающийся в оптимальном проявлении «интегрального интеллекта» круга специалистов, понимая под этим прежде всего объективно корректную формулировку «созревшей» задачи (принятие адекватной модели нового и нужного явления) и доведение ее до эффективного практического решения с помощью предельно рациональных средств. В этой связи представляется, что началом всякого исследования должен быть тщательный анализ ранее полученных результатов (в том числе и другими авторами) с четким выделением нерешенных сторон и убедительное обоснование поставленной задачи; в заключение необходимо иметь числовой материал, явно подтверждающий достигнутые усовершенствования (экономическая эффективность, снижение погрешности, упрощение алгоритма и др.).

Следует признать, что индуктивный период в постановке и решении отдельных вопросов КРН, когда происходит накопление различных подходов и расчетных методов, чрезмерно затянулся. Думается, что основным препятствием на пути построения дедуктивной теории и практики КРН являются частые отклонения процесса исследования от его целенаправленного русла: адекватная модель — теоретическое решение — практическое воплощение. Часто происходит из-за недостаточ-

ного изучения уже имеющегося материала и результатов; поэтому с самого начала идет нецеленаправленный поиск, и тогда в 5-м завершающем этапе попросту нет нужды.

Прониллюстрируем сказанное двумя примерами из последних исследований, одновременно преследуя цель внести определенную ясность в два важных и актуальных аспекта проблемы, по которым имеются ошибочные дезориентирующие представления. Речь идет об учете в расчетах КРН двух факторов: постоянных составляющих капиталовложений на установку конденсаторных батарей (КБ) и потерь реактивной мощности.

Вначале рассмотрим вопрос об учете постоянных составляющих в целевой функции. За последние годы сформировалась достаточно общая точка зрения по данному вопросу [Л. 1]. В основе соответствующих алгоритмов лежит расчет долевого снижения потерь мощности и электроэнергии во всей сети верхней ступени в результате установки каждой в отдельности КБ на шинах 6—10 кВ подстанций. При этом решение данного вопроса согласуется с основными этапами системного расчета КРН «сверху вниз» в соответствии с иерархической структурой сети энергосистемы. Аналогичная по математической сущности задача решается и в [Л. 2 и 3], но решается в отрыве от каких-либо уже имеющихся результатов, о чем свидетельствуют в первую очередь отсутствие ссылок на «постороннюю» литературу и рекомендуемый метод построения расчетов. Между тем, алгоритм шагового метода принципиально неверен [Л. 2], а метод, предложенный в [Л. 3], не позволяет сколько-нибудь достоверно оценивать экономическую эффективность компенсации — в основу расчетов здесь положено предположение о «непрерывном» уменьшении параметров всех элементов сети (генераторов, трансформаторов, реакторов и линий) вслед за уменьшающимися в результате компенсации полными токами, что не соответствует действительности и приводит к заведомо ложным результатам.

В ошибочности шагового метода убедимся на простейшей схеме с двумя сосредоточенными реактивными нагрузками (рис. 1). Необходимо выяснить экономическую целесообразность установки в ее узлах КБ с фиксированной стоимостью. Примем обозначения, введенные в [Л. 2]: $A_{кек}$ — приведенные постоянные капиталовложения на КБ; b — стоимость 1 кВт·ч потерь электроэнергии; T — число часов работы сети за год; u — напряжение сети. С целью оперативного просмотра результатов расчетов возьмем отвлеченные численные значения этих параметров, приняв, например, их равными единице; значения остальных параметров даны в табл. 1.

Рассмотрим два варианта задачи. Согласно принятой в [Л. 2] терминологии, линии 1 и 2 схемы рис. 1 — выходные элементы узла 3, линия 3 — входной элемент. Для первого варианта имеем следующие расчетные этапы [Л. 2].

1. Определяем «предельные» мощности КБ для выходных элементов, дающие здесь максимальный эффект по снижению потерь (рассматриваем элементы в порядке убывания в них потерь):

$$Q_{K01} = -Q_1 = -2; Q_{K02} = -Q_2 = -1.$$

2. Проверяем окупаемость этих КБ согласно критерию

$$\frac{bT}{u^2} Q_{K0}^2 R > A_{кек}; \quad (1)$$

на первом выходном элементе КБ окупается, на втором — нет. Принимаем $Q_{K01} = -2$.

3. Рассматриваем «удлиненный» второй элемент с суммарным сопротивлением $R = R_2 + R_3 = 4$. На этом элементе окупается и вторая КБ. Итак, $Q_{K02} = -1$; приведенные затра-

Таблица 1

Варианты	Исходные параметры							Результаты расчёта				
	R_1	R_2	R_3	Q_1	Q_2	A_{KK}			Q_{K1}	Q_{K2}	$З$	погрешность по $З$
						узел 1	узел 2					
1	1	1	3	2	1	3,75	3,75	ШМ ОР	-2 -2,75	-1 0	7,5 5,5	45%
2	1	3	1	2	1	10	3,5	ШМ ОР	-2 0	-1 -1,25	13,5 8,25	64%
3	1	1	1	2	2	10	10	СРЭ ОР	-2 -3 0	-2 0 -3	20 16	25%

Примечание. ШМ — шаговый метод; ОР — оптимальное решение; СРЭ — сепарабельное разделение эффекта.

ты 3 после компенсации составляют 7,5 отн. ед., т. е. равны двум фиксированным стоимостям КБ.

Оптимальным же решением, полученным по алгоритму [Л. 1], является:

$$Q_{K1} = -2,75; Q_{K2} = 0; З = 5,5.$$

Во втором варианте задачи возьмем разную фиксированную стоимость КБ, что вполне естественно для батарей разной мощности. Согласно тем же расчетным этапам имеем следующие результаты. 1. $Q_{K01} = -Q_1 = -2$; $Q_{K02} = -Q_2 = -1$. 2. Обе КБ согласно критерию (1) на выходных элементах не окупаются. 3. Рассматриваем «удлиненные» элементы в порядке убывания экономического эффекта от снижения в них потерь: для первого узла этот эффект при $Q_{K01} = -2$ составляет 12 отн. ед., и данная КБ окупается. Окупается и вторая КБ, поскольку на ее «удлиненном» элементе экономия потерь составляет 4 отн. ед. Решение по шаговому методу: $Q_{K.01} = -2$; $Q_{K.02} = -1$; $З = 13,5$.

Оптимальное решение следующее: $Q_{K1} = 0$; $Q_{K2} = -1,25$; $З = 8,25$.

Результаты расчета по шаговому методу даже для простейшей схемы очень далеки от оптимальных (табл. 1). Ошибочность этого метода в том, что при проверке окупаемости КБ соответствующий эффект рассчитывается не по всей сети и не должным образом. Здесь нарушен основной принцип корректной постановки вопроса [Л. 1]: долевая эффективность каждой КБ должна рассчитываться как разница двух максимально возможных суммарных эффектов по сети в целом — с учетом оптимальной мощности данной КБ и ее отсутствия и при новых оптимальных значениях мощностей других КБ. Нельзя также рассматривать суммарный эффект по снижению потерь в сети от группы КБ как сепарабельную функцию их мощностей. Это хорошо иллюстрирует третий пример на симметричном варианте схемы рис. 1 (табл. 1). При полной компенсации суммарный эффект составляет 24 отн. ед., но попытка сопоставить с фиксированной стоимостью КБ сепарабельную долю этого эффекта — 12 отн. ед. — приводит к неверному решению: $Q_{K.01} = Q_{K.02} = -2$, $З = 20$. Оптимальное решение существенно отличается от полученного: $Q_{K1} = -3$; $Q_{K2} = 0$ (или наоборот), $З = 16$.

Рассмотрим теперь вопрос влияния на расчеты КРН потерь реактивной мощности. В последних директивных материалах по рассматриваемой проблеме [Л. 4] предписано включать в целевую функцию (приведенные затраты) указанные потери, что предполагает их какую-то стоимостную оценку. Ниже на характерной схеме показано, что данное требование ошибочно как по физической, так и по математической сути вопроса.

Рассмотрим две радиальные линии 6 кВ одинаковой длины (рис. 2), питающие два одинаковых цеховых трансформатора с одинаковой нагрузкой $P + jQ$ с $\text{tg } \varphi = 1$, которую для простоты примем неизменной во времени. Пусть для данной схемы входная реактивная мощность Q_0 варьируется во всем практически возможном диапазоне $0 \leq Q_0 \leq 2Q$. Найдем значения Q_{K1} и Q_{K2} мощностей КБ на шинах 0,4 кВ подстанций, отвечающие минимуму приведенных затрат

$$З = Ae(Q_{K1} + Q_{K2}) + b(\Delta W_1 + \Delta W_2) \quad (2)$$

при балансовом условии

$$Q_1 + Q_2 + \Delta Q(Q_{K1}, Q_{K2}) - Q_{K1} - Q_{K2} = Q_0, \quad (3)$$

где A — удельная стоимость конденсаторов; e — коэффициент ежегодных отчислений, включая нормативный; ΔQ — потери реактивной мощности, зависящие от мощностей искомых КБ (при рассмотрении частной, сугубо экономической задачи КРН, когда в центре питания сети имеется избыток реактивной мощности и поэтому отсутствует балансовое условие вида (3), потери реактивной мощности вообще не участвуют в расчете).

Решение ищем, минимизируя функцию Лагранжа:

$$\Phi = З + \lambda(\Sigma Q + \Delta Q - \Sigma Q_K - Q_0), \quad (4)$$

что дает

$$\frac{d\Phi}{dQ_{K1}} = \frac{dЗ}{dQ_{K1}} - \lambda \left(1 - \frac{d\Delta Q}{dQ_{K1}}\right) = 0; \quad (5)$$

$$\frac{d\Phi}{dQ_{K2}} = \frac{dЗ}{dQ_{K2}} - \lambda \left(1 - \frac{d\Delta Q}{dQ_{K2}}\right) = 0. \quad (6)$$

При усреднении напряжения эти уравнения имеют следующий развернутый вид

$$\frac{Ae}{2bT} - (Q_1 - Q_{K1}) \left(\frac{R_1}{u^2} + \frac{\lambda x_1}{bTu^2} \right) = \frac{\lambda}{2bT}; \quad (7)$$

$$\frac{Ae}{2bT} - (Q_2 - Q_{K2}) \left(\frac{R_2}{u^2} + \frac{\lambda x_2}{bTu^2} \right) = \frac{\lambda}{2bT}, \quad (8)$$

где λ — неопределенный множитель Лагранжа; его численное значение наряду с искомыми переменными определяется в процессе расчета, при совместном решении уравнений (7), (8) и (3).

С целью получения обобщенных закономерностей вводим экономическую константу $c = Ae/(2bT)$, расчетную константу $\Lambda = \lambda/(bT)$ и следующие относительные единицы:

$$xQ/u^2 = \Delta u^*_{p}; RQ/u^2 = \Delta u^*; q_{K1} = Q_{K1}/Q_1;$$

$$q_{K2} = Q_{K2}/Q_2; q_0 = Q_0/Q.$$

Теперь уравнения (7), (8) и (3) приобретают вид:

$$c - (1 - q_{K1})(\Delta u^*_{p1} + \Lambda \Delta u^*_{p1}) = \Lambda/2; \quad (9)$$

$$c - (1 - q_{K2})(\Delta u^*_{p2} + \Lambda \Delta u^*_{p2}) = \Lambda/2; \quad (10)$$

$$2 + \Delta u^*_{p1}[1 + (1 - q_{K1})^2] + \Delta u^*_{p2}[1 + (1 - q_{K2})^2] - q_{K1} - q_{K2} = q_0. \quad (11)$$

Численное значение c определим при следующих реальных значениях отдельных ее составляющих:

$$c = \frac{12 \text{ руб./кВ} \cdot \text{А} \cdot 0,22}{2 \cdot 0,0038 \text{ руб./кВ} \cdot \text{ч} \cdot 8760 \text{ ч}} = 0,017.$$

Анализ расчетных уравнений (7) и (8) показывает, что влияние индуктивных сопротивлений на распределение компенсирующих устройств в балансовой задаче проявляется лишь в связи с неоднородностью сети и лишь только в этой связи зависит от абсолютных значений x_i (от потерь ΔQ_i реактивной мощности). Действительно, после выноса за скобки R_i/u^2 в скобках остаются величины $\eta_i = 1 + \lambda/(bT)x_i/R_i$; если сеть однородна, т. е. $x_i/R_i = \text{const}$, то $\eta_i = \text{const}$, и распределение КБ можно вести только по величинам R_i (или только по x_i), при этом одновременно минимизируются оба вида потерь.

Добьемся максимального влияния потерь ΔQ на распределение мощностей КБ между узлами, рассмотрев теоретически предельный случай неоднородности сети на рис. 2: пусть узел 1 питается кабельной линией через понижающий трансформатор

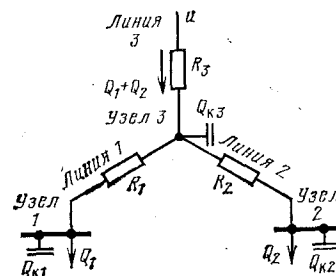


Рис. 1.

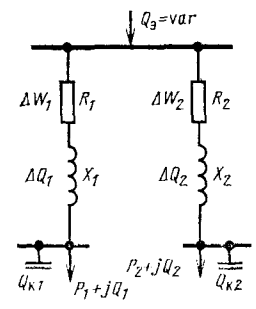


Рис. 2.

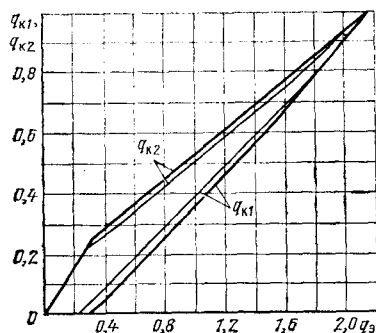


Рис. 3.

тор 6/0,4 кВ, а узел 2 — воздушной линией с таким же трансформатором, но еще и через реактор. Предположим, что сечения линий и мощность трансформаторов выбраны по натуральным полным нагрузкам. Примем следующие параметры: по трансформатору — $S_H = 1600$ кВ·А, $u_{к.т} = 5,5\%$; по реактору — $u_{к.р} = 10\%$, $I_H = 150$ А, $\Delta P_{м.р} = 7,8$ кВт; по линиям — длина 0,5 км, удельное сопротивление $\rho = 31,7$ Ом мм²/км, $x_0 = 0,4$ Ом/км; для воздушной линии $j_{01} = 1$ А/мм², для кабельной линии $j_{02} = 1,2$ А/мм². Тогда

$$\Delta u^*_{11} = \frac{(R_{л1} + R_T) Q_1}{u^2} = \frac{V \sqrt{3} j_{02} \sin \varphi \rho l \cdot 10^{-3}}{u} + \frac{\Delta P_{м.т}}{S_H} \sin \varphi = 0,011, \quad (12)$$

где учтено, что величина $k = \Delta P_{м.т}/S_H \approx 0,01$ и мало зависит от мощности трансформатора;

$$\Delta u^*_{22} = \frac{(R_{л2} + R_T + R_p) Q_2}{u^2} = \frac{V \sqrt{3} j_{01} \sin \varphi \rho l \cdot 10^{-3}}{u} + \frac{\Delta P_{м.т} + \Delta P_{м.р}}{S_H} \sin \varphi = 0,014;$$

$$\Delta u^*_{p1} = \Delta u_{к.т} \sin \varphi = 0,039;$$

$$\Delta u^*_{p2} = (\Delta u_{к.т} + \Delta u_{к.р}) \sin \varphi + \frac{x_0 l S_H \sin \varphi \cdot 10^{-3}}{u^2} = 0,116.$$

На рис. 3 жирными линиями показаны зависимости $q_{k1} = f_1(q_3)$ и $q_{k2} = f_2(q_3)$, отвечающие решению системы уравнений (9)–(11) при варьируемом балансовом условии. Для сравнения на этом же рисунке показаны аналогичные зависимости, но полученные без учета влияния потерь ΔQ на распределение КВ [в уравнениях (5) и (6) были отброшены составляющие $d\Delta Q/dQ_K$]. Отсюда видно, что увеличение суммарной мощности КВ в упрощенном расчете, равно как и отступление от минимума приведенных затрат (2), пренебрежимо мало. Можно показать, что даже в случае идеализированной неоднородности сети при $x_1 = 0$ и $R_2 = 0$ упрощенный расчет увеличивает приведенные затраты лишь на 3%.

Из приведенного анализа делаем следующие выводы. Математически корректный учет потерь реактивной мощности в расчетах КРН не требует включения в приведенные затраты дополнительных составляющих, связанных с этими потерями; последние должны включаться лишь в балансовое условие. Стоимость компенсации этих потерь учитывается стоимостью КВ. Влияние потерь реактивной мощности на распределение компенсирующих устройств ничтожно мало даже в случае предельной неоднородности сети, и им можно пренебречь. Имея в виду предыдущий вывод, заключаем, что в расчетах КРН потери реактивной мощности следует учитывать лишь в направлении их влияния на суммарную мощность компенсирующих устройств; распределение же этой мощности между отдельными узлами должно вестись только с учетом снижения потерь активной мощности и электроэнергии.

Два рассмотренных подхода и метода используют неадекватную математическую модель процесса оптимизации и поэтому не отвечают рассмотренному выше принципу целенаправленности исследований. Как показано, это приводит и к грубым ошибкам в решениях, и к неверным физическим представлениям.

В заключение следует внести ясность в вопрос, рассмотренный в обсуждаемой статье и имеющий важное значение для основательного упрощения организации расчетов КРН в энергосистеме на различных уровнях ее сетевой иерархии. В этой статье приводится неравенство (13), обеспечивающее возможность раздельного расчета КРН для рассмотренного здесь случая линии с двумя напряжениями; затем выясняется, что это неравенство можно привести к виду:

$$\sigma_H/\sigma_c \leq 0,6. \quad (13)$$

Из последующего анализа, относящегося к принятому соотношению $\sigma_H = \sigma_c$, можно, однако, сделать неверный обобщающий вывод, что при расчетах КРН в питающей сети в схему последней обязательно следует включать все без исключения распределительные сети в виде их эквивалентных сопротивлений. В [Л. 5] получен иной вывод: обязательному эквивалентированию (по величинам сопротивлений) подлежат лишь сети 20–35 кВ (и, возможно, сети 110 кВ, работающие в разомкнутом режиме), промышленные же сети 6–10 кВ можно, как правило, исключать из рассмотрения благодаря выполняемому на практике неравенству (13) с последующим решением для этих сетей локальных задач КРН по определенным алгоритмам. Убедимся на усредненных значениях σ_c , обозначающих приросты стоимости потерь от балансирующей электростанции до шин 6–10 кВ районных подстанций в оптимальном режиме компенсации, что неравенство (13) на практике в подавляющем большинстве случаев соблюдается.

В соответствии с принятыми в [Л. 6] показателями и обозначениями

$$\sigma_c = 3_{13} + 23_{23} Q = 3_{13} + 2d \operatorname{tg} \varphi_K, \quad (14)$$

где 3_{13} и d — составляющие приростов потерь, численные значения которых получены путем статистической обработки результатов расчетов по реальным энергосистемам; Q и $\operatorname{tg} \varphi_K$ — оптимальная суммарная нескомпенсированная реактивная нагрузка некоторой распределительной сети 6–10 кВ и соответствующий ей коэффициент, значение которого примем равным 0,4.

В табл. 2 даются соответствующие значения удельных приростов потерь в питающей сети для вариантов электрообеспечения районных подстанций линиями 220, 110 и 35 кВ; представленные значения рассчитаны по формуле

$$\varepsilon_c = \sigma_c/c_0,$$

где c_0 — расчетная стоимость потерь активной мощности [Л. 6].

Теперь оценим аналогичную величину $\varepsilon_H = \sigma_H/c_0$ для распределительных сетей, рассмотрим установку КВ на шинах 0,4 кВ цеховой подстанции — пусть это будет узел 1 на рис. 2. Из обобщенных уравнений (7) и (12), отвечающих выбору сечения линии и мощности трансформатора по скомпенсированной полной мощности, следует:

$$\varepsilon_H = 2\Delta u^* = 2 \left(\frac{V \sqrt{3} j_{02} \sin \varphi \rho l \cdot 10^{-3}}{u} + k \sin \varphi_K \right) \approx 0,05 \frac{l}{u} + 0,0075. \quad (15)$$

Отсюда по значениям ε_c из табл. 2 определяем критические длины кабельных линий 6–10 кВ, устанавливающие границы выполнения неравенства (13). Длины реальных фидеров значительно короче полученных значений, приведенных в той же таблице, поэтому соотношение (13) обычно выполняется с большим запасом. Здесь же даются значения ε_H для напряжений 6 и 10 кВ при длинах кабелей 300–600 м, откуда следует:

$$\sigma_H/\sigma_c \approx 0,4–0,25. \quad (16)$$

Таблица 2

Напряжение районной подстанции	ε_c , $\frac{\text{кВт}}{\text{кВ}\cdot\text{м}}$	$l_{кр}$, км		ε_H , $\frac{\text{кВт}}{\text{кВ}\cdot\text{м}}$	
		$u=6$ кВ	$u=10$ кВ	$u=6$ кВ	$u=10$ кВ
220 кВ	0,030	1,3	2,2	0,010–0,012	0,009–0,010
110 кВ	0,037	1,8	3,0		
35 кВ	0,047	2,5	4,2		

В действительности это соотношение еще меньше по причине округления мощностей трансформаторов до больших стандартных значений.

Заметим кстати, что полученный результат опровергает еще встречающееся представление о превалировании эффекта снижения потерь (в результате компенсации) в распределительной сети над аналогичным эффектом в питающей сети. Достаточно сказать, что полученный выше максимальный удельный прирост потерь в сети 6—10 кВ $\epsilon_n = 0,012 \text{ кВт}/(\text{кВ} \times \text{А})$ достигается в одних только воздушных линиях 110, 220 и 330 кВ на относительно небольших отрезках 30, 60 и 90 км (рассчитано по формуле вида (15) при $j_n = 1 \text{ А/мм}^2$ и $\text{tg } \varphi_n = 0,4$).

Соотношение (16) убеждает в устойчивой наблюдаемости неравенства (13), что в сочетании со значительной разницей удельных стоимостей высоковольтных и низковольтных конденсаторов (вызванной объективными технологическими условиями их изготовления) создает естественный раздел расчетов КРН по двум основным уровням сетевой иерархии. Стоит коротко охарактеризовать основные положения такого подхода.

Базовый расчет КРН в питающей сети, определяющий входные реактивные мощности Q_n по отдельным ее узлам, сводится к размещению высоковольтных КБ с удельными затратами $z_{в.к.}$; распределительные сети 6—10 кВ участвуют при этом лишь своими суммарными реактивными нагрузками [Л. 5]. Данный расчет ведется двумя последовательными этапами: 1-й этап — определение мощностей Q_n батарей без учета постоянных составляющих на их установку; 2-й этап — корректировка предыдущего решения по определенному алгоритму, учитывающему указанные постоянные составляющие [Л. 1].

В результате 1-го этапа расчета образуется группа i -х активных узлов (здесь $Q_{ki} > 0$, $\sigma_{ci} = z_{в.к.}$) и значительно меньшая, как показывает практика, группа j -х пассивных узлов (здесь $Q_{kj} = 0$, $\sigma_{cj} < z_{в.к.}$).

Последующий 2-й этап расчета по экономической концентрации высоковольтных КБ приводит в общем случае к появлению j -й группы узлов из числа активных, где произойдет фиксация $Q_{kj} = 0$. В остальных активных узлах i -й группы мощности КБ увеличиваются на ΔQ_{ki} . В силу обычно задаваемого балансового условия по реактивной мощности

$$\Sigma Q_{ki} \approx \Sigma \Delta Q_{ki}. \quad (17)$$



ДЕНИСЕНКО Н. А., ГОФФМАНН И., КАМИНСКИЙ В. В.

В настоящее время ведутся многочисленные исследования в области компенсации реактивной мощности (КРМ), причем есть основания полагать, что некоторые направления этих исследований не являются перспективными. Поэтому обсуждаемая статья представляется весьма своевременной и актуальной.

В данной статье анализируются некоторые выводы статьи Ю. С. Железко на основе исследований и расчетов на ЦВМ, выполненных для системы «Винницаэнерго».

О нецелесообразности уточнения оптимального состояния существующих детерминированных моделей КРМ. Исследования и расчеты показывают, что уточнение решений задачи КРМ на основе существующих детерминированных моделей не приводит к существенному повышению эффективности этих решений, и дальнейшие исследования в этом направлении нецелесообразны. Более того, эти модели могут быть в известной мере упрощены при допустимом возрастании погрешности расчета.

Пусть необходимо определить оптимальные мощности батарей статических конденсаторов (БК), при которых функция расчетных затрат $Z = f(Q_i, Q_{б.ки})$ достигает минимума при ограничениях:

$$Q_i + Q_{б.ки} = Q_{ni}; \quad (1)$$

$$Q_i \leq Q_{доп i}; \quad (2)$$

$$Q_{б.ки} \geq 0, \quad (3)$$

где $i = 1, \dots, n$; Q_i — реактивный поток в i -й ветви сети; $Q_{б.ки}$ — мощность БК в i -й нагрузочной ветви; Q_{ni} — реактивная мощность нагрузки в i -й ветви; $Q_{доп i}$ — максимально допустимое значение реактивной мощности для i -й ветви сети;

Для распределительных сетей, присоединенных к активным узлам питающей сети, решаются локальные задачи КРН по размещению низковольтных КБ с расчетными удельными затратами $\Delta z = z_{н.к.} - z_{в.к.}$ [Л. 5].

Для i -й группы распределительных сетей дополнительно рассматривается возможность переноса всей мощности Q_{ki} на шины 0,4 кВ.

В распределительных сетях, присоединенных к пассивным узлам, установка низковольтных батарей нецелесообразна.

Из приведенного алгоритма видно, что учет фактора многоэкстремальности функций приведенных затрат не отразился на построении парциальных расчетов КРН. Объясняется это следующим: концентрация высоковольтных КБ в питающей сети в силу приближенного равенства (17) мало влияет на величины приростов потерь в пассивных узлах этой сети; большой запас в выполнении неравенства (13) обеспечивает в свою очередь устойчивость неравенства $\Sigma Q_{н.к.} < Q_n$ по каждой распределительной сети; в случае переноса всей мощности высоковольтных КБ на шины 0,4 кВ в приведенном алгоритме приросты потерь по различным узлам питающей сети остаются неизменными.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ковалев И. Н., Татевосян Г. М. Один из методов компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1974, № 5.
2. Каялов Г. М. Шаговый метод расчета компенсации реактивных нагрузок в промышленной электрической сети. — Электричество, 1978, № 11.
3. Приклонский Е. Н. Размещение конденсаторных установок в распределительных сетях потребителя. — Промышленная энергетика, 1980, № 5.
4. Инструкция по компенсации реактивной мощности в сетях потребителей электроэнергии. — Промышленная энергетика, 1980, № 11.
5. Ковалев И. Н. Два метода расчета компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях. — Электричество, 1973, № 10.
6. Методика определения оптимального значения реактивной мощности, передаваемой в сеть потребителя. — М.: Изд. Минэнерго СССР, 1976. — 24 с.

определяющее ее пропускную способность по реактивной мощности; n — количество ветвей сети. Функция Z должна учитывать затраты на установку и эксплуатацию БК, а также на передачу реактивной мощности потребителю.

Весьма упрощенное решение этой задачи можно получить, заменив всю расчетную сеть одним эквивалентным сопротивлением

$$R_0 = \sum_{i=1}^n I_i^2 r_i,$$

где I_i — коэффициент существующего распределения суммарной реактивной мощности энергосистемы для i -й ветви сети; r_i — сопротивление i -й ветви.

Если принять $I_i = \text{const}$, и следовательно, $R_0 = \text{const}$, а также линейную зависимость между затратами в БК и их мощностью (что обычно всегда принимается), то определение суммарной оптимальной мощности системы $Q_c^{\text{опт}}$ сводится к решению одного линейного уравнения с одним неизвестным. Оптимальные реактивные потоки в любой ветви $Q_i^{\text{опт}}$ можно получить, используя выражение

$$Q_i^{\text{опт}} = I_i Q_c^{\text{опт}},$$

а мощность батарей конденсаторов $Q_{б.ки}$ в нагрузочных ветвях — из условия баланса:

$$Q_{б.ки} = Q_{ni} - Q_i^{\text{опт}}.$$

Такое упрощенное решение может быть легко получено с помощью ЦВМ или ручным счетом (при известных I_i), так как не требуется проведения итерационных расчетов, а ограничения (1)–(3) выполняются автоматически. Действительно, расчет базируется на заведомо реализуемом для данной сети режиме работы. Для реальных электрических сетей чаще всего $Q_c > Q_c^{\text{опт}}$ и, следовательно $Q_i^{\text{опт}} < Q_i$, а мощность $Q_{\text{б.ки}}$ — положительна.

Для случаев, когда $Q_c^{\text{опт}} \gg Q_c$, КРМ нецелесообразна, и необходимо принять $Q_{\text{б.ки}} = 0$.

При действительно оптимальной КРМ условие $I_i = \text{const}$ чаще всего нарушается, что является основным источником погрешности данного упрощенного расчета. Так, неучет удаленности от источника питания отдельных потребителей приводит к одинаковой степени их КРМ, а эквивалентное сопротивление расчетной сети, определяемое по существующему потоку распределению реактивной мощности, не соответствует точному значению оптимальной мощности системы Q_0 .

Для оценки этой погрешности использован разработанный авторами алгоритм расчета КРМ, основанный также на эквивалентировании всей расчетной сети, но свободный от указанных выше недостатков. В этом случае сопротивление R_0 определяется по минимуму потерь активной мощности на передачу по сети единичного реактивного потока. При этом коэффициенты распределения $I_i^{\text{опт}}$ не соответствуют заведомо реализуемому режиму работы данной сети и, следовательно, ограничения (1)–(3) могут нарушаться.

Сохраняя неизменной описанную выше последовательность расчета, можно добиться выполнения условий (1)–(3) путем введения в нагрузочные ветви расчетной схемы фиктивных сопротивлений r_{fi} взамен реальных. Величину r_{fi} на каждой итерации расчета можно определить по выражению

$$r_{fi} = \frac{r_i Q_i^{\text{опт}}}{Q_{ki}},$$

где $Q_i^{\text{опт}}$ — оптимальная мощность i -й ветви, полученная на предыдущей итерации расчета и не удовлетворяющая ограничениям (1)–(3); Q_{ki} — корректирующая мощность i -й нагрузочной ветви, которая принимается равной $Q_{\text{доп.и}}$ при нарушении условия (2) или Q_{ni} при нарушении условия (3).

Сравнение результатов расчета по изложенному методу и методам [Л. 1 и 2] для реальной сети 110 кВ с четырьмя подстанциями 110/35/10 кВ с учетом распределительных сетей этих подстанций показало их одинаковую точность.

Абсолютная Δ_a и относительная Δ погрешности расчета экономического эффекта от КРМ по результатам упрощенного решения в зависимости от удельных затрат на потери мощности c_0 представлены кривыми 1, 2 на рис. 1. При построении кривых за 100% принят экономический эффект от КРМ по результатам точного расчета. Ход этих кривых показывает, что значительное увеличение погрешности Δ_a происходит при одновременном резком уменьшении погрешности Δ . Такая взаимосвязь погрешностей соответствует одновременному уменьшению эффективности КРМ. Следовательно, в сетях с более высокой эффективностью КРМ значительная доля эффекта может быть получена применением упрощенных решений. Расчеты, проведенные для других сетей «Винница-энерго», подтверждают эту закономерность.

Упрощенное решение задачи КРМ, как отмечается в обсуждаемой статье, может быть существенно улучшено за счет перемещения части компенсирующих устройств (КУ) в более удаленные узлы. Кривая 3 рис. 1 показывает погрешность улучшенного таким образом решения. Численные значения этой погрешности соответствуют эффективности применения оптимизационных методов расчета КРМ и подтверждают указанные автором обсуждаемой статьи пределы этой эффективности.

В сетях с меньшей эффективностью КРМ, как показывают расчеты, эти пределы могут быть существенно большими, однако при небольшой абсолютной величине экономического эффекта от КРМ.

Таким образом, следует помнить, что в сетях со значительной степенью компенсации реактивной мощности приближенные методы могут давать значительные погрешности по 5—1245

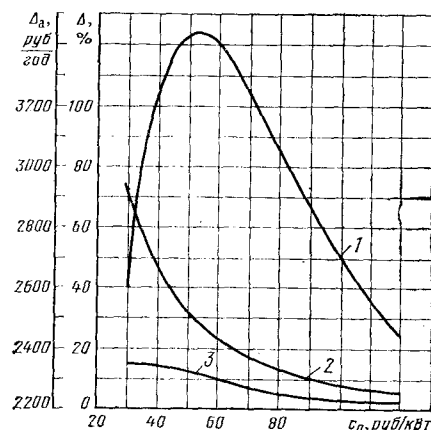


Рис. 1.

определению дополнительной КРМ, вплоть до ошибочного заключения о ее целесообразности.

Изложенное подтверждает вывод автора обсуждаемой статьи о нецелесообразности дальнейших исследований по совершенствованию математических основ поиска оптимума целевой функции для классических моделей задачи КРМ. К последним в обсуждаемой статье отнесены детерминированные и вероятностные модели КРМ, предполагающие наличие достоверной исходной информации в полном объеме.

Однако, по нашему мнению, этот вывод в полной мере следует отнести только к детерминированным моделям и методам, так как в настоящее время недостаточно исследовано влияние стохастической природы электрических нагрузок, вероятностного характера технических ограничений задачи и других переменных на результаты расчета КРМ.

Кроме того, представляются целесообразными исследованиями по созданию методов, позволяющих решать задачу КРМ совместно с выбором системы электроснабжения (проектная задача). Это особенно важно на втором этапе оптимизации при решении балансовой задачи КРМ в распределительных сетях электроустановок.

Оценка технико-экономической чувствительности задачи КРМ и неточности исходной информации.

Исследование чувствительности какой-либо модели предусматривает выяснение того, как влияет погрешность исходных данных на погрешность решения задачи. Применительно к задаче КРМ это означает выявление влияния неточности исходной информации на погрешности экономического эффекта от КРМ Δ_a , оптимальной мощности Q_k компенсирующих устройств (КУ) Δ_k , оптимальной мощности Q_0 системы по сравнению с вариантом решения по точным данным Δ_0 .

Оценка погрешностей Δ_k и Δ_0 для простейшей цепи, содержащей одно сопротивление R , приведена в обсуждаемой статье.

Решающее значение для оценки допустимости отклонения решения от наилучшего, получаемого при использовании абсолютно точной исходной информации, имеет погрешность Δ_a . Однако при оценке последней необходимо отличать расчетный δZ_p , фактический δZ_f и наибольший δZ_m экономические эффекты. Действительно, при проведении расчетов КРМ определяется расчетное значение эффекта δZ_p , в то время как в действительности при установке КУ имеет место фактический эффект δZ_f , отличный от расчетного. Это отличие может быть вызвано различными причинами (неточностью, неполнотой и недостоверностью исходной информации, неучетом в модели ряда влияющих факторов и т. п.). Из возможных причин нас в данном случае интересует только неточность исходной информации. Поэтому под δZ_p будем понимать экономический эффект, определенный по неточным исходным данным в предположении установки КУ, мощность которых найдена по этим же данным, а под δZ_f — экономический эффект, найденный по точным исходным данным в предположении установки КУ, мощность которых определена по неточной исходной информации. Очевидно, что наибольший экономический эффект δZ_m может быть получен только при установке КУ, мощность которых найдена при точном значении исходной информации. При этом оценка степени отличия любого решения от точного должна производиться по относительной по-

грешности фактического эффекта:

$$\Delta_{\phi} = \frac{\delta Z_M - \delta Z_{\phi}}{\delta Z_{\phi}}. \quad (4)$$

Эта оценка, производимая по погрешности расчетного эффекта

$$\Delta_p = \frac{\delta Z_M - \delta Z_p}{\delta Z_p},$$

даваемая в обсуждаемой и ряде других статей применительно к иным целевым функциям, может приводить к существенным погрешностям, поскольку δZ_{ϕ} и δZ_p могут значительно отличаться по величине.

Сказанное покажем на примере определения Δ_{ϕ} и Δ_p при наличии погрешности Δ_n в расчетной нагрузке для простейшей цепи с одним сопротивлением R . В таком случае

$$\delta Z_M = \frac{Rc_0}{U^2} [Q_n^2 (1 + \Delta_n)^2 - Q_0^2] - Z_k [Q_n (1 + \Delta_n) - Q_0]; \quad (5)$$

$$\delta Z_{\phi} = \frac{Rc_0}{U^2} [Q_n^2 (1 + \Delta_n)^2 - (Q_0 + Q_n \Delta_n)^2] - Z_k (Q_n - Q_0). \quad (6)$$

Обозначения величин в этих и последующих выражениях соответствуют принятым в обсуждаемой статье. Подставляя выражения (5) и (6) в (4) и учитывая, что

$$Q_0 = \frac{3_k U^2}{2Rc_0} = Q_n - Q_k = Q_n (1 - \psi), \quad (7)$$

получим после преобразований

$$\Delta_{\phi} = \frac{\Delta_n^2}{\psi (2\Delta_n + \psi)}. \quad (8)$$

Анализ этого выражения показывает, что в действительности экономический эффект от КРМ значительно менее чувствителен к погрешности Δ_n , чем это можно заключить по расчетному значению этого эффекта.

Так, для приводимых в обсуждаемой статье исходных данных $\psi=0,5$, $\Delta_n=0,1$ величина Δ_{ϕ} , подсчитанная по формуле (8), равна 0,029 вместо $\Delta_p=0,44$ в указанной статье.

Полученные результаты подтверждают значительное различие величин δZ_{ϕ} и δZ_p в данной задаче.

Величину ошибки от оценки фактического экономического эффекта по расчетному эффекту можно найти из выражения

$$\Delta_{p0} = \frac{\delta Z_{\phi} - \delta Z_p}{\delta Z_p}, \quad (9)$$

в котором δZ_p описывается уравнением

$$\delta Z_p = \frac{Rc_0}{U^2} (Q_n^2 - Q_c^2) - Z_k (Q_n - Q_c). \quad (10)$$

Подставляя (10) и (6) в (9) и учитывая (7), после некоторых преобразований получим

$$\Delta_{p0} = \frac{2\Delta_n}{\psi}. \quad (11)$$

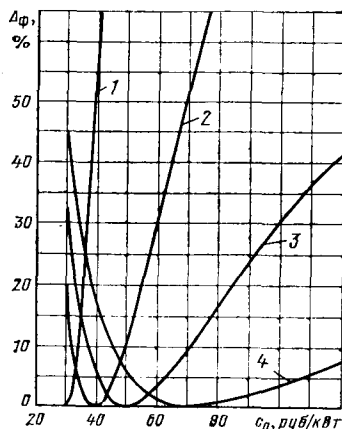


Рис. 2.

Анализ этого выражения показывает, что могут быть допущены значительные ошибки в оценке фактического эффекта от установки КУ по величине расчетного эффекта, вызванные погрешностью нагрузки. Так, при указанных выше $\psi=0,5$ и $\Delta_n=0,1$ получим $\Delta_{p0}=0,4$.

Авторами проведены расчеты КРМ для электрических сетей 110 кВ с учетом эквивалентных сопротивлений сетей нижнего уровня для двух случаев: при реальных значениях нагрузок, увеличенных на 10% ($\Delta_n=0,1$). При этом получены: $\Delta_{\phi}=0,015$; $\Delta_k=-0,12$; $\Delta_{p0}=-0,22$.

Для этих же сетей проведены расчеты с целью оценки чувствительности решений задачи КРМ к неточности удельных приведенных затрат на потери активной мощности c_0 . При этом точное значение величины c_0 изменялось в пределах от 30 до 80 руб/кВт через каждые 10 руб/кВт. Для каждого предполагаемого точного значения c_0 проводились расчеты КРМ при различных расчетных значениях c_0 , изменяемых в пределах от 30 до 120 руб/кВт и оценивались δZ_{ϕ} , δZ_p , δZ_M , суммарные мощности КУ и экономия потерь активной мощности, а также погрешности Δ_{ϕ} , Δ_k , Δ_{p0} и погрешность экономии потерь Δ_n . При совпадении точного и расчетного значений c_0 величины наибольшего, расчетного и фактического эффекта совпадали, а указанные выше погрешности оказывались равными нулю.

На рис. 2 представлены кривые зависимости погрешности Δ_{ϕ} от расчетного значения c_0 при точном значении c_0 , равном в руб/кВт: 30 — кривая 1; 40 — кривая 2; 50 — кривая 3; 70 — кривая 4.

В таблице представлены результаты расчета при одном

Расчетные значения c_0 , руб/кВт	Погрешности расчета КРМ, %			
	Δ_{p0}	Δ_{ϕ}	Δ_n	Δ_k
30	85	40,8	57	69
35	76	22,8	40	53
40	63	13,2	29,3	41
45	50	6,6	19,6	29
50	36	2,3	11,1	17,6
55	19	0,5	4,8	7,9
60	0	0	0	0
70	-42	1,3	-7,1	-13,5
80	-91	4,0	-11,8	-23,8
90	-145	7,1	-15,1	-31,6
100	-204	10,2	-17,4	-38

точном значении c_0 , равном 60 руб/кВт. При определении погрешностей, представленных в таблице и на рис. 2, за 100% принимались значения точного решения, так как при этом полученные погрешности позволяют непосредственно судить о величине отступления от наилучшего решения, которое остается неизменным для каждого точного значения c_0 при различных его расчетных значениях. Анализ кривых рис. 2 и данных таблицы показывает, что фактический экономический эффект от КРМ практически мало чувствителен к неточности c_0 при условии, что точное значение этой величины достаточно велико. Так, при точном значении $c_0=50$ руб/кВт завышение расчетного значения этой величины на 40% приводит к погрешности фактического эффекта, которая меньше 10%. Допустимая погрешность расчетной величины c_0 возрастает еще больше при увеличении точных значений этой величины. В то же время при небольшой действительной величине c_0 неточность учета ее может привести к существенному уменьшению фактического эффекта от КРМ. Так, при действительном значении $c_0=30$ руб/кВт завышение этой величины на 17% приведет к уменьшению экономического эффекта от КРМ приблизительно на столько же.

Анализ данных таблицы позволяет сделать вывод, что мощность БК и экономия потерь от их установки более чувствительны к неточности c_0 , чем фактический экономический эффект. Порядок погрешности Δ_k согласуется с оценкой автора обсуждаемой статьи, данной на примере простой радиальной линии.

Необходимо обратить внимание, что особенно существенна ошибка в оценке фактического эффекта по расчетному. Так, при расчетном значении $c_0=100$ руб/кВт фактический эффект будет отличаться от точного всего на 10,2%, в то время как расчетное значение эффекта будет завышено против действительного более чем в 3 раза. Аналитические расчеты, проведенные для других сетей «Винницаэнерго», показывают, что погрешность Δ_{p0} всегда больше погрешностей Δ_{ϕ} , Δ_n , Δ_k .

Результаты исследований показывают, что чувствительность решения задачи КРМ необходимо оценивать по фактическому эффекту от КРМ, а не по расчетному его значению. Установлено также, что нередко значительные погрешности в исходных данных задачи КРМ не оказывают существенного влияния на величину эффекта от КРМ.

Из изложенного следует, что одним из актуальных направлений дальнейших исследований в области КРМ является исследование на чувствительность задачи КРМ к неточности исходной информации. Это позволит обосновать необходимую степень точности исходных данных, а также выбрать оптимальную расчетную их величину из известного диапазона возможных значений, соответствующую минимальной погрешности расчета.

Целесообразны также исследования на устойчивость задачи КРМ к неточной реализации решения, что позволит обосновать возможные допустимые отклонения от оптимального решения. Кроме того, важным представляется исследование сов-

местного воздействия факторов неточностей решения и его реализации на отклонение результата от идеального, получаемого при абсолютно точных информации и реализации.

Таким образом, основные выводы и направления исследований, полученные и сформулированные автором обсуждаемой статьи, являются правильными и актуальными. Изложенное выше подтверждает эти выводы и уточняет некоторые положения данной статьи, а также по нашему мнению, указывает дополнительные возможные направления исследований КРМ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ковалев И. Н. Два метода компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях. — *Электричество*, 1973, № 10, с. 5—11.
2. Каялов Г. М., Молодцов В. С. Матрично-вычислительный метод анализа компенсации реактивных нагрузок сложной электрической сети. — *Электричество*, 1976, № 2, с. 17—21.



ЯРНЫХ Л. В., канд. техн. наук, ПЛОТНИЦКИЙ А. А., инж.

Предложенная для обсуждения статья посвящена актуальным вопросам компенсации реактивной мощности (КРМ) в электрических сетях. В настоящее время, как это отмечено автором, создалась ситуация, когда в большом количестве работ различными методами и, главным образом, для гипотетических, идеализированных случаев решаются многочисленные задачи, а практическое решение проблемы не может быть признано удовлетворительным. Одной из причин является недостаточное внимание к методической стороне исследований в области КРМ и их практической реализации.

Автор справедливо отмечает необходимость сосредоточения внимания на третьем (моделирование) и пятом (практическая реализация) этапах решения оптимизационной задачи. Однако успешная работа на этих этапах невозможна без совершенствования решения задачи четвертого этапа, т. е. нахождения и исследования оптимального состояния модели. Создание новых моделей требует чаще всего и новых методов оптимизации их состояния. Исследование этого состояния должно являться основой практической реализации оптимального решения, т. е. основой управления развитием и режимами электрических сетей. Таким образом, совершенствование поиска и исследования оптимального решения необходимо осуществлять с учетом специфики задачи КРМ на всех этапах.

Целесообразность системного подхода при решении вопросов КРМ не вызывает сомнений, так как экономически обоснованное значение реактивной мощности, передаваемой в тот или иной узел сети от источников реактивной мощности (РМ), генераторов станций и компенсирующих устройств (КУ), определяется величиной активных потерь на пути передачи. Предлагаемый с этих позиций подход к определению экономически целесообразной передаваемой мощности Q_0 при максимальном учете сложносвязанной сети системы и эквивалентном сопротивлении сетей потребителя R_0 является теоретически верным, но практически трудно осуществимым ввиду необозримого объема решаемой задачи, ограниченной полноты и достоверности информации. Использование при этом терминов «сеть» или «узлы энергосистемы» не учитывает того факта, что «энергосистема» является хозяйственно-территориальным понятием и совершенно недостаточно характеризует электроэнергетическую сторону проблемы оптимизации режимов. Положение особенно усложняется в условиях объединения энергосистем в ОЭС и ЕЭС СССР, когда электрические сети практически на всей территории страны связаны единством режимов.

Задачу оптимальной КРМ следует рассматривать в двух постановках: эксплуатационной и проектной. В первой из них речь идет об организации режимов работы существующих КУ по критерию минимума потерь активной мощности в сети и источниках РМ при соблюдении технических ограничений. В проектной постановке задачи оптимизируются места установки и мощности КУ по критерию минимума приведенных затрат на выработку и передачу РМ с учетом развития сети.

Для энергосистем и их подразделений каждая из задач разделяется на две подзадачи. Первые относятся к эксплуатации и проектированию сетей энергосистемы, вторые — к выработке требований энергосистемы по эксплуатации и проектированию КУ потребителей. Очевидно, что решение каждой из

этих подзадач требует специального подхода и разработки методических и директивных документов.

Различная балансовая принадлежность сетей, несогласованность проведения режимных замеров в них и постоянная изменчивость схемы, малая достоверность или полное отсутствие в энергосистеме информации как о сетях и режимах смежных систем, так и о сетях потребителей — все это вносит дополнительные, практически непреодолимые трудности в осуществлении системного решения задачи КРМ. Для средней энергосистемы расчетная схема, составленная в соответствии с требованиями [Л. 1], включает более 1000 узлов, соответствующих только линиям 6—10 кВ всех подстанций.

Для решения этих проблем предлагается эквивалентирование распределительных сетей путем замены их либо эквивалентными сопротивлениями R_0 [Л. 1], либо эквивалентными технико-экономическими характеристиками [Л. 2]. Таким образом, объем задачи ограничивается «снизу», оставаясь неограниченным «сверху». Кроме того, известно, что 30—70% эффекта при КРМ приходится на распределительные сети, т. е. именно на те, которые подвергаются эквивалентированию. Погрешность определения R_0 существенно влияет на оптимальное решение, однако в обсуждаемой статье не анализируется.

Важнейшее практическое значение для успешного решения задач оптимальной КРМ имеет разработка критериев, по которым должен определяться учитываемый при этом объем схемы любой сети (энергосистемы или потребителя). Действующее положение [Л. 1] о том, что «оптимальным считается решение, обеспечивающее минимум приведенных затрат на генерацию и распределение электроэнергии по всей системе электроснабжения в целом (от генераторов станций до шин 380—660 В распределительных трансформаторов)» следует считать невыполнимым предписанием для того, чтобы задачи КРМ вообще не решались соответствующими организациями.

Рассмотрим возможности упрощения и ограничения объема задачи КРМ с целью разработки алгоритмов, обеспечивающих ее практическое решение с требуемой точностью. Выделим в схеме электроснабжения сложносвязанную сеть и сети присоединения (разомкнутые сети энергосистемы и потребителей). В общем случае критерием экономической целесообразности установки КУ в i -м узле присоединения является выполнение соотношения

$$\frac{\Delta P_a}{\partial Q_{Ki}} + \frac{\Delta P_p}{\partial Q_{Ki}} \geq \frac{1}{c_0} \frac{\partial Z_k}{\partial Q_{Ki}}, \quad (1)$$

где ΔP_a и ΔP_p — потери мощности соответственно в замкнутой и разомкнутой сети, кВт; Q_{Ki} — мощность КУ в i -м узле, квар; Z_k — приведенные затраты на КУ, руб/квар; c_0 — удельная годовая стоимость потерь мощности и энергии, приведенная к эквивалентной стоимости потерь мощности, руб/кВт.

Обозначим правую часть выражения (1) через $\sigma_{к.у}$, величина которой, например, при установке батареи конденсаторов (БК) равна

$$\sigma_{б.к} = \frac{E_{ky}}{c_0} + \Delta P_{к.к}. \quad (2)$$

где E — суммарный коэффициент эффективности капитальных затрат на БК, 1/год; k_y — удельная стоимость БК, руб/квар; Δp_k — удельные потери в БК, кВт/квар.

Введем величину относительной погрешности $\varepsilon \ll 1$, с которой может устанавливаться равенство (1), и произведем классификацию узлов сложнотамкнутой сети по трем группам:

1. Если

$$\frac{\partial \Delta P_3}{\partial Q_{kn}} \geq \sigma_{k,y}, \quad (3)$$

то установка КУ экономически целесообразна непосредственно в узле замкнутой сети и тем более целесообразна в присоединенной к нему разомкнутой сети. Сложнотамкнутая сеть в этом случае должна учитываться полностью или эквивалентным сопротивлением

$$R_{3,3} = f(Q_n, Q_{n+1}, \dots, Q_{n+m}), \quad (4)$$

где $Q_n, Q_{n+1}, \dots, Q_{n+m}$ — реактивная мощность соответственно в данном узле n и некоторых примыкающих к нему узлов замкнутой сети.

2. Если

$$\frac{\partial \Delta P_3}{\partial Q_{kj}} \leq \varepsilon \sigma_{k,y}, \quad (5)$$

то установка КУ в узле замкнутой сети нецелесообразна, а при выборе КУ на присоединениях не требуется учета замкнутой сети энергосистемы, т. е. данный узел может рассматриваться как шина «системы» бесконечной мощности с $R_{3,3} = 0$. Таким образом, присоединенная к узлу сеть энергосистемы ограничивается «сверх», что значительно уменьшает объем задачи.

3. Если

$$\varepsilon \sigma_{k,y} < \frac{\partial \Delta P_3}{\partial Q_{kk}} < \sigma_{k,y}, \quad (6)$$

то установка КУ в узле замкнутой сети также нецелесообразна.

При выборе КУ на присоединениях замкнутая сеть учитывается эквивалентным сопротивлением

$$R_{3,k} = f(Q_k). \quad (7)$$

По мере развития основных сетей энергосистем, изменения генерируемых и потребляемых мощностей возможен переход узлов из одной в другую группу предложенной классификации. Однако поскольку мощности в узлах и параметры основной сети энергосистемы более стабильны, чем на присоединениях и значительно надежнее прогнозируются, возможно с большой достоверностью классифицировать и определять эквивалентное сопротивление системы по отношению к этим узлам. Значения Q_3 с учетом классификации следует рассматривать как промежуточный параметр, определяемый на высших ступенях иерархии (на уровне энергосистем), и используемый на нижестоящих уровнях с учетом их информационной обеспеченности.

Если для узла сложнотамкнутой сети определено значение Q_3 , меньшее, чем потребляемая в нем РМ Q , это не означает, что вопрос с КРМ в этом должен решаться однозначно путем установки в нем КУ мощностью $Q_k = Q - Q_3$. Естественно, что более целесообразна КРМ в непосредственной близости от потребителей РМ, т. е. компенсация на всем пути передачи РМ в пределах присоединения. Однако в этом случае приходится учитывать увеличение удельной стоимости КУ и ряд других факторов.

По методике [Л. 1] величина Q_3 должна определяться для узлов, соответствующих шинам 6–10 кВ подстанций

с учетом эквивалентных сопротивлений сетей потребителей; затем производится выбор КУ в сетях потребителей, обеспечивающий заданное значение входной мощности Q_3 . В предлагаемом подходе классификации узлов системы появляется возможность уточнения Q_3 для каждого потребителя без потери достоверности информации на соответствующем более высоком уровне иерархии. Очевидно также, что не все узлы сложнотамкнутой сети энергосистемы адекватны. Поэтому их классификация по степени влияния РМ узла на потери в замкнутой сети при КРМ в них на длительный период времени облегчит и упростит решение задачи в присоединенных сетях.

Автор обсуждаемой статьи справедливо выделил на первое место среди исследований в области оптимального КРМ разработку способов математического описания реальных условий функционирования энергосистем. Одним из перспективных направлений решения этой задачи является, на наш взгляд, разработка методов планирования и управления на основе обобщенных характеристик, выделения наиболее значимых факторов и определения стратегии реализации оптимальных решений в заданных диапазонах изменения условий функционирования.

Следует отметить особенность решения проектной задачи оптимизации КРМ. При определении мощности и размещения КУ должен рассматриваться режим оптимального потокораспределения, получаемый средствами регулирования с учетом ограничений. Однако в проектных задачах не могут быть точно известны параметры режимов и средств их регулирования, в связи с чем нельзя говорить о результатах оптимизации. Оптимальное токораспределение в сложнотамкнутой схеме в идеальном случае соответствует распределению по схеме активных сопротивлений (r -схеме). В связи с этим представляется целесообразным при расчете потокораспределения в такой схеме, являющегося основой для выбора КУ в ней, исходить из значений коэффициентов токораспределения, полученных для r -схемы. Выбранные таким образом КУ будут соответствовать оптимальным режимам, которые должны реализовываться средствами регулирования в условиях эксплуатации. Разработка методов расчета, основанных на таком подходе, позволяет совместно решать задачу выбора КУ и оптимизации режима средствами регулирования трансформаторов.

Выводы. 1. Необходимо разработка методов выбора и ограничения объема схемы основной сети энергосистем, учитываемой при определении КУ в распределительных сетях, а также получения эквивалентных характеристик питающих сетей. Эквивалентные характеристики должны определяться на верхних ступенях иерархии.

2. Необходимо разработка методов исследования устойчивости и чувствительности оптимальных решений по КРМ при случайных и плановых измерениях параметров схем и режимов.

3. Оптимальное потокораспределение в сложнотамкнутых сетях при решении проектной задачи КРМ целесообразно определять на основании схемы активных сопротивлений, реализуя его на стадии эксплуатации средствами регулирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Методика определения оптимального значения реактивной мощности, передаваемой в сеть потребителя. РТМ 34.70.1—76. — М.: Изд-во Минэнерго СССР, 1976.
2. Глазунов А. А., Гремяков А. А., Строев В. А. Технико-экономическое эквивалентирование электрических цепей в задачах компенсации реактивной мощности. — Электричество, 1979, № 9.

ПЕКЕЛИС В. Г.

Компенсация реактивной мощности в электрических сетях (КРМ) является основным средством снижения потерь электроэнергии и повышения качества напряжения. Поэтому неослабевающий интерес многих исследователей к проблеме КРМ представляется вполне оправданным. Характеризуя важное практическое значение этой проблемы, можно сослаться на одну из работ П. Г. Грудинского, в которой делается убедительный вывод о том, что увеличение масштабов производства и установки батарей статических конденсаторов — задача не менее важная, чем строительство атомных электростанций. Следует отметить, что по основному показателю, характеризующему насыщенность энергосистем компенсирующими

устройствами (КУ), их удельной установленной мощности у наша страна сильно отстает от развитых капиталистических стран. Несмотря на усилия, предпринимаемые в последнее время, величина γ , равная отношению суммарной мощности КУ к мощности электростанций, в большинстве отечественных энергосистем не превышает 0,25 квар/кВт, в то время как в ряде зарубежных стран она достигла 0,5–0,6 квар/кВт. Очевидно, что проводимые научные исследования должны способствовать скорейшему преодолению этого отставания, а также наиболее эффективному использованию КУ как вновь устанавливаемых, так и находящихся в эксплуатации.

Исходя из сказанного, следует, что вопросы, поднятые

в статье, весьма актуальны, а их постановка своевременна. Проведенный автором обсуждаемой статьи детальный анализ наиболее известных статей по рассматриваемой проблеме позволил ему достаточно полно и объективно охарактеризовать основные результаты выполненных исследований, сделать ряд важных выводов и обобщений. В частности, справедливо отмечается, что в опубликованных статьях основное внимание уделяется задаче оптимального размещения и выбора мощности шунтовых конденсаторных батарей (ШКБ), хотя, разумеется, проблема КРМ этим отнюдь не исчерпывается.

Вместе с тем складывается впечатление, что автор несколько недооценивает важность правильного решения оптимизационной задачи. По его мнению основной эффект от машинной оптимизации достигается за счет более рационального по сравнению с равномерным распределением суммарной мощности КУ Q_{Σ} , подлежащей установке в сетях энергосистемы, между ее нагрузочными узлами. При этом автор исходит из того, что Q_{Σ} может быть определена с приемлемой точностью только по величине потерь мощности в максимальном режиме. Автор считает также, что значительная часть указанного эффекта может быть получена без применения ЦВМ, а за счет перераспределения Q_{Σ} между нагрузочными узлами «на основании инженерного анализа охемы и режимов ее работы», т. е. на основе инженерной интуиции.

С таким мнением согласиться нельзя. Дело в том, что равномерное распределение предполагает установку ШКБ большей или меньшей мощности практически во всех без исключения нагрузочных узлах, где по техническим условиям это возможно. В результате оптимизации с учетом постоянной составляющей затрат количество батарей, подлежащих установке, обычно не превышает 40—45% первоначально намеченного. Заметим, что выделение в целевой функции постоянной составляющей стоимости батарей приводит одновременно к уменьшению их числа и увеличению единичной мощности по сравнению с равномерным распределением суммарной мощности (пропорционально нагрузке узлов). По моему мнению, правильно разместить батареи и выбрать их мощности при числе узлов сети, превышающем хотя бы 10, только на основе инженерной интуиции практически невозможно.

В известной мере альтернативой оптимизационным расчетам на ЦВМ может служить применение упрощенных инженерных методик, использующих ограниченный объем исходной информации. Эти методики должны позволять оценивать эффективность установки отдельных батарей в любой точке сети и приблизительно определять их мощность. Указанные методики могут быть основаны на допущении о равенстве степеней компенсации во всех нагрузочных узлах питающей сети, которая в общем случае является сложноразветвленной.

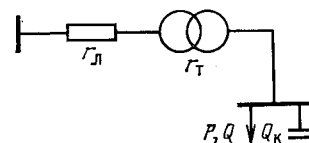
Что касается предложения автора об определении Q_{Σ} по величине потерь мощности в максимальном режиме, то и оно не лишено серьезных недостатков. Строго говоря, для определения Q_{Σ} требуется знать потери мощности в распределитель-

ной сети от передачи реактивной мощности. Эта составляющая потерь, как впрочем и полные нагрузочные потери активной мощности в распределительной сети, может быть достоверно определена лишь в результате машинного расчета. Как известно, энергосистемы располагают лишь отчетными значениями потерь энергии, причем в сетях всех напряжений. Определить по ним потери мощности в распределительной сети без выполнения вспомогательных расчетов практически невозможно. Речь может идти лишь о грубых оценках, которые могут привести к недопустимым погрешностям в определении Q_{Σ} . Из

сказанного следует, что оптимизационные задачи КРМ нельзя считать окончательно решенными в методическом плане.

Основная часть обсуждаемой статьи посвящена анализу причин погрешностей оптимизационных расчетов и качественной оценке их влияния. Эта часть не вызывает каких-либо возражений, она имеет важное самостоятельное значение и является бесспорной удачей автора. Из других положений, выдвинутых автором, определенные сомнения вызывает практическая целесообразность разработки методов оптимального размещения и выбора мощности КУ с учетом «наличия элемента неопределенности в прогнозировании развития сетей и их режимов». Это имеет определенный смысл применительно к синхронным компенсаторам, поскольку для их монтажа и ввода в эксплуатацию обычно требуется не менее двух — трех лет. По-иному обстоит дело с ШКБ даже относительно мощными. Они, как правило, сооружаются за время, не более года, а маломощные — еще быстрее. Из этого следует, что

Схема замещения радиальной линии.



оптимальная стратегия (очередность) их внедрения, рассчитываемая на этапе проектирования батарей, может потом ежегодно корректироваться с учетом изменившихся условий в энергосистеме. Для этой цели можно с успехом использовать алгоритм [Л. 1], согласно которому очередность внедрения батарей устанавливается в порядке убывания показателей их абсолютной эффективности. Последний рассчитывается по формуле:

$$e_i = (p_{\Sigma k} - p_a) + \frac{\beta_{\text{пер}} t_p Q_{ki} \sum_{j=1}^N R_{ij} Q_{kj} - p_{\Sigma} A_{ki}}{U_n^2 (A_{ki} + B_{ki} Q_{ki})}, \quad (1)$$

где $p_{\Sigma k}$ — суммарные отчисления от стоимости батарей (нормативные и амортизационные); p_a — амортизационные отчисления; $\beta_{\text{пер}}$ — удельная стоимость переменных потерь; t_p — время работы батарей; Q_{ki} — оптимальная мощность батарей, для которой определяется эффективность; Q_{kj} — оптимальная мощность остальных батарей, устанавливаемых в сети; A_{ki} — постоянная составляющая стоимости батарей; B_{ki} — удельная стоимость конденсаторов.

Наряду с нерешенными методическими вопросами, поставленными в обсуждаемой статье, существует и ряд других, на наш взгляд, не менее важных. Прежде всего, вопрос, о том, какое значение является оптимальным для отечественных энергосистем? Может ли служить ориентиром величина $\gamma = 0,5 \div 0,6$, достигнутая за рубежом? Для обоснованного ответа на этот вопрос необходимо провести специальные исследования, результаты которых можно будет использовать при планировании производства КУ. До проведения указанных исследований приходится ориентироваться на результаты оптимизационных расчетов, выполненных применительно к отдельным энергосистемам. Согласно этим расчетам $\gamma_{\text{опт}}$ не превышает $0,35 \div 0,4$. На мой взгляд, это объясняется двумя причинами. Во-первых, отношение стоимости конденсаторов к стоимости потерь (топлива) у нас значительно выше, чем в некоторых странах. Во-вторых, в отечественных энергосистемах ШКБ, как впрочем и устройства продольной компенсации, очень редко применяются для повышения пропускной способности действующих сетей и отдаления срока их реконструкции.

Если судить по целевой функции оптимизации, используемой при выборе мощности батарей, то затраты на их установку должны окупаться только за счет снижения потерь в сетях. По-видимому, этого недостаточно. Для учета эффекта от повышения пропускной способности сетей необходимо минимизировать приведенные затраты не на передачу реактивной мощности, как это делается в настоящее время, а на передачу полной мощности S , поскольку именно она определяет требуемую пропускную способность элементов сети. При этом параметры элементов сети не должны быть заранее заданными, а должны быть функционально зависимыми от оптимизируемых параметров КУ. Это, естественно, сильно усложняет задачу оптимизации. В [Л. 2] предложен метод ее решения, однако он недостаточно обоснован. Для получения искомой целевой функции запишем выражение затрат на передачу реактивной мощности для схемы, приведенной на рисунке.

$$\Delta Q = p_{\Sigma k} (A_k + B_k Q_k) + \Delta P_k Q_k \beta_{\text{пост}} t_p + \frac{(Q - Q_k)^2}{U_n^2} (r_L + r_T) \beta_{\text{пер}} t_p, \quad (2)$$

где ΔP_k — удельные потери мощности в конденсаторах; $\beta_{\text{пост}}$ — удельная стоимость постоянных потерь; r_L , r_T — сопротивление линии и трансформатора; t_p — время максимальных потерь от передачи реактивной мощности.

Выразим r_L и r_T через S и Q_k с учетом того, что

$$S = \sqrt{P^2 + (Q - Q_k)^2}. \quad (3)$$

Принимая допущение о постоянстве плотности тока j и пренебрегая дискретностью шкал сечений проводов (кабелей) и мощностей трансформаторов, можем записать:

$$r_{\text{л}} = \frac{\sqrt{3} U_{\text{л}} \rho l j}{S}; \quad (4)$$

$$r_{\text{т}} = \frac{\Delta P_{\text{т}} U_{\text{н}}^2}{S^2}, \quad (5)$$

где $\Delta P_{\text{т}}$ — потери короткого замыкания в трансформаторе, которые в свою очередь могут быть выражены с помощью регрессионной зависимости от S вида

$$\Delta P_{\text{т}} = a + bS. \quad (6)$$

Введем дополнительно в (2) отчисления от капитальных затрат на линию и трансформатор, выраженные через мощности нагрузки:

$$K_{\text{л}} = A_{\text{л}} + B_{\text{л}} S; \quad (7)$$

$$K_{\text{т}} = A_{\text{т}} + B_{\text{т}} S, \quad (8)$$

где $A_{\text{л}}$ и $A_{\text{т}}$ — постоянные, а $B_{\text{л}}$ и $B_{\text{т}}$ — переменные составляющие капитальных затрат.

Тогда с учетом (3) — (6) получим:

$$\begin{aligned} Z_{\text{с}} = & p_{\Sigma \text{к}} (A_{\text{к}} + B_{\text{к}} Q_{\text{к}}) + p_{\Sigma \text{л}} [A_{\text{л}} + B_{\text{л}} \sqrt{P^2 + (Q - Q_{\text{к}})^2}] + \\ & + p_{\Sigma \text{т}} [A_{\text{т}} + B_{\text{т}} \sqrt{P^2 + (Q - Q_{\text{к}})^2}] + \Delta P_{\text{к}} Q_{\text{к}} \beta_{\text{пост}} t_{\text{р}} + \\ & + \frac{\sqrt{3} (Q - Q_{\text{к}})^2 \rho l j \beta_{\text{пер}} \tau_{\text{р}}}{U_{\text{н}} \sqrt{P^2 + (Q - Q_{\text{к}})^2}} + \\ & + \frac{(Q - Q_{\text{к}})^2 (a + b \sqrt{P^2 + (Q - Q_{\text{к}})^2})}{P^2 + (Q - Q_{\text{к}})^2} \beta_{\text{пер}} \tau_{\text{р}}. \end{aligned}$$

Как видим, учет эффекта от повышения пропускной способности связан с введением ряда весьма грубых допущений и приводит к резкому усложнению целевой функции. Поэтому целесообразность ее изменения подлежит дополнительному исследованию.

Наконец, самого серьезного внимания заслуживают вопросы повышения эффективности использования КУ, установленных на промышленных предприятиях, особенно с учетом того, что там сосредоточена основная масса конденсаторных батарей. На наш взгляд, наиболее важными и наименее решенными являются вопросы задания режима работы батарей и контроля за его исполнением, а также вопросы рационального построения системы автоматического управления батареями, особенно на крупных предприятиях, занимающих большую территорию. Задание реактивной мощности, потребляемой (выдаваемой) предприятием в максимальном и минимальном нагрузочном режиме энергосистемы с косвенным контролем наступления этих режимов по времени суток недостаточно. Во-первых, кроме максимального и минимального, существует целая гамма промежуточных режимов, в которых реактивная мощность предприятия должна быть четко задана, исходя из условий экономичности работы сети. Во-вторых, максимальный

режим энергосистемы далеко не всегда наступает в одно и то же время. Что касается промежуточных режимов, то задание для них уставок по реактивной мощности в зависимости от времени практически невозможно. Из этого следует, что хотя использование времени в качестве параметра управления является традиционным, этот параметр имеет ряд серьезных недостатков. Значительно более удобным с точки зрения аппаратной реализации является использование в качестве параметра управления активной мощности предприятия. Заметим, что для предприятий со сложившимся технологическим процессом предлагаемый параметр сам весьма сильно зависит от времени. Окончательный выбор параметра управления может быть произведен после соответствующих исследований. Как известно [Л. 3], режим работы предприятия по реактивной мощности должен задаваться по одному или нескольким питающим вводам. Автономные регуляторы конденсаторных батарей реагируют, как правило, на местные параметры тех присоединений, к которым подключены батареи. При этом ввиду невозможности их эффективного использования указанные регуляторы во многих случаях просто выводятся из работы. Альтернативой является создание систем группового управления батареями. Измерительный орган таких систем должен подключаться к питающему вводу, а передача управляющих воздействий осуществляется по каналам дистанционного управления. Для снижения капитальных затрат на выполнение указанных каналов можно сосредоточить регулируемые батареи в непосредственной близости от питающих вводов. При этом, естественно, уменьшится размер эффекта от снижения потерь энергии во внутризаводских сетях.

На сегодняшний день не определены оптимальные соотношения мощностей регулируемых и нерегулируемых батарей, устанавливаемых в сетях энергосистем и предприятий. Вместе с тем этот вопрос имеет важное самостоятельное значение, поскольку стоимость регулируемых батарей значительно выше, а надежность — ниже. Судя по зарубежному опыту, от 30 до 50% всех батарей могут быть нерегулируемыми. Возможно, в отечественных энергосистемах с учетом широкого применения трансформаторов с РПН этот процент будет выше.

Выводы. Наряду с направлениями исследований, указанными автором статьи не менее актуальными являются:

определение оптимальной величины удельной установленной мощности компенсирующих устройств для отечественных энергосистем;

определение оптимального соотношения регулируемых и нерегулируемых конденсаторных батарей, устанавливаемых в сетях разного назначения;

разработка мероприятий по повышению эффективности использования КУ на промышленных предприятиях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пекелис В. Г., Розенберг А. Е. О размещении шунтовых конденсаторных батарей в высоковольтных распределительных сетях энергосистем. — Электричество, 1976, № 12.
2. Приклонский Е. Н., Приклонский Н. Е. Проблемные вопросы экономической эффективности компенсации реактивной мощности. — Промышленная энергетика, 1979, № 8.
3. Правила пользования электрической и тепловой энергией. — М.: Энергия, 1977.

ТИХОНОВ Ю. М., УСИХИН В. Н.

Для задачи компенсации реактивной мощности, как и любой другой технико-экономической проблемы, является характерным отсутствие полной адекватности исследуемой математической модели реальной системе, наличие погрешности определения ее параметров, почти неизбежных в экономических расчетах ошибок усреднения. В теоретическом плане компенсация реактивной мощности сводится к минимизации функционала, составляющими которого являются затраты на генерацию реактивной мощности некоторыми источниками и затраты, обусловленные передачей реактивной мощности по элементам электрических сетей, при наличии ряда ограничений энергетического и ресурсного характера. Идеальное решение вопросов компенсации могло бы быть получено посредством минимизации функционала, составленного для объединения энергосистем в целом, включая сети промышленных предприятий. Однако такой функционал ввиду наличия значительного количества искоемых переменных и накладываемых на них ограни-

чений неизбежно будет характеризовать большую систему [Л. 1], оптимизация которой в целом современными вычислительными средствами неосуществима.

Альтернативой этому является представление большой системы объединением подсистем и раздельное решение главной координирующей задачи и локальных подзадач. В терминах рассматриваемой проблемы решением главной координирующей задачи будут значения входных реактивных мощностей по предприятиям в периоды максимальных и минимальных нагрузок, а локальные подзадачи решают вопрос рациональной компенсации в сетях отдельных предприятий при известных значениях входной реактивной мощности.

Такой подход, известный как декомпозиция, является в настоящее время основным при оптимизации больших систем, поэтому двухэтапное решение задачи компенсации реактивной мощности, зафиксированное в директивных документах, методологически вполне обосновано. Необходимо, однако,

отметить, что эта обоснованность является следствием отсутствия другого приемлемого способа решения задачи, а поскольку при оптимизации подсистем некоторые общесистемные ресурсные ограничения учтены быть не могут, к результату такой оптимизации надо подходить весьма критически, ибо учет релаксационных общесистемных ограничений мог бы в ряде случаев существенно изменить решение локальной подзадачи. Последнее объясняется тем, что несмотря на значительные объемы материальных ресурсов в народном хозяйстве они все-таки конечны, и поэтому результаты оптимизации локальных подзадач, в которой минимум целевой функции зависит от количества используемых ресурсов, должен анализироваться под углом зрения ограниченности последних.

Для пояснения изложенного рассмотрим узел нагрузки с m группами разнотипных синхронных двигателей (СД), причисле СД в i -й группе, равно n_i ($i=1, 2, \dots, m$). Приведенные затраты, обусловленные генерацией СД реактивной мощности, представимы параболой вида $A_i Q_i^2 + B_i Q_i$, где A и B — постоянные коэффициенты; Q_i — текущее значение реактивной мощности СД. Поставим задачу определения оптимального режима реактивной мощности СД при условиях, что в рассматриваемом узле нагрузки возможна и установка конденсаторов мощностью Q_k , а мощность всех компенсирующих средств, определяемая разностью реактивной мощности нагрузки (без СД и конденсаторов) и значением входной реактивной мощности узла, равна Q .

Обозначив удельные приведенные затраты конденсаторов через z_k , приходим к модели

$$f = \sum_{i=1}^m n_i (A_i Q_i^2 + B_i Q_i) + z_k Q_k \rightarrow \min; \quad (1)$$

$$\sum_{i=1}^m n_i Q_i + Q_k = Q_\Sigma, \quad (2)$$

откуда оптимальные значения

$$Q_i^{\text{опт}} = \frac{z_k - B_i}{2A_i}; \quad (3)$$

$$Q_k^{\text{опт}} = Q_\Sigma - \sum n_i Q_i^{\text{опт}}, \quad (4)$$

причем для некоторых типов синхронных машин значение $Q_i^{\text{опт}}$ по (3) оказывается значительно меньше величины, соответствующей работе СД с номинальным током возбуждения [Л. 2 и 3].

Рассмотрим далее ту же задачу в масштабах народного хозяйства. Целевая функция и ограничения в таком случае примут вид:

$$F = \sum_{j=1}^k \sum_{i=1}^m n_{ij} (A_{ij} Q_{ij}^2 + B_{ij} Q_{ij}) + z_k Q_{kj} \rightarrow \min; \quad (5)$$

$$\sum_{i=1}^m n_{ij} Q_{ij} + Q_{kj} = Q_{\Sigma j}, \quad j = 1, 2 \dots k; \quad (6)$$

$$\sum_{j=1}^k Q_{kj} \leq Q_{p.k}, \quad (7)$$

где $Q_{p.k}$ — располагаемый ресурс конденсаторной мощности в народном хозяйстве; индекс $j=1, 2 \dots k$ соответствует номеру узла нагрузки.

Одно из необходимых условий минимума (5)–(7) согласно теореме Куна — Таккера [Л. 1]

$$\gamma (\sum Q_{kj} - Q_{p.k}) = 0, \quad (8)$$

где γ — множитель Лагранжа.

В оптимальном решении (5)–(7) ресурсное ограничение (7) может выполняться и как неравенство, и как равенство. В первом случае из (8) $\gamma=0$, и минимизация (5) распадается на k подзадач, причем ресурсное ограничение (7) может не учитываться. Нетрудно заметить, что в этих условиях оптимальные значения искомых величин определимы по (3) и (4) для каждого узла нагрузки. Если же в оптимальном решении (5)–(7) ресурсное ограничение (7) выполняется как равенство, то $\gamma>0$ и декомпозиция (5)–(7) на отдельные подзадачи даст неверное решение. Согласно теоремам Эверетта [Л. 1]

отличные от нуля множители Лагранжа влияют на значения искомых переменных в сторону уменьшения количества потребляемого ресурса по сравнению с решением при $\gamma=0$, т. е. учет ограниченности ресурса конденсаторной мощности в условиях рассматриваемой задачи обуславливает более полное использование компенсирующей способности СД. К сожалению, задача (5)–(7) может иметь только численное решение (получение решения в виде формул при наличии ограничений, заданных неравенствами, невозможно). Естественно, что информация об использовании ресурса в народном хозяйстве у проектной организации быть не может, решение же (5)–(7) планирующими органами также неосуществимо вследствие того, что модель (5)–(7) в масштабах народного хозяйства характеризует большую систему. Поэтому планирующими органами на основе анализа использования ресурсов должны разрабатываться директивные указания по их использованию, на основе которых проектными организациями изыскиваются лучшие варианты, что с точки зрения математики приведет к нахождению субоптимального решения.

Применительно к рассматриваемой задаче, вероятно, компенсирующая способность СД должна использоваться полностью, а в общем случае, очевидно, справедливо утверждение, что результат локальной оптимизации решения любой технико-экономической задачи, в которой используется разное количество ресурса в лучшем случае должен рассматриваться как первое приближение, которое может быть существенно изменено. Все изложенное выше предопределяет неполную адекватность исследуемой модели реальной системе, и как следствие, снижение точности результата минимизации. В этих условиях определение при исследовании единственной точки минимума функции становится нецелесообразным, поскольку некорректно приписывать абсолютную точность результату, полученному на основе неполной и заданной с определенной погрешностью информации.

Весьма перспективным является установление области устойчивости решения минимизации — области, в которой теоретические изменения исследуемой функции лежат в пределах погрешности исходной информации, и которыми в силу этого уже необходимо пренебрегать. Последнее является задачей, для решения которой эффективными могут оказаться методы теории подобия [Л. 4], ценность которых заключается в возможности определения области устойчивости решения минимизации некоторых функций, даже не зная самого значения минимума, что открывает путь к решению проблемы в условиях неполной и неточной исходной информации.

Для примера рассмотрим задачу распределения реактивных нагрузок между двумя радиальными линиями при условии, что заданы значение суммарной входной и реактивной мощности Q сопротивления линий R_1, R_2 и находится минимум

$$F = \frac{Q_1^2 R_1}{U^2} + \frac{Q_2^2 R_2}{U^2} \rightarrow \min; \quad (9)$$

при

$$Q_1 + Q_2 = Q_\Sigma. \quad (10)$$

Определяя Q из (10) и подставляя это значение в (9), получим

$$F = \frac{Q_\Sigma^2 (R_1 + R_2)}{U^2} - \frac{2Q_\Sigma Q_1 R_2}{U^2} + \frac{Q_1^2 R_2}{U^2}. \quad (11)$$

Нетрудно убедиться, что оптимальное значение $Q_{1\text{опт}}$ и соответствующее ему минимальное значение F_0 отличны от нуля, если не равны нулю величины R_1, R_2 и Q_Σ . Поэтому, вводя обозначения

$$q = \frac{Q_1}{Q_{1\text{опт}}}, \quad f = \frac{F}{F_0},$$

получим критериальное уравнение

$$f = \pi_1 q^2 - \pi_2 q + \pi_3, \quad (12)$$

где критерии подобия

$$\left. \begin{aligned} \pi_1 &= \frac{Q_{1\text{опт}}^2 (R_1 + R_2)}{U^2 F_0}; \\ \pi_2 &= \frac{2Q_\Sigma Q_{1\text{опт}} R_2}{U^2 F_0}; \\ \pi_3 &= \frac{Q_\Sigma^2 R_2}{U^2 F_0}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Оптимальное значение $Q_{1\text{опт}}$, найденное из условия минимума (11),

$$Q_{1\text{опт}} = \frac{Q_{\Sigma}}{R_1 \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)}. \quad (14)$$

С учетом (14) из (13) следует: $\pi_1 = k\pi_2$

$$k = \frac{R_2}{R_1 + R_2} \neq 1. \quad (15)$$

Иным способом критерии подобия определяются из условий:

В точке минимума при $q=1$ $f=1$, т. е.

$$\pi_1 - \pi_2 + \pi_3 = 1. \quad (16)$$

Производная $\frac{df}{dq}$ в точке минимума (при $q=1$) равна нулю, т. е.

$$2\pi_1 - \pi_2 = 0. \quad (17)$$

Решая систему (15), (16), (17), находим

$$\pi_1 = \frac{k}{(1-k)}, \quad \pi_2 = \frac{k}{(1-k)}, \quad \pi_3 = \frac{1}{(1-k)},$$

критериальное уравнение преобразуется в

$$f = \frac{k}{1-k} q^2 - \frac{k}{1-k} q + \frac{1}{1-k}, \quad (18)$$

зависящее только от параметра k . По (18) можно определить область устойчивости решения минимизации (9)–(10) при отклонении значения реактивной мощности, передаваемой по первой линии от своего оптимума. Если, например, $k=0,5$

($R_1=R_2$), то при $q=0,6$ или $q=1,4$ по (18) $f=1,16$, т. е. 40%-ное отклонение реактивной мощности, передаваемой по одной из линий, изменит значение целевой функции на величину, лежащую в пределах погрешности в исходной информации. Еще меньше изменение f будет иметь место при уменьшении k . Если в узле нагрузки имеется m радиальных линий, то оценка влияния изменения реактивной мощности, передаваемой по каждой линии, также может быть сведена к (18). В этом случае для i линий определяется значение k , а остальные $m-1$ линии заменяются одной, сопротивление которой равно эквивалентному сопротивлению заменяемых линий. Очевидно, при этом область устойчивости минимизации будет соответствовать большему возможному изменению Q отдельной линии.

Если учесть, что распределение реактивных нагрузок по магистральным схемам питания также может быть сведено к пошаговому распределению между эквивалентными радиусами, то полученный вывод о значительной области устойчивости решения может быть обобщен и на магистральных схемах.

Выводы. 1. Учет ограниченности материальных ресурсов может существенно изменить результат локальной минимизации технико-экономических задач, и в силу этого достоверность результатов такой минимизации в задачах, предполагающих различное количество использования ресурсов, очень низка.

2. Значительная пологость минимизируемых функций в задачах компенсации реактивной мощности позволяет отказаться от использования сложного математического аппарата и принимать окончательное решение с учетом соображений конструктивных, удобства в эксплуатации и т. п. без значительного уменьшения эффекта компенсации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ляндон А. С. Оптимизация больших систем. — М.: Наука, 1977.
2. Тюханов Ю. М. Об использовании синхронных двигателей для регулирования напряжения. — В кн.: Регулирование напряжения в электрических сетях. — М.: Энергия, 1968.
3. Указания по компенсации реактивной мощности. — М.: Энергия, 1974.
4. Веников В. А. Теория подобия и моделирования. — М.: Высшая школа, 1966.

ПОСПЕЛОВ Г. Е., доктор техн. наук, ФЕДИН В. Т.,
ПРОКОПЕНКО В. Г., кандидаты техн. наук

Вопросы, затронутые в статье Ю. С. Железко, актуальны. Действительно, известно большое количество методик по определению мощности и мест установки компенсирующих устройств (КУ) в электрических сетях, основывающихся на различной исходной информации, различных допущениях и условиях работы. Причем зачастую, как справедливо отмечено Ю. С. Железко, «утонченность» методов поиска оптимальных решений никак не соизмерима с погрешностью исходной информации и некорректностью допущений. Последнее объясняется отсутствием единого методологического взгляда на проблему компенсации реактивной мощности в электрических сетях энергосистем.

На наш взгляд, при разработке методик выбора мощности и мест установки КУ в электрических сетях и рекомендации той или иной методики к широкому применению в проектных и эксплуатационных организациях нужно исходить из следующего:

выбор рациональной (оптимальной) мощности, мест и очередности установки средств компенсации реактивной мощности и регулирования напряжения в электрических системах является единой задачей;

выбор КУ и средств регулирования напряжения является частью общей проектной задачи развития электрической системы и ее нельзя рассматривать изолированно от проектных решений по выбору любых других элементов и схемы развития электрической системы.

Режим напряжений и потокораспределения реактивной мощности в электрических сетях взаимосвязаны; эта взаимосвязь особенно сильна в основных сложносвязанных сетях с высокой степенью неоднородности. Причем неоднородность основных электрических сетей в течение времени быстро возрастает. Это объясняется ростом протяженности линий элек-

тропередач 330—750 кВ, которые соединяются параллельно со сложносвязанными сетями более низких напряжений.

В таких сетях на суммарные потери мощности и энергии в значительной степени влияет выбор сочетаний коэффициентов трансформации трансформаторов (автотрансформаторов) связи в замкнутых контурах и реактивные мощности источников. Правильный выбор сочетаний тех и других позволяет скомпенсировать циркулирующие по сети уравнительные мощности, улучшить режим напряжения и снизить, как следствие, потери мощности и энергии в сети. Причем, как показали расчеты, проведенные авторами для различных энергосистем при правильном выборе сочетаний коэффициентов трансформации трансформаторов связи в основных сетях энергосистем удается снизить потери в ряде случаев на 4—7%; при этом наибольший эффект в режиме максимальных и близких к нему нагрузок [Л. 1]. Подобного эффекта в снижении потерь можно добиться и с помощью установки дополнительных КУ, но такое решение, конечно, будет ошибочным, так как приведет к перерасходу народнохозяйственных средств. Таким образом, мощность и места установки дополнительных КУ в электрических сетях 35 кВ и выше следует выбирать не только с учетом действительных напряжений узлов, как справедливо отмечено в статье Ю. С. Железко, но и с учетом имеющихся и проектируемых в энергосистемах средств регулирования напряжения и реактивной мощности.

Следовательно, для выбора КУ надо использовать такие методики, которые предполагают расчеты режимов электрических сетей энергосистем.

Поскольку компенсация реактивной мощности связана с дополнительными народнохозяйственными затратами, то планирование объема выпуска КУ промышленностью и распределение КУ между энергосистемами по годам должно прово-

даться на основе оптимизационных технико-экономических расчетов, выполненных на достаточно длительную перспективу, увязанную с единым планом развития народного хозяйства страны.

Данная задача может быть решена на стадии проектирования схем развития районных энергосистем или схем развития распределительных сетей 35 кВ и выше при условии, что проекты будут выполнены одновременно для всех энергосистем, и мощность КУ будет определена не только для вновь проектируемых узлов нагрузки, но и для существующих.

По обобщенным результатам расчета требуемой мощности КУ в энергосистемах в Минэнерго может быть составлен план выпуска КУ промышленностью и через Госплан СССР передан для реализации предприятиям, выпускающим КУ.

По мере выпуска КУ промышленностью они должны централизованно распределяться между энергосистемами, а там устанавливаться на подстанциях электрических сетей энергосистем и потребителей.

При такой постановке задачи будет обеспечен максимальный народнохозяйственный эффект от компенсации, уменьшится промежуток времени между выпуском КУ заводами и установкой их в электрических сетях, облегчится и одновременно усилится контроль Минэнерго за внедрением компенсации энергосистемами, а энергосистемам и промышленным предприятиям предоставится реальный промежуток времени для приобретения и установки КУ в электрических сетях.

Расчеты же, проводимые ежегодно энергосистемой, будут лишь уточнять полученные ранее от проектных организаций результаты. Невязки в величинах разрешенной к использованию потребителям реактивной мощности, возникшие из-за отличия конфигурации и нагрузок узлов перспективной схемы от действительных, будут ликвидированы в основном за счет организационных мероприятий, проводимых энергосистемой и предприятиями по рационализации потребления реактивной мощности.

Одно из необходимых условий упорядочения организации оптимальной компенсации реактивной мощности заключается в наличии в проектных организациях методик, алгоритмов и, главное, программ для ЦВМ, пригодных для определения мощности и мест установки КУ в электрических сетях энергосистем, обладающих большим числом узлов и ветвей, сложной замкнутой конфигурацией, наличием нескольких трансформаций при передаче электрической энергии от источника к потребителю. Они должны основываться на доступной и используемой в условиях проектирования информации, позволять проводить повариантные расчеты при минимуме затрат инженерного труда на подготовку исходных данных и анализ промежуточных результатов. Причем, как справедливо требуют проектные организации, данные о схемах сетей и нагрузках в узлах, подготовленные для расчетов на ЦВМ, должны быть пригодны для расчета компенсации реактивной мощности.

Для определения мощности, мест и очередности установки КУ в описанной выше постановке задачи в Белорусском политехническом институте с участием авторов разработаны методика, алгоритм и программа на ЦВМ [Л. 2]. Алгоритм состоит из двух основных частей: оптимизации режима электрической сети за счет существующих средств регулирования напряжения и реактивной мощности и определения мощности

и мест установки КУ. Оптимизация режима за счет существующих средств регулирования производится на основе по координатного метода оптимизации [Л. 1], а для определения мощности мест и очередности установки КУ — градиентный метод. Минимизируемая функция — экономический эффект от компенсации. При расчетах осуществляется контроль режимных ограничений.

Для расчетов необходима используемая в условиях проектирования информация: схема сети, состоящая из активных и реактивных сопротивлений, проводимости линий и трансформаторов, статические характеристики нагрузки, нагрузки узлов схемы в наиболее характерных режимах, паспортные данные трансформаторов и автотрансформаторов, т. е. вся та информация, которая используется при проектировании развития сети.

Методика, алгоритм и программа проверены в многочисленных практических расчетах и, на наш взгляд, могут быть рекомендованы для применения в различных организациях.

В заключение перечислим некоторые теоретические задачи, связанные с компенсацией реактивной мощности, которые представляются актуальными в настоящее время.

1. Разработка таких методов эквивалентирования электрических сетей при выборе КУ, чтобы расчеты велись для подсистем основных сетей энергосистем и распределительных сетей 35—110 кВ с учетом их полной схемы, имеющихся и проектируемых средств регулирования напряжения и реактивной мощности, и приближенном учете подсистемы распределительных сетей 0,4—10 кВ, причем учет сетей 0,4—10 кВ целесообразно проводить на основе методов корреляции и регрессии, без расчета их режимов.

2. Разработка методик, алгоритмов и программ для ЦВМ выбора КУ с учетом ремонтных и послеварийных режимов энергосистемы. В настоящее время детальные проработки по этому вопросу отсутствуют, а вместе с тем «Указания по компенсации реактивной мощности в распределительных сетях» требуют решения этого вопроса.

3. Развитие вероятностных методов оптимизации размещения КУ и соответствующих вероятностных методов определения активных и реактивных нагрузок узлов энергосистемы.

4. Разработка программ для ЦВМ с реализацией методов расчета КУ, наиболее полно удовлетворяющих проектные и эксплуатационные организации.

5. Совершенствование методики выбора КУ с учетом наличия в энергосистемах линий сверхвысокого напряжения, наличия электромеханических преобразователей частоты, линий электропередач постоянного тока, сверхпроводящих линий в системах электроснабжения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федин В. Т., Прокопенко В. Г. Планирование характерных режимов электрических сетей 110—750 кВ по напряжению и реактивной мощности. — Электрические станции, 1977, № 12.

2. Федин В. Т., Прокопенко В. Г. Алгоритм и программа на ЭЦВМ определения оптимальной компенсации реактивных нагрузок узлов электрической сети. — Изв. вузов. Энергетика, 1978, № 10.

КАЗАНЦЕВ В. Н., канд. техн. наук

В статье Ю. С. Железко рассмотрено с разной степенью проработки множество аспектов проблемы выработки, передачи и распределения реактивной мощности. Вся проблема названа компенсацией реактивной мощности, что, безусловно, не может быть единственной целью при решении задачи в общем системном плане.

Система экономических взаимоотношений между энергосистемой и потребителем предусматривает плату за электроэнергию и компенсацию затрат на выработку и передачу реактивной мощности от источника к потребителю, т. е. потребитель должен или выработать реактивную мощность в размере его потребности или компенсировать расходы энергосистемы на выработку и передачу реактивной мощности от источника до потребителя. В этом семантический смысл компенсации реактивной мощности потребителем.

Назначением энергосистемы является выработка электрической энергии и передача ее потребителю при соблюдении

определенных требований по качеству электроэнергии и надежности электроснабжения. Естественно, что функционирование энергосистемы должно проходить при минимальных издержках на выработку, передачу и распределение энергии. В комплексе этих задач может быть выделена задача оптимального размещения источников реактивной мощности и их оптимальной загрузки для обеспечения минимума затрат на выработку и передачу электроэнергии при поддержании параметров электроэнергии в пределах ГОСТ.

Решение этой задачи проводится на различной методической основе при проектировании развития системы (уровень временной иерархии, получивший основное внимание в статье Железко Ю. С.) и для оперативной оптимизации загрузки источников реактивной мощности или планирования режима на краткосрочный период (эксплуатационная постановка задачи). Взаимосвязь ее с общей задачей увеличения эффективности энергосистемы происходит через общий критерий миниму-

ма затрат или временные (иногда отраслевые) критерии, носящие характер ограничений (минимум расхода топлива, минимум цветного металла, минимум трудовых ресурсов и т. д.).

Эксплуатационная задача должна решаться одновременно с задачами регулирования напряжения в сети, уменьшения технологического расхода на передачу энергии (потерь энергии) и увеличения пропускной способности линий — все при технических ограничениях режима. Для этой цели нужна оптимизация загрузки установленных источников реактивной мощности (ИРМ) одновременно с выбором коэффициентов трансформации трансформаторов и автотрансформаторов и законов централизованного управления ими. Возможно решение задачи при одновременном использовании централизованного и децентрализованного подходов. При последнем закон управления $Q_i = f(U_i)$ должен выбирать таким, чтобы он был связан с функционалом управления системы (например, при нем потери должны быть минимальными). В случае, если режим ИРМ не влияет на режим системы, закон управления им должен выбираться таким, чтобы поддерживались локальные параметры в данном узле.

На проектном уровне при рассмотрении системы в развитии система проектируется на работу с определенными параметрами при заданной экономичности функционирования или при оптимальном распределении выделенных капиталовложений. Но при росте нагрузок, появлении новых, изменений и структуры нагрузок требуется реконструкция сети. В зависимости от степени отклонения параметров режима сети от установленных норм возможны различные варианты мероприятий по реконструкции сети. Одним из них может быть уменьшение реактивной мощности, передаваемой по линии. В этом случае задача выбора и размещения ИРМ должна решаться с учетом необходимой мощности ИРМ в каждой сети для поддержания нужного напряжения сети. В результате решения этой задачи должны быть установлены нерегулируемые (базовые) ИРМ, позволяющие поддерживать общий требуемый уровень напряжения в сети и регулируемые ИРМ для регулирования напряжения. Видимо, при развитии сети соотношение между регулирующими и нерегулируемыми ИРМ будет изменяться. На проектном уровне также надо решить вопрос о доле нестационарных ИРМ, которые можно будет переместить при изменениях схемы сети, появлении глубоких выводов, переводе линии на более высокое напряжение и т. п.

Различное назначение ИРМ определяет и различные критерии оценки их эффективности. Видимо, ИРМ, предназначенные для работы в базе, увеличения уровня напряжения в сети и увеличения пропускной способности линии, могут быть обоснованы уменьшением потерь в сети, снижением ущерба от отклонений напряжения у всех потребителей, в то время как для регулируемых ИРМ это и уменьшение потерь, и повышение качества энергии, и уменьшение отклонений напряжений в этом узле. Главная задача — распределить ИРМ по пути передачи энергии оптимально, по критерию минимума затрат на выработку, передачу и распределения энергии.

Для оценки перспективности проработок желательно рассмотреть тенденции в изменении тех или иных характеристик работы сети. В рамках этой статьи целесообразно обратить внимание на следующие тенденции, оказывающие влияние на решение в настоящее время.

В статье Железко Ю. С. рассматривается широкий круг вопросов, связанных с экономической целесообразностью компенсации реактивной мощности в электрических сетях, и затрагивается очень важная проблема определения направлений дальнейших исследований в этой области. По своему содержанию статья является обобщенным обзором состояния проблемы. По значимости данной научно-технической проблемы, длительности исторических сроков ее изучения и крайней многочисленности публикаций следует признать весьма своевременным и актуальным выполнение такого обзора и его публикацию. Это будет способствовать большей эффективности проведения и внедрения последующих исследований по компенсации реактивной мощности в электрических системах.

Следует согласиться с автором, что, действительно, в большинстве исследований в области компенсации реактивной мощности (КРМ) разрабатываются методы нахождения оптималь-

1. Происходит постепенное удаление источников реактивной мощности от потребителей. В настоящее время основным источником реактивной мощности (60—80% установленной мощности) являются генераторы. При существующей концепции укрупнения генераторов и электростанций они подключаются к сети высокого и сверхвысокого напряжения, т. е. как бы удаляются от потребителя. Учитывая тот факт, что значительная часть реактивной мощности теряется при передаче из сети одного напряжения в другую, оказывается нецелесообразной передача реактивной мощности от генераторов до потребителя и, следовательно, целесообразна выработка реактивной мощности в сети на каждом напряжении.

2. Возрастает доля реактивных нагрузок потребителей и даже ее потребление в электрических сетях, так как растет число и мощность трансформаторов, растет доля поперечной проводимости в сетях 750 кВ и выше.

3. В связи с тем, что часто ИРМ используются для увеличения пропускной способности ВЛ или для подъема уровня напряжения в узле системы, они работают в базе графика нагрузки и не на полную мощность, т. е. не принимают участие в регулировке режима сети (особенно в сети низкого напряжения), хотя желательно иметь не только компенсирующий эффект, но и эффект от регулирования.

4. При низкой надежности конденсаторов обобщенная степень компенсации в целом не увеличивается и остается равной 0,18 квар/кВт.

5. Растут потери энергии при низких уровнях напряжений (особенно в сети 35—110 кВ).

6. Отсутствует «форсировка» конденсаторов, т. е. при максимальной нагрузке их регулировочная способность отрицательна.

В статье, претендующей на полноту освещенных вопросов, нет учета изменения топологии сети и стратегии развития сети. Эти вопросы, к сожалению, методически не проработаны, и их еще предстоит решать.

Естественно, что направлениями исследований остаются и повышение надежности установок, и исследование устойчивости нагрузок при наличии конденсаторных установок, и автоматизация распределения нагрузок между ИРМ при учете стоимости выработки реактивной мощности различными ИРМ и т. д.

Нельзя согласиться с мнением автора что «... в настоящее время в области поиска оптимальных решений по ИРМ при заданной схеме и заданных нагрузках отсутствуют теоретически нерешенные и в то же время практически значимые задачи». Компенсацию реактивной мощности потребителям нужно сочетать с оптимальной выработкой и потреблением реактивной мощности в сети энергосистемы. Для этой цели нужно использовать батареи статических конденсаторов (желательно с форсажем или управляемые в широком диапазоне), синхронные компенсаторы, всевозможные статические управляемые ИРМ или регулируемые реакторы. Разработки методов выбора мест их установки, оценки их эффективности определения законов управления по интегральным характеристикам при изменяющейся топологии сети и вероятностной природе процесса электропотребления находятся пока в начальной стадии как в проектной, так и в эксплуатационной постановках.



ГЛАЗУНОВ А. А., ГРЕМЯКОВ А. А., СТРОЕВ В. А., кандидаты техн. наук

ного решения. По нашему мнению это не случайно и свидетельствует о том, что разработка таких методов является не только задачей математика, так как создать наиболее целесообразный алгоритм решения, учитывающий специфические особенности решаемой задачи, может только специалист в данной области. При этом следует иметь в виду, что целью совершенствования методов решения задачи компенсации реактивной мощности является не только получение более точного результата. Не менее важной, а в некоторых случаях определяющей является задача повышения вычислительной эффективности разрабатываемых алгоритмов, т. е. уменьшение затрат машинного времени и требуемого объема оперативной памяти ЦВМ. Эта сторона задачи является весьма актуальной, например, при разработке математического обеспечения АСУ.

Проведенный в статье анализ погрешностей, вносимых как методологическими приемами, так и погрешностями исходной

информации, для простейшей схемы убедителен. Однако переносить его результаты на реальные схемы, характеризующиеся большим количеством элементов, следует с большой осторожностью. Выполнение подобного анализа для таких схем значительно усложняется и может потребовать иного методологического подхода. Поэтому значимость полученных автором результатов носит частный характер, и в данном направлении еще, видимо, предстоит большая работа.

Что касается погрешности, вносимой вследствие динамики изменения мощностей нагрузок, а также вследствие погрешностей измерений, то, по нашему мнению, задачу нужно ставить шире: не только разрабатывать методы поиска оптимального решения задачи КРМ в условиях ограниченной полноты и достоверности информации, но и формулировать требования к необходимой точности исходной информации, к точности прогнозирования нагрузок, точности измерительных систем для получения надежных решений задачи КРМ.

Автор статьи совершенно прав в том, что решение задачи КРМ независимо для распределительных и питающих сетей приводит к значительной погрешности решения. Решаться задача должна для всей системы в целом, и единственной возможностью получения такого решения для современных электрических систем является системный подход к данной проблеме. И здесь предстоит еще большая работа по рациональному эквивалентированию электрических сетей на разных иерархических уровнях, в связи с чем трудно согласиться с лессимистической оценкой автором статьи исследований типа [Л. 20] (по библиографии статьи).

Выполненный в статье анализ погрешности вследствие неучета повышения напряжения в узлах сети при размещении в ней КУ показывается, что для сетей напряжением 6—10 кВ эта погрешность мала. Этот вывод согласуется с результатами исследований, выполненных в МЭИ. Однако во избежание значительной погрешности приведенные затраты на распределительную сеть, связанные с компенсацией, должны рассчитываться по действительным уровням напряжений в узлах, отвечающих полученному размещению КУ [Л. 20].

◆◆◆

КАЯЛОВ Г. М., доктор техн. наук, ТЕРЕБАЕВ В. В., инж.

Актуальность предложенной Ю. С. Железко темы для дискуссии не вызывает сомнений; притом следует приветствовать постановку вопроса о необходимости, в принципе, внесения уточнений в ряд ранее принимавшихся исходных положений. Все же, по нашему мнению, в ведущей статье четко не указано на недостаточное внимание, уделявшееся до последнего времени главной проблеме настоящего выступления по дискуссии. Между тем, как показано ниже, недооценка самостоятельной значимости «узкой» задачи компенсации реактивных нагрузок, а именно только в рамках заводской сети 0,4—10 кВ, влечет за собой нечеткую ориентировку в направлении и конкретных путях решения комплексной проблемы экономической компенсации реактивной нагрузки (КРН) в сетях энергосистемы и промышленных сетях.

Выполнение единого строгого расчета КРН, охватывающего обе указанные категории сетей, практически неосуществимо. Поэтому предусматривается задание энергосистемой каждому подключаемому предприятию определенного значения хорошо известной величины «входной» реактивной мощности $Q_{в.з.}$, подаваемой предприятию в часы максимума. Существенно, что уравнение баланса реактивных мощностей на «входе» во внутривзаводскую сеть устанавливает прямую линейную связь между $Q_{в.з.}$ и суммарной мощностью Q_K всех батарей конденсаторов в сети предприятия.

Значения $Q_{в.з.}$ должны быть определены энергосистемой с учетом экономического эффекта КРН и по районным, и по отдельным внутривзаводским сетям, причем в последней части, очевидно, только приближенно (хотя бы путем применения для внутривзаводских сетей элементарных схем замещения). Для снижения возникающей погрешности необходимо, чтобы методика расчета КРН, осуществляемого только в пределах промышленной сети, была максимально эффективной, допуская выполнение для энергосистемы «экопресс — расчетов», позволяющих ей уточнить значения $Q_{в.з.}$.

Поскольку задаваемое энергосистемой значение $Q_{в.з.}$ должно быть экономически оптимальным (и технически приемле-

Представляется необходимым указать, что часть современных и актуальных задач КРМ в электрических системах и системах электроснабжения объектов народного хозяйства оказались вне внимания автора статьи. К числу таковых относится, в первую очередь, разработка КРМ (выбор мощности, типа, размещения компенсирующих устройств) в системах электроснабжения с резкопеременными (пиковыми) нагрузками. В таких установках актуальны и исследования КРМ в связи с несинусоидальностью потребляемых токов и, как следствие, несинусоидальностью напряжения во всей системе электроснабжения.

В обсуждаемой статье совсем не затронуты вопросы применения, выбора типа, определения мощности и размещения безынерционных регулируемых устройств КРМ (ИРМ), что не может быть обойдено вниманием в современных условиях работы и развития систем электроснабжения промышленности и транспорта.

Укажем на некоторую излишне обобщенную редакцию ряда положений статьи, когда в составе специфических задач КРМ обсуждаются или излагаются общие положения исследований и осуществления оптимизации построения и режимов работы электроэнергетических систем. К числу таковых относятся все соображения о недостаточности исходной информации о параметрах электрических систем и режимов их работы (см. пп. 1, 3 и 4 выводов). При несомненной многокритериальности характера оптимизационных задач в электроэнергетических системах вряд ли следует упоминать вопросы экологии, социальной структуры и т. п. как влияющие на решение задачи КРМ.

В целом следует отметить, что вопросы, рассмотренные автором в статье, очень актуальны. Они затрагивают очень важную проблему определения направлений дальнейших исследований в области компенсации реактивной мощности, позволяющей значительно уменьшить потери мощности и электроэнергии в электрических системах и тем самым повысить экономичность их работы. Обсуждение путей дальнейшего развития работ в этой области будет способствовать еще большей их эффективности.

Как и неразрывно связанное с ним значение Q_K , то в задачу проекта КРН промышленной сети входит в основном оптимальное распределение суммарной мощности Q_K конденсаторов в сети. При этом достаточно учитывать в расчете внутривзаводской КРН приведенные затраты по постоянной составляющей стоимости батарей конденсаторов (КБ). Кроме того, следует принять во внимание, что в процессе расчета КРН возможно снижение приведенных затрат за счет не только экономии на стоимости, но и уменьшения числа цеховых подстанций 6—10/0,4 кВ или мощностей трансформаторов на них (а также числа кабельных линий 6—10 кВ и сечений проводов сети 0,38 кВ). Например, при использовании шагового алгоритма¹ размещение КБ в промышленной сети осуществляется путем выбора очередной КБ с мощностью, равной предельной $Q_{к0}$ для данного магистрального участка сети, с проверкой экономичности самой установки данной КБ по окупаемости постоянной составляющей ее стоимости за счет попутного снижения стоимости потерь электроэнергии, а также приведенных затрат (по указанным выше статьям). Все формулы при этом столь просты, что расчет может быть полностью выполнен вручную.

Применение шаговой структуры расчета дает здесь те же известные преимущества, что и в методе динамического программирования. При этом расчет ведется, начиная с КБ на конечных, тупиковых участках сети 0,38 кВ, имеющих наибольшую зону КРН, и идя в направлении к цеховой подстанции, а затем — к шинам ГПП, но при напряжении 6—10 кВ.

Отметим, что конденсаторы 0,38 кВ дороже, чем КБ на 6—10 кВ, однако аппаратура к последним значительно дороже; кроме того, КБ 0,38 кВ имеют значительно большую зону компенсации, включающую цеховые подстанции и сети 6—10 кВ, а потому дают значительно больший удельный эконо-

¹ Каялов Г. М. Шаговый метод расчета компенсации реактивных нагрузок в промышленной электрической сети. — Электричество, 1978, № 11.

Всесоюзное научно-техническое совещание «Состояние и перспективы развития электрической изоляции»

(19—21 ноября 1980 г., Киев)

Совещание было организовано Центральным правлением НТОЭиЭП, работало шесть секций: теории диэлектриков, высоковольтной изоляции силовых кабелей, изоляции силовых конденсаторов, изоляции силовых трансформаторов, высоковольтной изоляции электрических машин и изоляции воздушных линий и внешней изоляции электрооборудования наружной установки. К началу работы совещания был издан сборник тезисов 138 докладов. В совещании приняли участие 252 человека от 81 организации из 23 городов.

На секции теоретических вопросов и новых методов исследований электрической изоляции было заслушано 25 докладов, главным образом по вопросам, связанным с изучением электрического пробоя и старения электрической изоляции. Большой интерес вызвали доклады, представленные Ю. Н. Вершининым, М. П. Тонконовым, В. Я. Ушаковым по результатам исследования процесса развития пробоя в твердых и жидких диэлектриках с использованием высокоскоростной оптической системы регистрации. Исследованы оптическими методами начальные стадии электрического старения полимеров (В. Я. Ушаков и др.), начальные стадии пробоя жидкостей (Ю. Н. Вершинин и др.), развитие канала пробоя в твердых диэлектриках (М. П. Тонконогов). Доклад С. Н. Койкова (на пленарном заседании) был посвящен анализу принципиальных основ статистической обработки данных, характеризующих срок службы и надежность электрической изоляции. Отмечено, в каких случаях законы распределения могут быть выведены теоретически достаточно строго, а в каких приходится подбирать теоретические законы распределения по экспериментальным данным.

Вопросам применения математической статистики и статистических моделей при оценке долговечности электрической изоляции были посвящены доклады Г. С. Кучинского (на пленарном заседании) и Е. В. Харитонов, Л. Л. Кристаллинского.

Вопросам устойчивости полимерной изоляции и действию частичных разрядов были посвящены серии докладов В. М. Кириленко и др., В. С. Дмитриевского и др. Представляют интерес данные об увеличении срока службы полимеров за счет добавок антирадов и антиоксидантов, представленные в первом докладе, В. С. Дмитриевского продолжают поиски возможностей использования представлений термофлюктуационной теории разрушения полимеров для описания процессов разрушения в электрическом поле.

Значительное количество докладов было посвящено теоретическому анализу свойств и экспериментальному исследованию композиционной неоднородной изоляции.

На основе теории протекания выполнен анализ и проведены экспериментальные исследования свойств модельных ге-

терогенных систем (Е. В. Харитонов, К. А. Бойцов), теоретически исследованы распределения полей в многослойном комбинированном диэлектрике в связи с исследованием кратковременной электрической прочности (В. В. Коготок).

Вопросам оптимального конструирования высоковольтных элементов из эпоксидных компаундов был посвящен доклад Л. Д. Гинзбурга и др.; свойства эпоксидных компаундов и изоляторов для сверхпроводящего кабеля подробно представлены в доложенной на секции работе Г. Е. Голубкова, А. Л. Петерсона и др. Оригинальная автоматическая система диагностики состояния изоляции трансформаторов, основанная на комбинации хроматографического метода и оптической спектроскопии, доложена М. Е. Иерусалимовым и др.

В двух докладах рассматривались вопросы, связанные с движением и закреплением носителей заряда в диэлектриках. В докладе М. Э. Борисовой и С. Н. Койкова рассмотрены методы и результаты изучения объемных зарядов в полимерных пленках, анализировалось влияние объемных зарядов на развитие процесса пробоя и образование дендритов. В докладе В. П. Шуваева, Б. И. Сажина, В. С. Скурихиной рассматривались проблемы изучения высоковольтной поляризации в полимерах.

В других докладах затронуты проблемы механической прочности полимерных материалов (А. И. Слуцкер, В. А. Закревский), электрического старения полимерных диэлектриков в механически нагруженном состоянии (М. А. Багиров и др.).

На секции изоляции силовых кабелей было заслушано 18 докладов; большую научную и практическую ценность представили следующие: «Результаты исследований и испытаний изоляции кабелей постоянного тока сверхвысокого напряжения» (С. Е. Глейзер — ВНИИКП), где автор изложил теоретические и экспериментальные исследования кабельных вставок в линии сверхдальних электропередач постоянного тока;

«Ток абсорбции, как критерий завершенности технологической обработки кабельной изоляции» (Л. А. Ковригин — КПИ), где сообщалось о новых методах и приборах, примененных для контроля технологии производства высоковольтных кабелей;

«Методы повышения сроков службы высоковольтных импульсных кабелей с полиэтиленовой изоляцией» (А. Н. Перфилов — НИИ 3-да Севкабель) и «Высоковольтные импульсные кабели с регламентированным сроком службы» (Н. В. Пушков).

Большой научный интерес и дискуссию вызвала серия докладов Томского политехнического института о факторах, влияющих на надежность и срок службы кабелей с резиновой изоляцией (В. С. Дмитриевский и др.).

мический эффект на 1 квар и более эффективны как средство регулирования напряжения. Отсюда следует, что для выполнения условия наиболее эффективного разделения заданной мощности Q_k всех КБ достаточно просто прекратить начатое «снизу» разделение КБ после достижения ими суммарной мощности Q_k .

При этом одна КБ предельной мощности, нерегулируемая для снижения потерь внутри смены, снижает потери в своей магистрали на 90%, в связи с чем на участке даже длинной магистрали экономична установка только одной КБ; по этой же причине эффективным по снижению потерь является лишь междусменное регулирование мощности КБ, причем оптимальная точка подключения КБ к магистрали в различные смены сохраняется.

Особого внимания заслуживает то, что выбор КБ по оптимальной — предельной мощности соответствующей магистрали

позволяет в условиях эксплуатации проверять и корректировать принятую мощность КБ при изменении нагрузок сети; для этой цели достаточно записать показания временно устанавливаемых реактивных счетчиков за несколько дней. Здесь, как и в расчетах КРН, снижение потерь энергии в результате КРН, в отличие от самих потерь, линейно связано с реактивной нагрузкой магистрали до КРН, усредненной как во времени, так и по длине зоны компенсации на магистрали.

Вопросам КРН, связанным с применением КБ, должен предшествовать расчет экономичного использования имеющихся на предприятии синхронных двигателей и генераторов, так как полному использованию их номинальной реактивной мощности может препятствовать их расположение, часто неблагоприятное для выдачи реактивной мощности в сеть (например, на удаленной насосной станции).

Участники заседания с интересом прослушали сообщение **Г. И. Мещанова** (ВНИИКП) о перспективах и путях развития мировой кабельной техники в области высоковольтных кабелей по материалам последней сессии СИГРЭ и наметили задачи развития этой техники в СССР.

На секции изоляции силовых конденсаторов было заслушано 24 доклада. Наиболее интересными и актуальными вопросами являлись: применение новых изоляционных материалов — новых видов конденсаторных бумаг, пленок, пропитывающих жидкостей (**И. Ф. Переселенцев, Е. Л. Гинзбург, Н. И. Назаров**), оптимизация структуры поля конденсаторов (**В. Г. Набока, И. Б. Оболончик**).

Необходимо также отметить доклады по надежности силовых конденсаторов, контролю качества, ускоренным испытаниям и прогнозированию ресурса (**Д. С. Варшавский, Л. А. Щебенюк, Н. П. Александрова, А. К. Манн** и др.).

В докладе «Создание импульсных конденсаторов с повышенной удельной энергией» (**Л. Т. Вехорева, Г. К. Кучинский, В. И. Рудь**) обоснована целесообразность применения материалов, обладающих повышенной диэлектрической проицаемостью и высокой электрической прочностью, также представлены исследования, позволяющие разработать высоковольтные импульсные конденсаторы с повышенной удельной энергией.

В ряде докладов были рассмотрены вопросы прогнозирования ресурса и электрической прочности силовых конденсаторов, вопросы контроля качества конденсаторов по кривым саморазряда, тепловые расчеты конденсаторов и др.

На секции изоляции воздушных линий и электрооборудования наружной установки были сделаны доклады по трем основным направлениям:

разработка и создание новых типов изоляторов и изоляционных конструкций для работы в загрязненных районах (**С. Ф. Покровский**), а также разработка и перспективы применения изоляторов из новых материалов (полимерные изоляторы, опорные конструкции из электроизоляционного бетона); требования к внешней изоляции наружной установки и разработка мероприятий по повышению ее надежности (**С. Д. Мерхалев, Е. И. Удод**);

работа изоляции в сетях 6—10 кВ и пути повышения ее надежности (**В. Г. Сантоцкий**).

На секции изоляции высоковольтных электрических машин были рассмотрены следующие вопросы: разработка и внедрение в производство новых видов изоляции для сверхмощных электрических машин и специфических условий (**А. И. Петрашко, Н. В. Александров, И. Т. Сушкова, Л. Т. Пономарев** и др.); методы и результаты исследований стойкости высоковольтной изоляции к различным старяющим факторам, дающие существенно новые представления о процессах старения диэлектриков (**А. В. Хвальковский, В. Б. Бунер, Г. А. Алексеев, Б. Д. Ваксер, Т. Ю. Баженова, Л. Д. Бобровская** и др.); роль и методы исследования частичных разрядов при старении высоковольтной изоляции; анализ опыта эксплуатации электрических машин и закономерности эксплуатационного старения для новых видов изоляции (**П. С. Кабанов, П. З. Никитин, Л. А. Белова** и др.); исследование отверждения, адгезии и других характеристик для композиционной изоляции.

На секции изоляции трансформаторов были обсуждены: современные проблемы проектирования изоляции силовых высоковольтных трансформаторов; современное состояние и перспективы совершенствования системы испытаний изоляции силовых высоковольтных трансформаторов; новые материалы для изоляции трансформаторов и новые технологические процессы ее изготовления и обработки; эксплуатационная надежность силовых высоковольтных трансформаторов и пути ее повышения.

На совещании было принято развернутое решение, содержащее 45 рекомендаций. Укажем важнейшие из них.

В области теории диэлектриков: проведение систематических исследований процессов старения электрической изоляции в различных условиях с целью уточнения физической природы этих процессов, разработки методики прогнозирования надежности изоляции и повышения ее срока службы;

продолжение исследований, направленных на поиски корреляционных связей между характеристиками частичных разрядов и сроком службы изоляции в условиях, когда старение обусловлено воздействием частичных разрядов;

расширение исследований электрического старения электроизоляционных материалов при одновременном механическом, радиационном и тепловом воздействиях;

расширение исследований процесса дендритообразования в сплошной полимерной изоляции с выяснением природы и закономерностей роста водных и электрических дендритов.

В области изоляции силовых конденсаторов:

дальнейшее совершенствование силовых конденсаторов на базе широкого внедрения в производство новейших типов изоляционных материалов (синтетических пленок, в том числе полипропилена, лавсана и др.), пропиточных масс, в том числе заменителей трихлордифенила;

расширение научно-исследовательских работ в направлениях:

исследования электрофизических процессов старения и обоснования выбора допустимых рабочих напряженностей в бумажно-пленочной и пленочной изоляции силовых конденсаторов;

разработка мероприятий по повышению надежности силовых конденсаторов;

разработки импульсных конденсаторов с высокой удельной энергией;

усовершенствования технологии изготовления бумажно-пленочных и пленочных конденсаторов;

разработки усовершенствованных методов (с применением ЭВМ) электрического и теплового расчета конденсаторов, допустимых режимов работы конденсаторов.

В области изоляции силовых кабелей: обеспечение развития производства высоковольтных кабелей с полиэтиленовой изоляцией;

проведение цикла работ по обеспечению выпуска маслонаполненных кабелей с улучшенными электрическими характеристиками.

В области электромашиностроения:

обеспечение в XI пятилетке широкого внедрения новейших достижений в области создания и увеличения выпуска мощных и сверхмощных турбогенераторов, гидрогенераторов, синхронных компенсаторов, крупных электрических машин с высокими технико-экономическими показателями, а также создание принципиально новых конструкций мощных криогенераторов;

обеспечение широкого внедрения изоляции уменьшенной толщины для стартовых обмоток турбо-, гидрогенераторов и синхронных компенсаторов с проведением комплекса необходимых исследований;

форсирование работ по изучению процессов старения высоковольтной композиционной изоляции как для создания оптимальных методик оценки долговечности новых видов изоляции, так и для разработки новых видов изоляции с комплексом заданных свойств путем исследования старения изоляции методами функциональных испытаний и статистического анализа эксплуатационных данных.

В области внешней изоляции электрооборудования наружной установки:

форсирование разработки и выпуск электрооборудования и изоляторов категории Б и В, а также аппаратов для защиты от перенапряжений, предназначенных для работы в загрязненных районах;

повышение качества и надежности линейных, опорно-стержневых и аппаратурных изоляторов, доводя их технический уровень до лучших образцов зарубежных фирм;

организация серийного выпуска конических стеклянных изоляторов на все классы механической нагрузки, а также грязеотталкивающих стеклянных и фарфоровых изоляторов.

В области изоляции силовых трансформаторов:

освоение трансформаторного оборудования для промышленных линий электропередач напряжением 1150 кВ переменного тока, ± 750 кВ постоянного тока и обновление массовых серий трансформаторов 35—110 кВ;

обеспечение широкого внедрения новейших достижений в области производства и контроля трансформаторной изоляции — жестких изоляционных деталей сложной конфигурации, тонкой очистки масла от влаги, газа и механических примесей, сушки изоляции трансформаторов в парах нефтепродуктов, испытаний изоляции трансформаторов с измерением частичных разрядов.

Березин В. Б., ученый секретарь секции
электрической изоляции ЦНТОЭиЭП

ВЛАДИМИР ИЛЬИЧ ЛЕВИТОВ

(К 60-летию со дня рождения)

Исполнилось 60 лет со дня рождения заведующего лабораторией высоковольтного газового разряда и молниезащиты Энергетического института им. Г. М. Кржижановского, доктора технических наук, профессора Владимира Ильича Левитова.

Участник Великой Отечественной войны, В. И. Левитов закончил МЭИ в 1949 г. После защиты кандидатской диссертации с 1953 г. он работает в ЭНИН им. Г. М. Кржижановского, где в 1966 г. защитил докторскую диссертацию.

В. И. Левитов выполнил общий цикл работ по созданию линий электропередачи высокого и сверхвысокого напряжения. Результаты его исследований по перенапряжениям были использованы еще в первых ЛЭП 400 и 500 кВ. Особое значение приобрели работы В. И. Левитова по исследованию коронного разряда и потерь на корону. Им были развиты методы исследования важнейших таких параметров внешней зоны короны, как распределение потенциала, плотность объемного заряда, подвижность носителей, сформулированы уточненные критериальные соотношения, позволившие выяснить условие физического моделирования короны, уточнены основные расчетные коэффициенты потерь на корону.

В. И. Левитовым совместно с академиком В. И. Попковым и В. Д. Кравченко разработан и внедрен принципиально новый антенный метод измерения потерь на корону на нагруженных ВЛ сверхвысокого напряжения. Результаты, полученные с помощью этого метода на линиях 400, 500 и 750 кВ, выявили ряд качественно новых закономерностей и позволили сформулировать статистическую методику инженерных расчетов потерь на корону. Важным следствием этих исследований явилась идея ограничения потерь на корону за счет глубокого суточного и сезонного регулирования напряжения.



Созданная В. И. Левитовым теория короны переменного тока успешно использована при решении и других важных народнохозяйственных проблем. В частности, на ее основе удалось существенно повысить эффективность дымовых электрофильтров тепловых станций и тем самым ограничить загрязнение воздушного бассейна.

В. И. Левитов участвовал в становлении отечественной электронно-ионной технологии, развитие которой способствовало резкому повышению качества продукции и производительности труда в различных областях народного хозяйства. Существенный вклад внесен им в теорию электростатических генераторов с жестким ротором, широко используемых в промышленности.

В последнее десятилетие большое место в деятельности В. И. Левитова занимают исследования физики длинной искры и молнии. Анализ накопленных экспериментальных данных позволил сформулировать ряд обобщающих выводов, касающихся лидерного механизма разряда, и подойти к оценкам

выдерживаемых напряжений многометровых воздушных промежутков. Благодаря созданной под руководством В. И. Левитова полевой станции для комплексных исследований молнии на Останкинской телебашне получены уникальные экспериментальные материалы по грозовой деятельности в окрестности высоких сооружений, на основе которых был разработан существенно новый подход к молниезащите высотных объектов, отраженный во всеоъемном и ряде ведомственных нормативных документов. Под руководством В. И. Левитова в рамках советско-вьетнамского научно-технического сотрудничества ведется большая программа исследований молниезащиты энергетических объектов в тропических и умеренных широтах.

Ряд работ В. И. Левитова посвящен разработкам изоляции газонаполненных кабелей и криогенных энергетических установок.

Научную работу проф. В. И. Левитов сочетает с педагогической деятельностью. Он воспитал плеяду научных сотрудников высшей квалификации, ряд лет работал профессором кафедры ТВН МЭИ, где под его руководством был создан новый лекционный курс «Электродинамика дисперсных систем».

В. И. Левитов является членом бюро Научно-технического Совета Главинпроект и председателем электро-энергетической секции этого Совета, членом Совета ГКНТ СМ СССР по проблеме «Криогенная электротехника и энергетика», членом Научного Совета АН СССР по комплексной проблеме «Научные основы электрофизики и электроэнергетики», Научного Совета АН СССР по проблеме «Научные основы использования сверхпроводимости в энергетике».

В. И. Левитов награжден орденом Трудового Красного Знамени, медалью «За боевые заслуги» и другими медалями. Он лауреат премии Президиума АН СССР им. П. Н. Яблочкова.

Группа товарищей

ИМЕЕТСЯ В ПРОДАЖЕ

Нормы испытания электрооборудования. Под общей редакцией С. Г. Королева. Изд. 5-е. — М.: Атомиздат, 1978 г., 170 000 экз., 1 р. 30 коп.

В книге приведены периодичность, объем и нормы испытания генераторов, электродвигателей, трансформаторов, выключателей и другого электрооборудования электрических станций и сетей.

Пятое издание «Нормы испытания электрооборудования» содержит требования к испытанию электрооборудования, в некоторой части уточненные по сравнению с требованиями Норм четвертого издания.

Книга рассчитана на инженерно-технический персонал, занятый наладкой, ремонтом и эксплуатацией электрооборудования электрических станций и сетей.

Требуйте книгу в магазинах книготорга. В случае ее отсутствия в книготорге заказ можно направить по адресам:

294000, Ужгород, ул. Шумная, 41, Закарпатский облкниготорг
443660, Куйбышев, ул. Красноармейская, 62, магазин «Техническая книга»
370005, Баку-5, ул. Фиолетова, 8, «Азеркитаб»
630091, Новосибирск-91, Красный проспект, 60, «Техника»
744000, Ашхабад, ул. Энгельса, 32, «Техническая книга».
Заказ будет выполнен наложенным платежом.

СОДЕРЖАНИЕ

Грудинский П. Г. — Первый съезд советских электротехников	1
Всесоюзному электротехническому институту имени В. И. Ленина — 60 лет	4
Железко Ю. С. — О направлениях исследований в области компенсации реактивной мощности	7
Месенжник Я. З. — Электротепловой расчет кабеля с ферромагнитными элементами и изменяющимися по длине характеристиками	13
Мамедшахов М. Э. — Об использовании нелинейных краевых задач при исследовании тепловых процессов в электрических машинах	22
Михайлов А. К. — Графоаналитический метод расчета переходных процессов в вентильном преобразователе	26
Данильчук А. А. — Расчет параметров криогенного двухобмоточного реактора	31
Ледовский А. Н. — Особенности проектирования электрических машин с цилиндрическими постоянными магнитами SmCo_5	36

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Кучинский Г. С., Лысаковский Г. Г., Монастырский А. Е., Вычужин Н. А., Печерский О. П., Смирнов Л. В. — Электрическая прочность жидких диэлектриков при	
---	--

воздействии импульсов напряжения микросекундного диапазона

Верещагин И. П., Гоник А. Е. — Влияние электрического ветра на процесс электроосаждения	
Черников Г. Б. — Управляемый статический источник реактивной мощности	

СООБЩЕНИЯ

Урусов И. Д., Галкин В. И., Юдин Ю. Б. — Применение структурной схемы для исследования динамики асинхронных двигателей с магниторезонансным подвесом ротора	
Мамедов Ф. А., Талиуко В. В. — Электродинамические усилия в обмотке статора асинхронного двигателя при переходных процессах противовключения и повторного включения	
Ковалев Ф. И., Мустафа Г. М., Завьялов В. И., Угренинов Н. А. — Стационарные процессы в стабилизированном однореакторном инверторе тока и выбор его параметров	
Тазов Г. В., Ковалев С. В. — Расчет электрических параметров бесконтактных вращающихся трансформаторов	

ДИСКУССИИ

ХРОНИКА

CONTENTS

The First Congress of Soviet Electrical Engineers — P. G. Grudinski	1
The All-Union Lenin Electrotechnical Institute is 60 Years Old	4
On Lines of Research in the Field of Reactive Power Compensation — U. S. Djelezko	7
Electrical Heat Calculations for a Cable Having Ferromagnetic Elements and Variable Characteristics Along Its Length — J. Z. Mesendjnik	13
On Application of Non-Linear Boundary Problems in Studying Thermal Processes in Electrical Machines — M. E. Mamedshakhov	22
A Graphical Method for Computing Transients in an Electronic Converter — A. K. Mikhailov	26
Calculating the Parameters of a Cryogenic Two-Winding Reactor — A. A. Danilchuk	31
Special Features in Designing Electric Machines Having Cylindrical SmCo_5 Permanent Magnets — A. N. Ledovskii	36

FROM OPERATING EXPERIENCE

The Electric Withstand Strength of Liquid Dielectrics Imposed to Microsecond Voltage Pulses — G. S. Kuchinski,	
--	--

[G. G. Lisakovski], A. E. Monastirski, N. A. Vichudjin, O. P. Pecherski, L. V. Smirnov

The Influence of an Electric Wind on the Process of Electric Precipitation — I. P. Vereschagin, A. E. Gonik	
A Controllable Static Source of Reactive Power — G. B. Chernikov	

REPORTS

Application of a Block Diagram in Studying the Dynamics of Induction Motors With Magneto resonant Suspension of the Rotor — I. D. Urusov, B. I. Galkin, U. B. Udin	
Electrodynamical Forces on the Stator Winding of an Induction Motor For Plugging and Reclosure Transients — F. A. Mamedov, V. V. Taliuko	
Steady-State Processes in a Stabilized Single-Reactor Current Inverter and Selection of Its Parameters — F. I. Kovalyev, G. M. Mustapha, V. I. Zavyalov, N. A. Ugreninov	
Calculating the Electrical Parameters of Contactless Rotating Transformers — G. V. Tazov, S. V. Kovalyev	

DISCUSSION

CHRONICLE

РЕФЕРАТЫ ПУБЛИКУЕМЫХ СТАТЕЙ

УДК 621.315.212:536.495

Электротепловой расчет кабеля с ферромагнитными элементами и изменяющимися по длине характеристиками. Мессенжик Я. З. — «Электричество», 1981, № 10.

Изложена теория определения электротеплофизических характеристик и допустимого тока кабелей с ферромагнитными токопроводящими элементами в условиях многофакторного, изменяющегося по их длине воздействия в скважинах, позволяющая также обоснованно проектировать эти кабели и прогнозировать их поведение в скважинах с конкретными геолого-техническими условиями. Расчеты учитывают частотную и температурную зависимости магнитной проницаемости применяющихся в кабелях специальных сталей. Библ. 13.

УДК 621.313.017.71.001.24

Об использовании нелинейных краевых задач при исследовании тепловых процессов в электрических машинах. Мамедшахов М. Э. — «Электричество», 1981, № 10.

Изменение рабочих температур активных узлов конструкций электрических машин в широком диапазоне в общем случае при различных режимах преобразования энергии приводит к изменениям теплофизических параметров и удельного электрического сопротивления материалов этих узлов, коэффициентов теплоотдачи с ограничивающих поверхностей, а также пространственно-временной конфигурации внутренних источников потерь. Пренебрежение этими изменениями и расчет температур на основе линейных краевых задач приводит к недопустимо большим погрешностям конечных результатов. Для исключения этих погрешностей предлагается расчет температур на основе аппаратного интегрирования нелинейных краевых задач. Библ. 13.

УДК 621.314.1.018.782.3.001.24

Графоаналитический метод расчета переходных процессов в вентильном преобразователе. Михайлов А. К. — «Электричество», 1981, № 10.

Изложен метод расчета, позволяющий по вычисленным общим кривым изменения тока вентилей рассчитывать переходные процессы в цепях вентильного преобразователя, вызванные изменением любого параметра схемы по произвольному закону, в том числе с учетом активных сопротивлений системы переменного тока и нагрузки преобразователя. Библ. 3.

УДК [621.59:621.318.43].001.24

Расчет параметров криогенного двухобмоточного реактора. Данилюк А. И. — «Электричество», 1981, № 10.

Приведен метод расчета переменного магнитного поля криогенного двухобмоточного реактора, обмотки которого симметрично расположены в экранированной цилиндрической области. Даны формулы для расчета важнейших параметров реактора. Библ. 7.

УДК 621.313.8.001.24

Особенности проектирования электрических машин с цилиндрическими постоянными магнитами SmCo_5 . Ледовский А. Н. — «Электричество», 1981, № 10.

Приведены выражения для определения основных размеров и параметров синхронных электрических машин с беспазовым статором и цилиндрическим постоянным магнитом на основе интерметаллических соединений кобальта с редкоземельными элементами. Проанализированы потери, вызванные вихревыми токами и неравномерными токами в обмотке. Рассмотрено влияние на массу и к. п. д. машины диаметра постоянного магнита, плотности тока в обмотке, линейной нагрузки, числа пар полюсов и индукции в стали ярма статора. Библ. 12.

УДК 621.359.48.001.24

Влияние электрического ветра на процесс электроосаждения. Верещагин И. П., Гоник А. Е. — «Электричество», 1981, № 10. Разработан метод измерения коэффициента турбулентной диффузии в активной зоне электрофильтра и получены значения этого коэффициента при наличии электрического ветра. Определено влияние электрического ветра на эффективность электроосаждения. Библ. 5.

УДК 621.313.333.001.24

Применение структурной схемы для исследования динамики асинхронных двигателей с магнитнорезонансным подвесом ротора. Урусов И. Д., Галкин В. И., Юдин Ю. Б. — «Электричество», 1981, № 10.

С помощью структурной схемы асинхронного двигателя с магнитнорезонансным подвесом в рабочем поле получены передаточные функции звеньев системы и проанализировано их влияние на динамические характеристики подвеса. Библ. 6.

УДК 621.313.333.018.782.3.001.24

Электродинамические усилия в обмотке статора асинхронного двигателя при переходных процессах противовключения и повторного включения. Мамедов Ф. А., Талюко В. В. — «Электричество», 1981, № 10.

Рассчитаны электродинамические усилия, действующие на лобовые части обмотки статора асинхронного двигателя в режимах повторного включения и противовключения.

Показано, что на эти усилия значительное влияние оказывают незатухающее поле ротора, фаза напряжения сети в момент отключения обмотки статора и неоднородность включения в сеть фазовых обмоток двигателя. Библ. 8.

УДК 621.314.572.001.24

Стационарные процессы в однореакторном инверторе тока и выбор его параметров. Ковалев Ф. И., Мустафа Г. М., Завьялов В. И., Угренинов Н. А. — «Электричество», 1981, № 10.

Получены основные алгебраические соотношения для анализа стационарных процессов в стабилизированном инверторе тока с одним реактором, совмещающим функции сглаживающего реактора и реактора компенсирующего устройства. Разработана графоаналитическая методика выбора параметров инвертора как для непрерывного, так и для прерывистого режимов работы. Проведено сравнение однореакторной схемы со схемой инвертора тока с тиристорно-реакторным компенсирующим устройством по установленной мощности реакторного и конденсаторного оборудования. Библ. 6.

УДК 621.314.214.001.24

Расчет электрических параметров бесконтактных вращающихся трансформаторов. Тазов Г. В., Ковалев С. В. — «Электричество», 1981, № 10.

Предложен алгоритм расчета на ЭВМ параметров схемы замещения бесконтактных вращающихся трансформаторов, обеспечивающий стандартное входное сопротивление.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Вертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Евсеев Б. Н. (зам. главного редактора), Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ильинский Н. Ф., Комельков В. С., Костенко М. В., Лабунцов В. А., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Лизунов С. Д., Мамиконянц Л. Г. (главный редактор), Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нетушил А. В., Рабинович С. И., Сабинин Ю. А., Слежановский О. В., Совадов С. А., Тареев В. М., Тиходеев Н. Н., Толстов Ю. Г., Федосеев А. М., Шакарян Ю. Г., Шаталов А. С., Шилин Н. В.

Научные редакторы: А. Б. Желдыбин, Б. Д. Макашкин

Адреса редакции: 103012, Москва, К-12, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.
101000, Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648

Адрес для телеграмм: МОСКВА 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Н. Н. Хотулева

Сдано в набор 14.08.81

Подписано в печать 08.10.81

T-27710

Формат 60 × 90/16

Печать высокая Усл. печ. л. 10,0

Уч.-изд. л. 13,26

Тираж 7511 экз.

Заказ 1245

Энергоиздат, 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10
Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете СССР
по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru