

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1947



ГОСЭНЕРГОИЗДАТ

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

6

ОРГАН АКАДЕМИИ НАУК СССР, МИНИСТЕРСТВА ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ СССР
И МИНИСТЕРСТВА ЭЛЕКТРОПРОМЫШЛЕННОСТИ СССР

СОДЕРЖАНИЕ

Задачи дальнейшего повышения надежности и экономичности электрических машин	3
Г. С. Плисс—О повышении качественных требований в стандартах на электрические машины	5
В. И. Калитвянский—Новые типы изоляции электрических машин	10
Е. Я. Казовский—Переходные режимы в асинхронных машинах при включениях и коротких замыканиях	19
Н. П. Ермолин—Коммутация машин постоянного тока при кратковременных перегрузках	28
А. С. Кантер—Установка двойного тока	35
В. А. Трапезников—Критерий соразмерности трансформаторов	39
С. Л. Зайенц и М. В. Костенко—Удар молнии в середину пролета троса линии электропередачи	45
Из научно-исследовательских работ. Авторефераты	
Г. Ф. Пухова—Приближенное интегрирование уравнения движения ротора	52
М. В. Мееров—Об учете малых параметров при исследовании устойчивости систем авторегулирования	55
Б. М. Яковлев—Спрямяющее число в расчетах электроприводов	59
Н. Ф. Волощенко—К вопросу о механизме барьерного эффекта	61
Л. Ф. Куликовский—Потенциометр переменного тока комплексного типа с ферродинамическим нуль-индикатором	64
Дискуссии	68
Международная конференция по сетям высокого напряжения	
И. И. Соловьев—Релейная защита в объединенной английской энергосистеме	73
Рефераты	75
Хроника	87
Библиография	94
А. М. Залесский—Учебник по технике высоких напряжений	94
М. И. Радовский—Жизнеописание М. В. Ломоносова и его труды в области электричества	96



РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Доктор техн. наук, проф. **Г. Н. Петров** (редактор), академик **А. И. Берг**,
доктор техн. наук, проф. **Ю. В. Буткевич**, доктор техн. наук, проф. **А. А. Глазунов**,
член-корр. АН СССР **М. П. Костенко**, академик **В. Ф. Миткевич**,
канд. техн. наук **И. А. Сыромятников**, инж. **А. И. Товстопалов**,
член-корр. АН СССР **М. А. Шателен**

Секретарь инж. **Я. А. Климовицкий**

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2, тел. К 4-24-80.
Адрес для корреспонденции: Москва. Главный почтамт, почтовый ящик № 648

Задачи дальнейшего повышения надежности и экономичности электрических машин

Большие масштабы работ по восстановлению и новому строительству электрических станций, значительное расширение металлургии, машиностроения, станкостроения и других отраслей промышленности, широкое развитие электрификации транспорта и возрастающее применение электроэнергии в сельскохозяйственных районах страны ставят в послевоенной сталинской пятилетке перед электропромышленностью важные задачи.

Выполнение намеченной пятилетним планом программы электрификации страны требует огромного количества разнообразного электрооборудования и в первую очередь электрических машин.

Электромашиностроительным заводам, лабораториям научно-исследовательских институтов и вузам предстоит провести напряженную творческую работу по созданию крупнейших генераторов, трансформаторов, новых серий электрических машин общего и специального назначения и широкого ассортимента различных агрегатов электромашинной автоматики.

Важнейшей задачей советского электромашиностроения является повышение надежности и экономичности электрических машин. Снижение к. п. д. электрических машин в погоне за необоснованной экономией цветных и черных металлов приводит к понижению надежности машин, к значительному возрастанию потерь в энергосистемах, большим дополнительным затратам топлива и к заметному понижению качества электрической энергии.

Эта проблема получила на страницах нашего журнала широкое освещение и обсуждение¹, на нее было обращено особое внимание на научно-технической сессии по электрическим машинам ВНИТОЭ, состоявшейся в ноябре 1946 г.² Можно с удовлетворением отметить, что Министерство электропромышленности также не прошло мимо этой проблемы и свою практическую работу по новым сериям в настоящее время ориентирует на повышение энергетических показателей электрических машин. Необходимо только проследить за тем, чтобы в процессе самой работы стремление к снижению весовых показателей машин не свело бы на-нет эти правильные установки.

Повышение экономичности и надежности электрических машин — это не только проблема

веса активных материалов и рациональной геометрии машин, это одновременно проблема качества применяемых в электромашиностроении материалов и в первую очередь изоляционных и магнитных.

В этом отношении министерствам химической промышленности, электропромышленности и черной металлургии предстоит провести большую работу. Электромашиностроительные заводы в настоящее время не обеспечены в достаточном количестве и в нужном ассортименте изоляционными материалами — лаками, стеклотканями, синтетической пленочной изоляцией, нагревостойкими силиконами и другими современными материалами. Выпускаемые Министерством черной металлургии электротехническая листовая сталь и специальные магнитные сплавы ни качественно, ни количественно не могут удовлетворить потребности советского электромашиностроения.

Уже сейчас отсутствие необходимых по качеству и количеству изоляционных и магнитных материалов препятствует повышению надежности и экономичности электрических машин и трансформаторов и лимитирует их выпуск. В ближайшие же годы сохранение такого положения может привести к исключительно тяжелым последствиям. Необходимо, чтобы министерства, составляющие электромашиностроительные заводы необходимые материалы, и в первую очередь само Министерство электропромышленности, обратили на это серьезное внимание. Проблема новых изоляционных материалов, применяемых в электромашиностроении, рассмотрена в публикуемой в настоящем номере статье В. И. Калитвянского.

Расширение ассортимента выпускаемых электрических машин, улучшение их электромагнитных и механических характеристик, создание новых автоматизированных агрегатов с помощью электрических машин со специальными характеристиками (амплидин, регулекс, рототрол, автодин и др.) требуют от заводов проведения большой технической работы в тесном контакте с лабораториями научных институтов и вузов.

Много важных, невыясненных еще вопросов имеется на пути дальнейшего развития теории электрических машин и исследования отдельных явлений, лимитирующих возможность построения надежных и экономичных машин³.

¹ Электричество, №№ 6 и 12. 1946; №№ 1 и 5, 1947.

² Электричество, № 2, 1947.

³ См., например, статью Е. Я. Казовского, «Теоретические вопросы современного электромашиностроения». Электричество, № 7, 1945.

Освоение заводами требуемого выпуска электрических машин в различных конструктивных модификациях, обеспечивающих разнообразные потребности народного хозяйства, связано с коренной перестройкой технологических процессов. От трудоемких ручных операций, несовместимых с масштабами крупносерийного производства, необходимо переходить к широкому использованию автоматов для механической обработки, литья под давлением, сборки отдельных узлов, изготовления обмоточных секций и их укладки и для ряда других операций. Успешное выполнение этой задачи связано с пересмотром конструкций машин под углом зрения уменьшения трудоемкости их изготовления и широкого применения автоматизации технологических процессов.

Одним из важных факторов дальнейшего быстрого развития электромашиностроения является проблема инженерно-технических кадров. В сравнении с довоенным современным положением с инженерно-техническими кадрами на электромашиностроительных заводах значительно ухудшилось. Министерству высшего образования совместно с Министерством электропромышленности необходимо уделить особое внимание этому участку подготовки кадров. Подготовку техников и инженеров электромашиностроителей в требуемых количествах надо организовать в районах сосредоточения заводов и в первую очередь в Свердловске, Томске, Баку.

В настоящем номере журнала публикуется ряд статей, освещающих отдельные вопросы электромашиностроения.

Статья Г. С. Плисса рассматривает проблему стандартизации электрических машин. В настоящее время многие стандарты устарели. Они требуют срочного пересмотра. Необходимо, чтобы нормы, устанавливаемые стандартами, соответствовали уровню современной техники, чтобы они обеспечивали дальнейшее повышение надежности и экономичности электрических машин.

Статьи Е. Я. Казовского и Н. П. Ермолина касаются отдельных теоретических проблем элект-

ромашиностроения. В работе Е. Я. Казовского рассматривается мало изученный теорией вопрос о переходных электромагнитных процессах в асинхронных двигателях. Развитие электропривода заставило в последнее время заняться более глубоким изучением этих процессов. Детальные исследования показали, что в переходных процессах от взаимодействия устанавливающихся магнитных полей и токов могут возникать значительные вращающие моменты, которые необходимо учитывать при конструировании двигателей и эксплуатации электроприводов.

Работа Н. П. Ермолина касается расчета коммутации машин постоянного тока при их кратковременных перегрузках. Этот вопрос исследован недостаточно, в то же время коммутация в ряде случаев лимитирует надежную работу электрических установок постоянного тока. Попытка установить количественные связи в сложных процессах коммутации заслуживает большого внимания.

Работа А. С. Кантера рассматривает возможности создания электрической установки для одновременного получения постоянного и переменного токов.

В статье В. А. Трапезникова получают дальнейшее развитие идеи автора в области рационального проектирования электрических машин и трансформаторов. В связи с проблемой снижения потерь и появлением новых более совершенных магнитных и изоляционных материалов, изменяющих установившуюся геометрию машин, вопросы рационального выбора наиболее выгодных размеров активной части машин и трансформаторов снова становятся актуальными.

Публикуемые в настоящем номере работы по вопросам электромашиностроения охватывают только часть проблем дальнейшего повышения надежности и экономичности электрических машин и трансформаторов. Перед электропромышленностью и наукой стоят в этой области многочисленные задачи, успешное разрешение которых еще более расширит возможности дальнейшей электрификации нашей страны.



О повышении качественных требований в стандартах на электрические машины

Кандидат техн. наук Г. С. ПЛИСС

Всесоюзный комитет стандартов при Совете Министров СССР

Введение. Закон о пятилетнем плане восстановления и развития народного хозяйства СССР предусматривает в 1946—1950 гг. восстано-

вление и развитие производства электрических машин при одновременном обеспечении стандартизации узлов и деталей. Закон предусматривает также широкое внедрение на электростанциях новейших типов генераторов, а в промышленность—индивидуального автоматического электропривода и постепенное введение встроенного, органически связанного с исполнительными механизмами рабочих машин, электрического привода.

Важнейшие электрические машины—генераторы и электродвигатели—выпускаются в соответствии со стандартами. Представляет интерес осветить, в каком направлении, исходя из Закона о пятилетнем плане восстановления и развития народного хозяйства СССР, должна быть пересмотрена значительная часть из действующих стандартов на электрические машины.

На 1 января 1947 г. в СССР действовали 30 стандартов на электрические машины. Из них примерно 14 должны быть в ближайшие 2—3 года пересмотрены с целью повышения качественных требований, предъявляемых к электрическим машинам.

Основной стандарт на электрические машины ГОСТ 183-41. По принятой у нас системе стандартизации электрических машин имеется основной стандарт на электрические машины, в котором включена значительная часть подпадающих к обобщению требований, предъявляемых ко всем электрическим машинам постоянного и переменного тока, независимо от их мощности (начиная с 50 W) и напряжения, и стандарты на отдельные виды электрических машин, как-то: на турбогенераторы, асинхронные электродвигатели и др., дополняющие основной стандарт. Практика показала, что эта система себя полностью оправдала, избавляет от ненужных повторов и исключает возможность противоречивых требований в стандартах к электрическим машинам.

В связи с намечаемым пересмотром ряда стандартов на электрические машины изложены соображения по вопросу о повышении качественных требований в соответствующих стандартах с целью улучшения энергетических показателей, пусковых характеристик и повышения надежности машин в эксплуатации.

ГОСТ 183-41 «Электрические машины» был введен в 1941 г. С момента его утверждения прошло шесть лет и сейчас на основании анализа

опыта напряженной эксплуатации электрических машин за время Отечественной войны в энергосистемах и в промышленных предприятиях необходимо приступить к разработке нового проекта основного стандарта на электрические машины.

Остановимся на некоторых вопросах, достойных анализа при разработке нового проекта основного стандарта на электрические машины.

1. Следует рассмотреть вопрос о целесообразности дополнения ГОСТ 183-41 рядом требований, как-то: шкалой размеров концов валов электрических машин (цилиндрических и конусных), шкалой высот центров валов, обозначениями габаритных размеров, условными графическими обозначениями и, кроме того, рядом указаний рекомендательного характера, например, терминами и определениями, формами исполнений электрических машин и их условным обозначением и т. д. Сейчас все перечисленное является предметом отдельных стандартов.

2. Необходимо тщательно проверить требования стандарта, связанные с обеспечением надежности работы электрических машин в эксплуатации, что является важнейшим и решающим показателем технического совершенства электрических машин. Например, проверить, достаточно ли время, установленное ГОСТ 183-41, в течение которого машины переменного тока должны выдерживать на испытательном стенде завода перегрузку по току на 50%. Действующим сейчас стандартом установлено для машин мощностью до 1 000 kW испытание на перегрузку по току на 50% в течение 15 sec., для машин мощностью более 1 000 kW—60 sec., а для турбогенераторов и гидрогенераторов 120 sec.

3. Необходимо также рассмотреть вопрос о кратности вращающих моментов асинхронных двигателей. Кратности максимального, начального и минимального моментов асинхронных дви-

гателей по отношению к номинальному вращающему моменту в нашем стандарте ниже, чем, например, в американском стандарте на электрические машины, принятом в 1943 г.

По американскому стандарту ASA C50—1943 кратность момента, развиваемого асинхронным многофазным двигателем продолжительного режима работы при питании от сети с номинальным напряжением, не должна быть при всех скоростях, от нуля до скорости, соответствующей номинальной нагрузке, ниже следующих значений:

Число полюсов	Кратность момента к номинальному вращающему моменту, %
2	150
4	150
6	135
8	125
10	120
12	115
14	110
16	105

Кратность начального пускового вращающего момента в процессе пуска по ГОСТ 183-41 установлена для трехфазных асинхронных короткозамкнутых двигателей (кроме крановых) не ниже 0,9, а кратность минимального вращающего момента в процессе пуска не ниже 0,6.

Кратности максимального вращающего момента по отношению к номинальному многофазных асинхронных двигателей продолжительного режима работы по американскому стандарту не должны быть ниже 2. Кратности максимального вращающего момента по отношению к номинальному моменту по нашему стандарту установлены для двигателя с контактными кольцами (кроме крановых) не ниже 1,8; для двигателя короткозамкнутого (кроме кранового) не ниже 1,65.

4. В настоящее время стандартная шкала мощностей установлена лишь для паротурбинных генераторов (ГОСТ 533-41). Следует рассмотреть вопрос о введении в основной стандарт на электрические машины стандартной шкалы мощностей для двигателей переменного и постоянного токов. В стандартах на электрические двигатели установлен только коэффициент нарастания мощности, являющийся, по существу, ориентиром для конструкторов при разработке новых серий электрических машин, что не ограждает от разбухания или от сокращения номенклатуры электрических двигателей по мощностям и создает значительные затруднения при проектировании и эксплуатации электрооборудования.

Следует отметить, что в иностранной практике, только в США, шкала мощностей электродвигателей стандартизована.

5. Необходимо также рассмотреть вопрос об увязке между собой основных стандартов на электрические машины и трансформаторы (на трансформаторы разработан проект основного стандарта) по техническим положениям, являющимся общими для электрических машин и трансформаторов, как-то по понятиям: «нормальные

условия работы машин и трансформаторов», «номинальные режимы» и др.

6. Необходимость экономного расходования электрической энергии заставляет работников заводского электрохозяйства непрерывно сосредоточивать внимание на правильном выборе мощности электродвигателей для рабочих машин и на задаче улучшения $\cos \varphi$, но при низкой кратности минимального вращающего момента к номинальному правильный выбор мощности электропривода затрудняется и зачастую невозможен. Приходится в интересах обеспечения надежной эксплуатации электропривода устанавливать в приводах, требующих высоких пусковых моментов, двигателей больших габаритов и номинальной мощности, чем это требуется по тепловому режиму. Электродвигатели таких установок, наверное, вследствие неполной загрузки работают в эксплуатации с низкими к. п. д. и коэффициентом мощности, а на изготовление таких двигателей затрачивается больше металла, чем потребовалось бы для выпуска асинхронных двигателей с более высокими пусковыми характеристиками.

В процессе подбора материалов к пересмотру основного стандарта на электрические машины, естественно, встанут и ряд других вопросов, направленных на улучшение качества машин, которые должны быть тщательно анализированы.

Турбогенераторы ГОСТ 533-41. Стандарт на турбогенераторы, утвержденный Совнаркомом Союза ССР в 1941 г. со сроком введения с июня 1941 г., взамен ОСТ ВКС 7429, распространяется на трехфазные синхронные генераторы с частотой 50 Hz при скорости вращения 3 000 об/мин и непосредственно присоединяемые с паровыми турбинами (только на двухполюсные турбогенераторы переменного тока).

На основе опыта производства союзных заводов, изучения материалов работы энергосистем за время войны и данных иностранных фирм перед турбогенераторостроительной промышленностью выдвигаются новые задачи по дальнейшему повышению качества турбогенераторов и, следовательно, по повышению отдельных качественных требований, установленных стандартом, и дополнению стандарта новыми требованиями. Остановимся на отдельных требованиях:

1. Важнейшей задачей советского турбогенераторостроения, которая должна найти свое отражение в стандарте, является освоение водородного охлаждения, снижающего расход мощности на вентиляцию.

Экономическое значение внедрения водородного охлаждения турбогенераторов выразится в повышении к. п. д. до 99%, в снижении веса машин, 2—2,5 kg/kW вместо 2,5—3 kg/kW, и в повышении срока службы изоляции обмоток статора высоковольтных машин вследствие отсутствия в охлаждающей среде влаги и кислорода (в атмосфере водорода ослабляется эффект ионизации в пустотах изоляции обмоток статора).

Водород в качестве охлаждающей среды для турбогенераторов мощностью 35 000 kW и выше нашел широкое применение в США. В наших

условиях при значительно большем коэффициенте использования турбогенераторов, чем в США, окажется выгодным применение водородного охлаждения для турбогенераторов меньших мощностей, примерно с 25 000 kW.

Уже в 1941 г. подготавливались к выпуску первые советские турбогенераторы с водородным охлаждением мощностью 30 000 kW. Война задержала массовое внедрение водородного охлаждения турбогенераторов, но сейчас водородное охлаждение должно стать распространенным для вновь выпускаемых крупных турбогенераторов мощностью 25 000, 30 000, 50 000 и 100 000 kW.

2. Важнейшей задачей с точки зрения надежности эксплуатации турбогенераторов является повышение надежности работы возбудителя.

Как известно, большое число нарушений в работе турбогенераторов вызывается авариями и ненормальностями в работе возбудителей. Было бы желательным помимо повышения общих требований к возбудителю в стандарте на турбогенераторы разработать отдельный стандарт на возбудители, в котором предусмотреть требования, обеспечивающие надежность его работы.

Следует также рассмотреть вопрос о целесообразности увеличения отношения короткого замыкания (о. к. з.) до 0,8—0,9 с поднятием при этом отношения верхнего предела «потолка» напряжения возбудителей к номинальному напряжению обмотки возбуждения генератора приблизительно до двухкратного значения (в стандарте это отношение принято не менее 1,4).

3. Следует увязать шкалу мощностей, установленную стандартом на турбогенераторы, со шкалой паровых турбин по двум позициям: стандартом на паровые турбины минимальная мощность установлена 750 kW, следующая ступень мощности турбин— 1 500 kW, в то время как стандартом на турбогенераторы минимальная мощность установлена 500 kW, а следующие ступени мощности турбогенераторов 750, 1 000 и 1 500 kW. Таким образом, для генераторов мощностью 500 и 1 000 kW паровые турбины выполняться не будут. Генераторы этих двух мощностей найдут применение только взамен потерпевших аварию генераторов, работающих с турбинами таких мощностей, имеющих в эксплуатации.

4. Целесообразно рассмотреть вопрос о разработке стандартных узлов и деталей турбогенераторов, что должно содействовать увеличению выпуска турбогенераторов, повышению их надежности и облегчению размещения заказов энергосистем на запасные детали к турбогенераторам.

5. Следует также рассмотреть вопрос о генераторах на более высокие напряжения.

Турбогенераторы обычно строят у нас в зависимости от мощности на напряжения от 230 до 15 750 V. Еще до войны возникла проблема повышения напряжения синхронных генераторов до 35 kV с тем, чтобы исключить промежуточную трансформацию и передавать энергию непосредственно от генератора. Турбогенераторы на 35 kV построены в Англии и в США. Вопрос об экономичности турбогенераторов на 35 kV в срав-

нении с турбогенераторами более низких напряжений, работающих на сеть через трансформаторы, еще не разрешен положительно. Однако, для ряда случаев такие турбогенераторы были бы желательны и должны поэтому быть предусмотрены стандартом.

Разумеется, изложенное не исчерпывает всего того, что должно быть предметом разбора при разработке нового проекта стандарта на турбогенераторы, имеющего цель введение дополнительных требований к ним, возникших за время, прошедшее после утверждения ГОСТ 533-41 на турбогенераторы.

Электродвигатели трехфазные асинхронные. На трехфазные асинхронные электродвигатели действуют 4 стандарта: 1) ГОСТ 186-41 «Электродвигатели трехфазные асинхронные с короткозамкнутым ротором мощностью до 100 kW» (введен 1/III 1941 г.); 2) ОСТ/НКТП 2794 «Электродвигатели трехфазные асинхронные с короткозамкнутым ротором мощностью от 1 до 1 000 kW на 3 000 об/мин» (введен 1/VII 1937 г.); 3) ГОСТ В 1042-41 «Электродвигатели трехфазные асинхронные с фазовым ротором мощностью до 1 500 kW» (введен 1/I 1942 г.); 4) ОСТ/НКТП 734/441 «Электродвигатели переменного тока асинхронные до 0,65 kW с короткозамкнутым ротором, защищенные» (введен с 1/I 1935 г.).

При разработке новых проектов стандартов на асинхронные электродвигатели главное внимание должно быть обращено на их надежность в эксплуатации.

Необходимо установить оптимальные значения k , p и $\cos \varphi$, которые во всяком случае должны быть выше принятых сейчас в стандартах на асинхронные электродвигатели. Должны быть повышены требования, определяющие пусковые свойства асинхронных электродвигателей с короткозамкнутым ротором.

Следует подвергнуть детальному анализу вопрос о целесообразности стандартизации максимальных значений пусковых токов трехфазных асинхронных электродвигателей с короткозамкнутым ротором. Американский стандарт, например, не нормирует пусковые токи. По встречающимся в американской литературе сведениям максимальные значения пусковых токов, считающиеся оптимальными, ниже принятых в нашем стандарте.

Необходимо также подвергнуть анализу установленную ГОСТ 186-41 величину перегрузочной способности электродвигателей по току (электродвигатели согласно стандарту в нагретом состоянии должны выдерживать на испытательном стенде 50%-ную перегрузку по току в течение 1 min.) с целью приближения этой величины до уровня, установленного американским стандартом. Величина перегрузочной способности электродвигателей, установленная американским стандартом, превышает значение этой величины по нашему стандарту приблизительно на 20%. Даже существующие серии, за исключением отдельных электродвигателей, имеют более высокую пере-

грузочную способность, чем это предусмотрено нашим стандартом.

Во избежание значительной переустановленной мощности следует рассмотреть вопрос о целесообразности уменьшения коэффициента нарастания мощности в диапазоне мощностей электродвигателей 2—6 kW. На этот диапазон падает наибольший выпуск двигателей, в то время как в диапазоне мощностей от 7 и более kW этот коэффициент может быть оставлен прежним или даже в отдельных случаях повышен в сравнении с принятым в ГОСТ.

При пересмотре стандартов на трехфазные асинхронные электродвигатели, естественно, должен быть учтен и ряд других требований к асинхронным электродвигателям, определяющих надежность, экономичность и, кроме того, возможность удовлетворения по конструктивным исполнениям и электрическим модификациям специфическим требованиям станкостроения, судостроения и других отраслей народного хозяйства.

Наибольшая мощность трехфазных асинхронных электродвигателей с короткозамкнутым ротором, на которые распространяется ГОСТ 186-41, в зависимости от числа оборотов составляет: при 1 500 об/мин 100 kW; при 1 000—75 и при 750 об/мин—50 kW. При пересмотре этого стандарта необходимо его распространить на электродвигатели трехфазные асинхронные с короткозамкнутым ротором мощностью более 100 kW.

ГОСТ 186-41 предусматривает изготовление электродвигателей на следующие синхронные числа оборотов в минуту—750, 1 000 и 1 500. Целесообразно рассмотреть вопрос о расширении шкалы синхронных оборотов электродвигателей еще одной ступенью—3 000 об/мин.

В связи с предлагаемым нами расширением шкалы мощностей и синхронных скоростей вращения электродвигателей, предусмотренных ГОСТ 186-41, целесообразно одновременно с ГОСТ 186-41 пересмотреть и ОСТ/НКТП 2794 «Электродвигатели трехфазные асинхронные с короткозамкнутым ротором мощностью от 1 до 1 000 kW на 3 000 об/мин» и вместо двух этих стандартов разработать единый стандарт на электродвигатели трехфазные асинхронные мощностью от 0,75 до 1 000 kW на синхронные скорости до 3 000 об/мин включительно.

ОСТ/НКТП 734/441 «Электродвигатели переменного тока асинхронные до 0,65 kW с короткозамкнутым ротором, защищенные» должен быть пересмотрен одновременно с разработкой новых стандартов на другие виды маломощных электродвигателей, предназначенных к различным вспомогательным механизмам и электробытовым приборам.

Машины электрические взрывные. ОСТ НКТП 8184/950. Стандарт распространяется на переносные электрические машины постоянного тока смешанного возбуждения, предназначенные для воспламенения электрозапалов и электротонаторов при взрывных работах в средах, безопасных по газу и пыли. Введен с 1 мая 1935 г.

Технические требования к этим машинам со стороны потребителей—горнорудной промышлен-

ности, дорожного и промышленного строительства и др.—значительно возросли.

Стандарт на взрывные машины должен быть пересмотрен с целью: 1) расширения числа типов машин (в стандарте предусмотрены только 2 типа машин, что не удовлетворяет потребителей); 2) уточнения минимального количества подлежащих взрыву последовательно включенных воспламенителей, так как это зависит, при определенных характеристиках воспламенителей и определенных условиях проведения взрыва, от формы кривой тока, генерируемого взрывной машиной (импульса тока и величины спада его по времени); 3) установления перечня взаимозаменяемых деталей—пружины, заводных ключей и т. д.; 4) установления требований к конструктивному исполнению взрывных машин в зависимости от назначения их, например, требование о герметичности от проникновения внутрь ее паров и влаги; 5) установления требования по антикоррозийным покрытиям основных элементов взрывной машины и т. д.

Электродвигатели крановые постоянного и переменного токов. При разработке стандартов на продукцию электропромышленности встречаются такие факты, когда изделия, будучи надежными в работе, являются технически устаревшими по их основным показателям. Такие изделия отрицательно влияют на производительность механизмов, для которых они предназначены. Примером подобных электроизделий являются электродвигатели крановые постоянного и переменного токов, применяемые к краново-металлургическому приводу, для которого характерна большая частота включений, способность к значительным перегрузочным моментам и др.

В 1941 г. электропромышленность представила на утверждение во Всесоюзный комитет стандартов проекты стандартов на крановые электродвигатели постоянного тока и крановые электродвигатели трехфазного тока, разработанные на базе серий крановых электродвигателей завода «Динамо» им. Кирова.

Эти проекты имели тот недостаток, что для электродвигателей постоянного тока в них нормировалась пониженная кратность пусковых моментов, недостаточный диапазон мощностей, неудовлетворительный диапазон регулирования скорости шунтовых машин, отсутствие разъемной станины у электродвигателей больших мощностей и др.; для электродвигателей трехфазных нормировались недостаточный диапазон мощностей, сравнительно невысокие динамические показатели и др.

Исходя из изложенного, Всесоюзный комитет стандартов утвердил эти проекты стандартов в качестве Государственных общесоюзных стандартов с ограниченным сроком действия, одновременно предложив электропромышленности представить новые проекты стандартов на крановые электродвигатели постоянного и переменного токов, в которых должны быть существенно повышены технические требования к этим машинам.

В проекте стандарта на «Электродвигатели крановые, подъемные и металлургические по-

стоянного тока» новой серии рекомендовано предусмотреть:

1) изготовление шунтовых двигателей со стабилизирующей обмоткой и без нее, с регулируемой скорости полем не ниже 1 : 2, максимальное число оборотов в минуту должно быть в 3 раза больше номинального;

2) возможность работы шунтовых катушек всех шунтовых и компаундных электродвигателей при 100%-ной продолжительности включения якоря. Должно быть также предусмотрено значительное расширение диапазона номинальных мощностей примерно от 2 до 250 kW вместо диапазона мощностей действующей серии от 3 до 150 kW.

Кроме того, двигатели больших мощностей, начиная с веса 1 500 kg, должны быть конструктивно выполнены с разъемными остовами.

В новом проекте стандарта на «Электродвигатели крановые, подъемные и металлургические трехфазного тока» новой серии рекомендовано предусмотреть:

1) снижение электродинамической постоянной времени до 0,1 sec. для двигателей с контактными кольцами до 30 kW вместо 0,14—0,145 sec. принятой сейчас и до 0,13 sec. для двигателей больших мощностей того же исполнения вместо сейчас принятой 0,18—0,2 sec.;

2) расширение диапазона номинальных мощностей двигателей с контактными кольцами от 2 до 250 kW вместо диапазона мощностей от 3 до 165 kW двигателей действующей серии.

Должно быть также предусмотрено существенное увеличение частоты включения по сравнению с принятой для существующей серии.

Война отодвинула срок разработки новой серии крановых электродвигателей, в связи с чем пришлось продлить срок действия Государственных общесоюзных стандартов ГОСТ 185-41 «Электродвигатели крановые, подъемные и металлургические трехфазного тока» и ГОСТ 184-41 «Электродвигатели крановые, подъемные и металлургические постоянного тока». С переходом к мирному строительству вопросы создания новых серий крановых электродвигателей, отвечающих современным требованиям, и разработки новых проектов стандартов на эти машины является чрезвычайно актуальным и неотложным делом и к решению этих вопросов уже приступили.

Стандарты, нормирующие присоединительные размеры электрических машин. По присоединительным размерам электрических машин—высота центров валов, концы валов и обозначения габаритных размеров—действуют четыре стандарта, из которых три должны быть пересмотрены.

Остановимся кратко на каждом из стандартов, предполагаемых к пересмотру.

ОСТ/НКТП 8858/2209 «Электрические машины. Высоты центров валов» (введен 1 ноября 1936 г.). Нормирует высоты центров валов от плоскости основания машины (h) в диапазоне от 100 до 1 000 mm. В 1941 г. было утверждено Всесоюзным комитетом стандартов изменение к стандарту (936-41), предусматривающее увеличение допускаемых отклонений. Например, для высоты центров от 50 до 250 mm вместо допускаемого отклонения 0,5 mm установлено 1,0 mm; для высоты центров от 250 до 600 mm вместо 1,0 установлено 1,5 и т. д. Стандарт следует пересмотреть в направлении уточнения допускаемых отклонений.

ОСТ/НКТП 8857/2208 «Электрические машины. Концы валов конические». Стандарт устанавливает конусность 1 : 10, длины конических концов валов в зависимости от больших диаметров конуса в диапазоне (этих диаметров) от 6 до 220 mm. Стандарт следует пересмотреть в направлении расширения диапазона диаметров и уточнения размеров, которые следует предпочитать (набранных в стандарте жирным шрифтом).

ОСТ 4736 «Обозначение габаритных размеров электрических машин» (введен с 1 мая 1932 г.). Стандарт устанавливает буквенные обозначения габаритных размеров электрических машин постоянного и переменного токов только для трех форм исполнения. Его следует пересмотреть в связи со значительным расширением форм исполнения электрических машин, предусмотренных ГОСТ 2479-44 «Машины электрические. Формы исполнения и их условные обозначения».

Заключение. Министерство электропромышленности СССР приступило к разработке единых новых союзных серий электрических машин массового производства различного назначения.

Разработку новых проектов стандартов взамен действующих целесообразно производить параллельно с проектированием новых электрических машин с тем, чтобы одновременно с рассмотрением проектов новых серий электрических машин рассматривали бы с привлечением заинтересованных потребителей и новые проекты стандартов на эти машины до того, как они будут введены в массовое производство. Особенно это относится к стандартам, устанавливающим основные параметры машин. В противном случае будет затруднено объективное установление в стандартах оптимальных технических требований к электрическим машинам. Не исключено, кроме того, что потребуется пересчитать и внести ряд конструктивных изменений в уже освоенные производством машины, как это имело место в прошлом, например, с асинхронными двигателями серии АД и МА-200.



Новые типы изоляции электрических машин

Кандидат техн. наук В. И. КАЛИТВЯНСКИЙ

Всесоюзный электротехнический институт им. Ленина

Изоляция в значительной мере определяет технико-экономические и особенно эксплуатационные характеристики электрических машин. Так, от толщины междувитковой и пазовой изоляции обмотки зависит коэффициент заполнения паза.

Уменьшение толщины изоляции позволяет увеличить сечение меди обмотки, что влечет за собой улучшение к. п. д. машины. Применение более нагревостойких электроизоляционных материалов дает возможность дополнительно нагрузить электрическую машину и таким образом увеличить мощность при сохранении ее размеров. Нагревостойкость, влагостойкость, механическая прочность и другие свойства электроизоляционных материалов определяют надежность работы машины в эксплуатации. Дальнейшее улучшение технико-экономических показателей электрических машин и повышение надежности работы может быть осуществлено только при применении новых, более совершенных материалов, и в первую очередь электроизоляционных.

В старых конструкциях электрических машин для изоляции применялись в основном хлопчатобумажные и шелковые пряжи, ленты и ткани; хлопчатобумажная и шелковая лакоткань; пресшпан и литероид; микафолий на шеллаке и т. п. Эти материалы обладают относительно невысокой нагревостойкостью, химической стойкостью и теплопроводностью при сравнительно низких электрических свойствах. Пропитка волокнистых материалов лаками мало защищает их от воздействия тепла, влаги и активных химических реагентов. Поэтому машины с такой изоляцией в тяжелых условиях эксплуатации быстро выходят из строя из-за разрушения изоляции.

В Советском Союзе и за границей в последние годы появились новые синтетические материалы, представляющие большой интерес для электромашиностроения. Применение этих материалов позволяет значительно повысить эксплуатационную надежность электрооборудования, особенно для тех случаев, когда изоляция подвергается воздействию повышенной температуры (двигатели металлургических производств, при-

Усовершенствование электроизоляционных материалов имеет важное значение для улучшения технико-экономических показателей и эксплуатационной надежности электрических машин. Рассматриваются новые виды материалов для изоляции электрических машин, внедряемых в советской электропромышленности: стекловолокнистые материалы, эмалевая изоляция типа винифлекс, пленки из эфиров целлюлозы. Статья представляет изложение докладов автора на XXX и XXXI пленумах Всесоюзного бюро электрической изоляции.

воды дымососов и др.), влажности (морское и шахтное электрооборудование, насосные станции и т. п.), химически активных реагентов (электрооборудование химических заводов, гальванических и травильных цехов и т. п.), а также

когда машины подвергаются частым перегрузкам или имеют повышенное число пусков и реверсов (тяговые и крановые двигатели).

Стекловолокнистые материалы. Материалы на основе тонкого стеклянного волокна [Л. 1—3] дают возможность получения механически прочной, нагревостойкой, мало гигроскопичной и обладающей высокими электрическими характеристиками изоляции. В настоящее время заводами электропромышленности в СССР освоено производство следующих видов стекловолокнистых электроизоляционных материалов.

Стеклянная изоляция обмоточных проводов. Производятся круглые провода диаметром (по меди) от 1 мм и выше и провода прямоугольного сечения, изолированные двумя слоями обмотки из стеклонити, с подклейкой нагревостойкими глифталемасляными лаками (марка ПСД). Осваивается производство круглых проводов диаметром менее 1 мм с такой же изоляцией, а также проводов с изоляцией из нагревостойкой эмали и одного слоя обмотки из стеклонити, покрытой лаком (марка ПЭТСО). Изоляция проводов ПЭТСО имеет толщину не более 0,20 мм при пробивном напряжении: в нормальном состоянии — 1 800 В, после 15 суток нагрева при 150°С — 800 — 1 000 В.

Стеклоленты. Производятся стеклоленты толщиной 0,1 мм при ширине 16—25 мм. Установлена технологическая возможность изготовления стеклолент толщиной 0,05 мм.

Стеклоткань. Производятся стеклоткани толщиной 0,1 мм при ширине 600—1 020 мм. Установлена технологическая возможность изготовления стеклоткани толщиной 0,06 мм.

Стеклолакоткань. Производится черная стеклолакоткань на лаке ВЭИ № 10 (смесь глифталевого и асфальтомаляного лаков). В изоляционной лаборатории ВЭИ разработана светлая

стеклолакоткань с высокими электрическими свойствами на лаке Г-2 (глифталевый лак, модифицированный адипиновой кислотой). Производство этой стеклолакоткани осваивается заводом Главэлектроизоляторпрома.

Стеклотекстолит. Производится стеклотекстолит толщиной от 0,5 мм на феноло-формальдегидной смоле. Разработан стеклотекстолит на основе феноло-анилино-формальдегидной смолы (ФАФ), обладающий высокими электрическими свойствами.

Стекломиканиты. Производятся стекломиканиты различных видов толщиной 0,2–0,5 мм.

Для дальнейшего расширения применения стекловолоконной изоляции в нашей электропромышленности необходимо увеличение выпуска и повышение качества стекловолокна бесщелочного состава, производимого Министерством легкой промышленности.

Винифлексовая изоляция. Электромашиностроительная промышленность уже давно ставила перед кабельной промышленностью задачу получения проводов, покрытых высококачественной эмалью, чтобы иметь возможность применять их для обмоток машин без дополнительных защитных обмоток из волокнистых материалов. Впервые эта задача была разрешена американской фирмой GE, которая разработала новый вид синтетической эмалевой изоляции «формекс». Еще до войны GE применила провода формекс в новой серии асинхронных двигателей «триклэд».

Точных данных о составе изоляции формекс нет, однако сопоставление патентных и некоторых литературных данных дает основание полагать, что для этих целей применяются поливинилформалевые смолы с различными добавками.

В изоляционной лаборатории ВЭИ проф. К. А. Андриановым разработана новая синтетическая эмаль «винифлекс» на основе поливинилформальэтилалевой смолы [Л. 4].

Основными преимуществами изоляции винифлекс являются:

а) *Малая толщина.* Винифлексовая изоляция всего на 10–15% толще обычной эмалевой изоляции и значительно тоньше изоляции проводов с комбинированной изоляцией (марки ПЭЛШО и ПЭЛБО). На рис. 1 дано отношение сечения меди к общему сечению провода (с изоляцией) для различных марок проводов. Видно, что особенно большая разница получается при небольших диаметрах проводов.

б) *Высокая механическая прочность и хорошая адгезия.* По механическим свойствам (твердость, эластичность пленки, сопротивление истиранию, царапанию и др.) винифлекс значительно превосходит обычные эмали (масляную, глифталевую и др.), что и дает возможность применения провода с винифлексовой изоляцией для статорных и якорных обмоток без дополнительной изолировки хлопчатобумажной или шелковой пряжей.

в) *Повышенная стойкость к воздействию растворителей,* содержащихся в пропиточных электроизолирующих лаках. Это позволяет без опасения применять для пропитки обмоток обычные лаки.

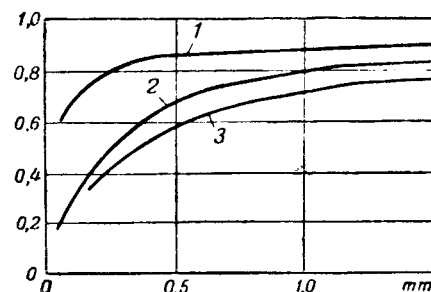


Рис. 1. Отношение сечения меди к общему сечению провода в зависимости от диаметра меди.

1—винифлекс; 2—ПЭЛШО; 3—ПЭЛБО.

Влагостойкость и теплопроводность винифлексовой изоляции выше, чем у волокнистой проводниковой изоляции.

Опыт применения проводов круглого и прямоугольного сечения с изоляцией винифлекс показал, что в этом случае может быть значительно увеличен коэффициент заполнения пазов электрических машин.

Заводом Главкабеля освоено промышленное изготовление проводов винифлекс круглого (диаметром от 0,1 до 2 мм) и прямоугольного сечения. Эти провода используются в производстве различных электрических машин.

Для увеличения выпуска проводов винифлекс и дальнейшего их внедрения в электропромышленности необходимо расширение производства винифлексового лака Министерством химической промышленности СССР.

Нагревостойкие электроизолирующие синтетические пленки. Из большого количества типов синтетических пленок для изоляции электрических машин наибольший интерес представляют такие пленки, которые обладают высокой нагревостойкостью, влагостойкостью и хорошими электрическими и механическими свойствами. Таковы пленки из эфиров (триацетата, ацетобутирата и трипропионата) целлюлозы [Л. 5], а также из полиамидов.

В Германии и США триацетатные пленки (триацетат SK O и SK 3O фирмы Schering, триацетат N и W фирмы I. G. Farbenindustrie) и ацетобутиратные пленки (ацетобутират N и W фирмы I.G., пленки Kodapak фирмы Eastman Kodak Co и др.) в последние годы нашли самое широкое применение для изоляции электрических машин.

Ниже приведены характеристики испытанных нами нагревостойких синтетических пленок.

Общие физические и химические свойства. Плотность пластифицированных эфироцеллюлозных пленок от 1,23 до 1,25, непластифицированных — от 1,27 до 1,25 г/см³.

Потеря в весе у непластифицированных эфироцеллюлозных пленок после 7-суточного нагрева при 140°С не превосходит 4–6%, а усадка поверхности 2–3%; у пластифицированных пленок за счет летучести пластификатора потеря в весе в тех же условиях достигает 15–20%, а поверхностная усадка 20–25%.

Температура размягчения пластифицированных триацетатных и ацетобутиратных пленок

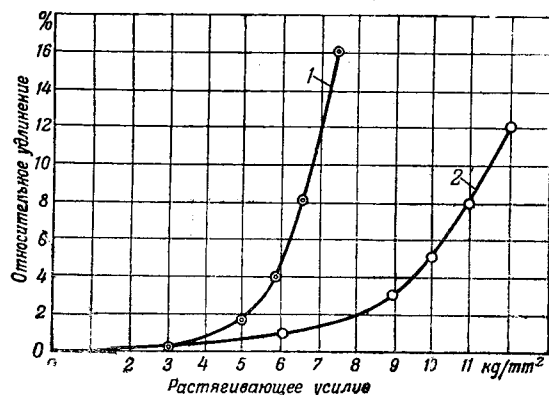


Рис. 2. Зависимость относительного удлинения от растягивающего усилия у синтетических нагревостойких пленок.

130 ÷ 160, а непластифицированных — до 170 ÷ ÷ 180° С.

Данные, характеризующие гигроскопичность синтетических пленок, приведены в табл. 1. Как видно, гигроскопичность трипропионатных и пластифицированных триацетатных и ацетобутиратных пленок невелика. Температурный коэффициент линейного расширения триацетатных и трипропионатных пленок при 20—40° С — от 10⁻⁴ до 10⁻⁵ на 1° С.

Удельная теплопроводность триацетатных, ацетобутиратных и трипропионатных пленок $5 \div 32 \times 10^{-5} \frac{\text{Cal}}{\text{cm}^2 \text{ C sec}}$, т. е. несколько меньше, чем у волокнистых пропитанных материалов.

Как было указано выше, триацетат целлюлозы не растворяется в обычных технических растворителях. Это свойство является отрицательным, если его рассматривать с точки зрения технологии изготовления пленки. Однако, то же свойство устраняет опасность разрушения изоляции при воздействии растворителей лаков в процессе пропитки, а также в условиях эксплуатации (воздействие паров бензина и др.). В табл. 2 приведены данные, характеризующие растворимость нагревостойких синтетических пленок в растворителях (обозначено «+» — растворяется; «0» — растворяется частично; «—» — не растворяется).

Значение pH водных вытяжек эфироцеллюлозных пленок лежит в пределах 5,91—6,52, что указывает на их незначительную кислотность.

Механические свойства синтетических пленок зависят от их химического состава, способа изготовления, содержания пластификаторов, температуры, влажности и т. п.

Значения прочности на разрыв и относительного удлинения при разрыве пленок, предварительно выдержанных в течение 24 h в атмосфере 65% относительной влажности при температуре 20 ± 5° С, помещены в табл. 1. На рис. 2 приведены типичные кривые растяжимости триацетатных и ацетобутиратных пленок; кривая 1 относится к пластифицированным, а 2 — к непластифицированным пленкам. Видно, что пленки обладают высокой механической прочностью; непластифицированные пленки более прочны, чем пла-

Таблица 1

Состав пленок	Фигменное наименование пленок	Толщина, мм	Поглощение влаги пленкой при относительной влажности воздуха, %		Прочность на разрыв, кг/см²	Относительное удлинение при разрыве, %	Прочность на надрыв, кг/мм²
			80	90			
Триацетат целлюлозы с пластификатором	Триацетат SK3O	0,04	1,7	2,3	700—900	30—35	7—8
	Триафоль W	0,06	3,5	5,4	800—900	25—30	8
Триацетат целлюлозы без пластификатора	Триацетат SK O	0,04	4,5	6,0	1100—1200	15—20	9—10
	Триафоль N	0,07	3,5	6,3	900—1100	20—25	8—9
Ацетобутират целлюлозы с пластификатором	Ацетобутират W	0,06	1,6	2,3	600—700	30—40	5—6
Ацетобутират целлюлозы без пластификатора	Ацетобутират N	0,06	2,7	4,0	700—900	25—35	7—8
Трипропионат целлюлозы	Триафоль TP	0,06	1,7	1,7	600—800	30—40	7—8
Полиамид	Лиафоль	0,04	4,8	6,5	400—500	100—300	—

Таблица 2

Состав пленок	Поведение пленок при соприкосновении с растворителем															
	При 20° С								При кипячении в течение 2 h							
	Спирт	Спиртобен- зольная смесь	Дихлор- этан	Амилла- тан	Ацетон	Бензол	Бензин	Хлорбен- зол	Спирт	Спиртобен- зольная смесь	Дихлор- этан	Амилла- т.н	Ацетон	Бензол	Бензи-н	Хлорбен- зол
Триацетат целлюлозы . .	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	+	—	0	—	—	—
Ацетобутират целлюлозы	—	—	+	—	+	—	—	+	—	+	+	—	+	—	—	—
Трипропионат целлюлозы	—	+	+	+	+	+	—	+	—	+	+	+	+	+	—	+

стифицированные, но дают меньшее относительное удлинение. Очевидно, что пластифицированные пленки лучше всего применять для изоляции обмоточных проводов, секций и т. п., где требуется большая растяжимость, в то время как непластифицированные пленки следует применять для прокладок.

В табл. 3 приведены минимальные значения чисел двойных перегибов, которые допускаются нормами VDE. Фактические числа двойных перегибов у нагревостойких синтетических пленок значительно выше, чем это требуется нормами.

Таблица 3

Состав пленок	Толщина, мм	Число двойных перегибов (минимальные значения)	
		При 65% относительной влажности воздуха	После 7 суток выдержки в термостате при 140°C
Триацетат и ацетобутират целлюлозы с пластификатором	0,025	1 000	800
	0,04	500	400
	0,07	200	150
	0,10	100	50
Триацетат и ацетобутират целлюлозы без пластификатора	0,025	1 000	500
	0,04	500	250
	0,07	150	75
	0,10	40	20

Сопротивление надрыву синтетических пленок относительно невелико, что заставляет в ряде случаев при изолировке обмоток применять дополнительную подложку (ткань, прессшпан), склеенную с пленкой (см. ниже). Отметим метод определения сопротивления пленок надрыву, принятый нормами VDE (рис. 3): в верхнем зажиме 1 разрывной машины укрепляется U-образная металлическая дужка 2, через которую пропускается полоска испытуемого материала 3. Оба свободных конца полоски закрепляются в нижнем зажиме 4. Величина радиуса закругления дужки R берется в зависимости от ширины ленты b :

b , мм	8	12	16	20
R , мм	5	8	10	13

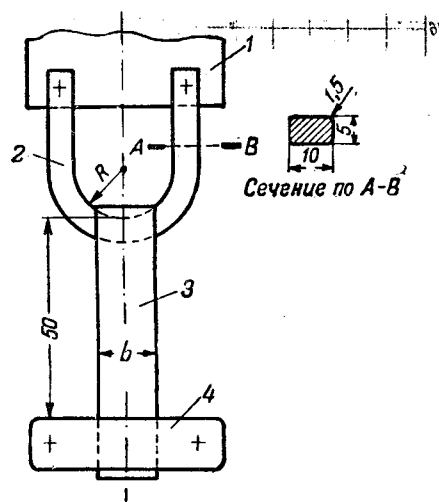


Рис. 3. Приспособление для испытания пленок на надрыв.

При опускании нижнего зажима края испытуемой полоски испытывают надрывающие усилия. Половина нагрузки, при которой наблюдается надрыв краев, пересчитанная на 1 mm^2 сечения образца, дает прочность на надрыв. Значения сопротивления надрыву при 65% относительной влажности и $20 \pm 5^\circ \text{C}$, определенные вышеописанным методом, приведены в табл. 1.

Электроизоляционные свойства пленок зависят от их состава, содержания пластификаторов, остатков непрореагировавших веществ, катализаторов, растворителей и т. п., способов технологического получения пленок, содержания и состава пластификаторов, температуры, влажности и т. п. Ниже приводятся электрические характеристики синтетических пленок промышленного изготовления.

Удельное объемное сопротивление при различной влажности воздуха дано в табл. 4. Как показали наши исследования, объемное сопротивление отсыревших пленок после извлечения образцов из воды быстро растет. Это приводит к большому разбросу значений объемного сопротивления, определяемого у пленок, извлеченных из воды; более устойчивые результаты были получены при применении водных электродов, так как в этом случае измерение сопротивления пленок производится без их удаления из воды.

Таблица 4

Состав пленок	Фирменное название пленок	Удельное объемное сопротивление $\Omega \cdot \text{cm}$ при влажности воздуха		ϵ при влажности воздуха		$\lg \delta$ при влажности воздуха	
		0%	90%	0%	90%	0%	90%
Триацетат целлюлозы с пластификатором	Триацетат SK 30	10^{15}	$10^{13}-10^{14}$	3,9	4,7	0,008	0,013
	Триафоль W	10^{15}	$10^{12}-10^{13}$	3,4	5,2	0,006	0,027
	Триацетат SKO	10^{15}	$10^{12}-10^{13}$	3,6	5,4	0,007	0,015
	Триафоль N	10^{15}	$10^{11}-10^{13}$	3,6	6,2	0,007	0,060
Ацетобутират целлюлозы с пластификатором	Ацетобутират W	10^{15}	$10^{13}-10^{14}$	3,7	4,4	0,007	0,013
Ацетобутират целлюлозы без пластификатора	Ацетобутират N	10^{15}	$10^{12}-10^{13}$	3,6	4,8	0,005	0,013
Трипропионат целлюлозы	Триафоль TP	10^{15}	$10^{13}-10^{14}$	3,6	4,6	0,005	0,015
Полиамид	Лиафоль	$10^{12}-10^{13}$	10^8-10^9				

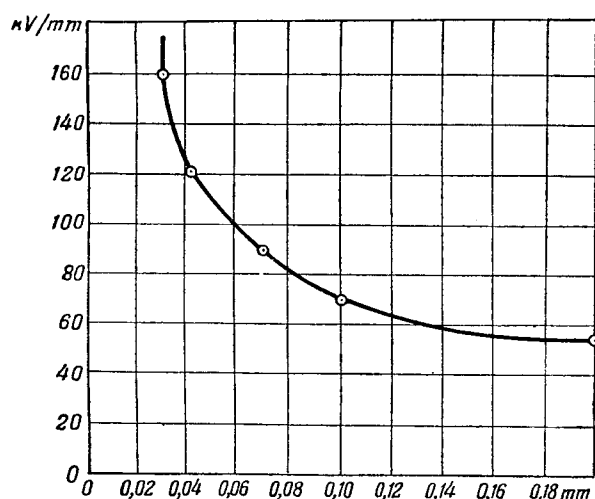


Рис. 4. Зависимость пробивной напряженности ацетобутиратных пленок от их толщины.

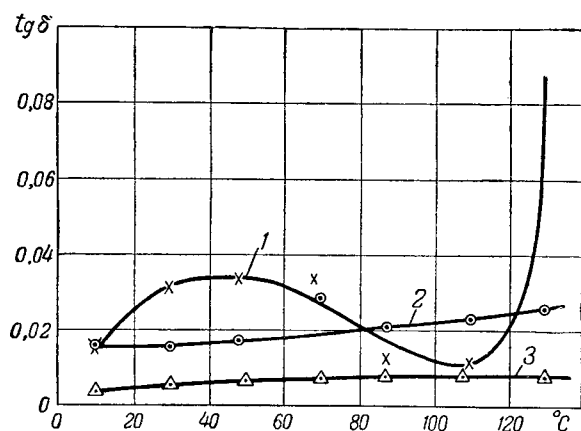


Рис. 5. Зависимость $\text{tg } \delta$ пленок от температуры.
1—триацетат с пластификатором; 2—триацетат без пластификатора; 3—ацетобутират;

В табл. 5 приведены результаты измерений объемного сопротивления пленок при применении водных электродов в зависимости от времени увлажнения. Эти данные указывают на высокую водостойкость пленок, особенно из ацетобутирата и трипропионата целлюлозы. Они значительно превосходят в отношении влагостойкости лакоткань.

В табл. 6 приведены средние значения пробивной напряженности различных нагревостойких

синтетических пленок, испытанных в разных условиях. Как видно, эфироцеллюлозные пленки имеют сравнительно высокие значения пробивной напряженности, мало изменяющиеся при воздействии воды и нагрева. При нормальных условиях пробивная напряженность этих пленок в 3–5 раз выше, чем у лучших шелковых лакотканей; после действия воды и нагрева эта разница оказывается еще большей.

Для установления зависимости пробивной напряженности пленок от толщины производился пробой ацетобутиратных пленок при 20° С и нормальной влажности. Результаты (средние значения из большого количества определений) приведены на рис. 4. Пробивная напряженность триацетатных и ацетобутиратных пленок сравнительно мало изменяется при нагреве; так, уменьшение пробивной напряженности триацетатных пленок при переходе от температуры 20° к 120° С составляет всего 10–20%.

Значения диэлектрической проницаемости и тангенса угла диэлектрических потерь, измеренных при напряжении 400–500 В частоты 50 Нз в сухом состоянии и после выдержки в 90% относительной влажности приведены в табл. 4.

Диэлектрическая проницаемость испытанных пленок при нагреве до 120° С практически не изменяется. Зависимость $\text{tg } \delta$ пленок при 50 Нз от температуры приведена на рис. 5. Таким образом, и в отношении диэлектрических потерь, как и пробивной напряженности, нагревостойкие синтетические пленки превосходят лакоткань и приближаются к слюдяным материалам (микафоллий, микалента).

Следует обратить внимание на весьма существенный недостаток триацетатных, ацетобутиратных и тому подобных пленок—низкую короностойкость. Однако, можно полагать, что введением в пленку соответствующих стабилизаторов можно значительно улучшить короностойкость пленок и тем самым расширить область их применения.

Стойкость к тепловому старению. Образцы пленок толщиной 0,04–0,06 мм выдерживались различное время в термостате при $120 \pm 2^\circ \text{C}$, после чего кондиционировались 24 ч при $20 \pm 5^\circ \text{C}$ и 65% относительной влажности воздуха, после чего подвергались испытаниям. Результаты этих

Таблица 6

Таблица 5

Состав пленок	Толщина, мм	Удельное объемное сопротивление, $\Omega \text{ см}$ после выдержки в воде в течение			
		5 мин.	24 ч	48 ч	15 суток
Триацетат целлюлозы	0,063	$8 \cdot 10^{10}$	$3 \cdot 10^{10}$	$1,5 \cdot 10^{10}$	10^{10}
	0,020	$5 \cdot 10^{11}$	$1,3 \cdot 10^{10}$	$1,3 \cdot 10^{10}$	10^{10}
Ацетобутират целлюлозы	0,064	$2,6 \cdot 10^{12}$	$1,6 \cdot 10^{12}$	$1,8 \cdot 10^{12}$	$1,7 \cdot 10^{13}$
	0,020	$2,6 \cdot 10^{12}$	$5 \cdot 10^{11}$	$5 \cdot 10^{11}$	$4,3 \cdot 10^{11}$
Трипропионат целлюлозы	0,065	$1,1 \cdot 10^{11}$	$1,0 \cdot 10^{11}$	10^{11}	10^{11}

Состав пленок	Толщина, мм	Пробивная напряженность, кВ/мм		
		При 65% относительной влажности	После 10 суток выдержки в воде	После 30 суток нагрева при 120° С
Триацетат целлюлозы	0,025	150	105	110
	0,040	152	142	150
	0,070	120	100	115
Ацетобутират целлюлозы	0,040	125	120	110
	0,070	100	95	85
Трипропионат целлюлозы	0,070	100	90	98
Полиамид	0,045	50	—	—

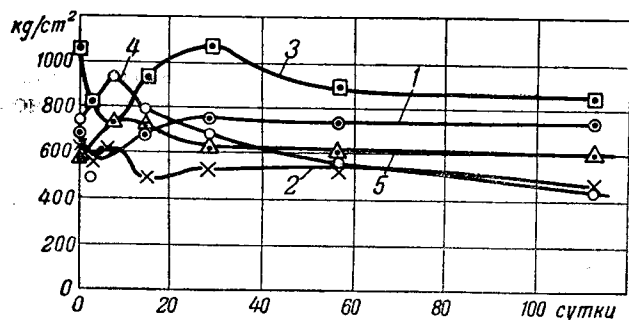


Рис. 6. Зависимость прочности на разрыв пленок от времени теплового старения при 120°C.

1—триацетат SK O; 2—триацетат SK 30; 3—триацетат N; 4—триацетат W; 5—ацетобутират.

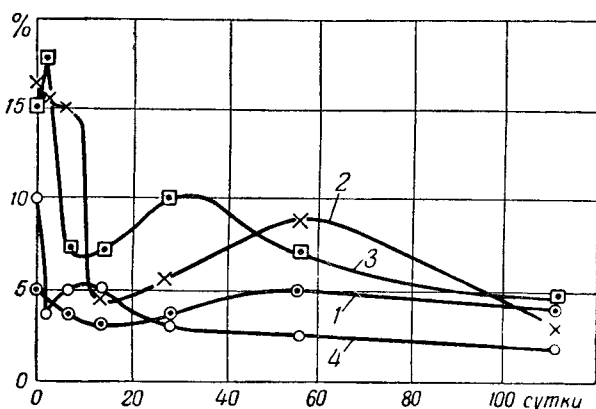


Рис. 7. Изменение относительного удлинения пленок от времени теплового старения при 120°C.

1—триацетат SK O; 2—триацетат SK 30; 3—триацетат N; 4—триацетат W.

испытаний даны на рис. 6 (для прочности на разрыв), рис. 7 (для относительного удлинения) и рис. 8 (для числа двойных перегибов).

При тепловом старении синтетических пленок происходит изменение характера кривой растяжимости, что хорошо иллюстрируется рис. 9 и 10. На рис. 9 приведены кривые зависимости удлинения от нагрузки для пластифицированных триацетатных пленок в исходном состоянии (кривая 1), после 7 суток старения (кривая 2) и после 56 суток старения при 120°C. Как видно, в результате теплового старения пленки становятся более жесткими. У непластифицированных пленок это явление выражено значительно слабее (рис. 10; обозначения кривых те же, что на рис. 9).

Большой интерес представляет также изменение вязкости растворов пленок, подвергавшихся тепловому старению. На рис. 11 приведены кривые изменения вязкости 2% раствора в муравьиной кислоте триацетатных пленок в процессе теплового старения при 120°C. Так как вязкость раствора характеризует размер молекулярных комплексов, из которых построено высокополимерное соединение, то изменение вязкости указывает на изменение структуры пленки.

Для триацетатных пленок, подвергавшихся тепловому старению при 120°C в течение 112 суток, практически не наблюдалось изменения значений pH водных вытяжек, что указывает на их высокую стабильность.

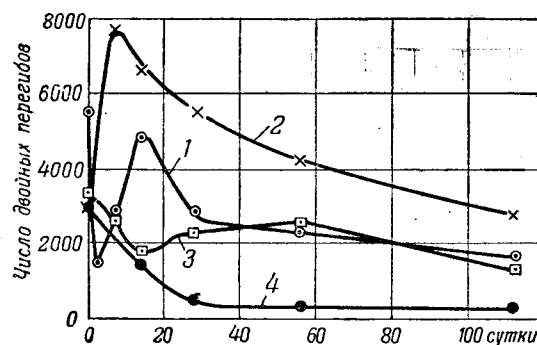


Рис. 8. Изменение числа двойных перегибов пленок от времени теплового старения при 120°C.

1—триацетат SK O; 2—триацетат SK 30; 3—триацетат N; 4—триацетат W.

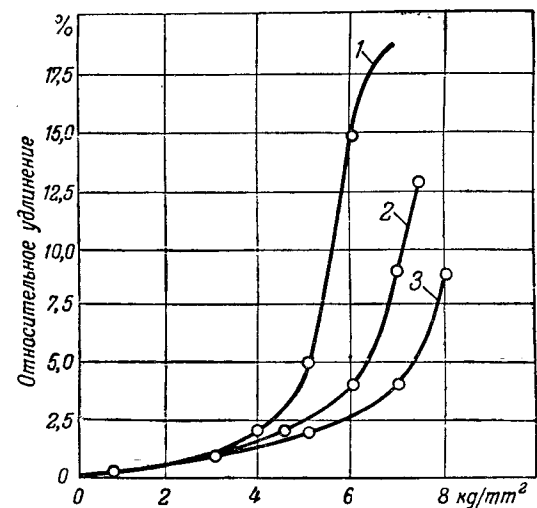


Рис. 9. Изменение растяжимости триацетатных пленок с пластификатором при тепловом старении при 120°C.

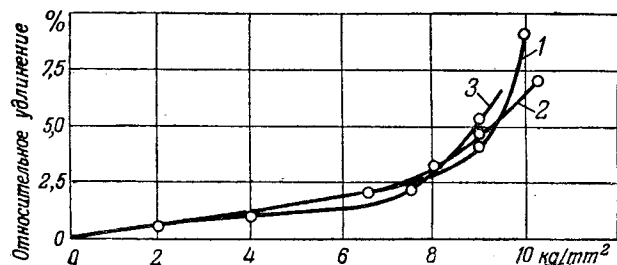


Рис. 10. Изменение растяжимости триацетатных пленок без пластификатора при тепловом старении при 120°C.

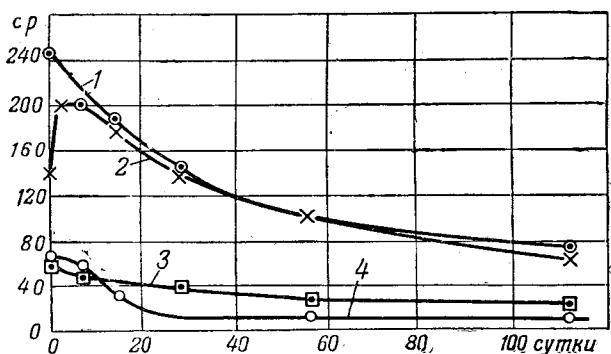


Рис. 11. Изменение абсолютной вязкости растворов в результате теплового старения триацетатной пленки при 120°C.

1—триацетат SK O; 2—триацетат SK 30; 3—триацетат N; 4—триацетат W.

Приведенные выше результаты теплового старения триацетатных пленок, а также и другие данные по этому вопросу показывают, что триацетатные, ацетобутиратные и трипропионатные пленки обладают высокой нагревостойкостью, что позволяет с успехом использовать их для изоляции электрических машин и аппаратов.

Сравнивая поведение триацетатных и ацетобутиратных пленок при воздействии повышенных температур с поведением в этих же условиях целлюлозных волокнистых электроизолирующих материалов класса А (лакоткань и др.), можно установить, что для пленок допустимые длительно температуры на 20° С выше, чем для изоляции класса А. С целью проверки нагревостойкости триацетатных пленок в реальных условиях фирмой Siemens был изготовлен асинхронный двигатель 7,5 kW, 380 V, 1 420 об/мин, у которого для изоляции была применена триацетатная пленка (обмоточный провод был покрыт триацетатной пленкой, а пазовая изоляция выполнена из прессшпана, оклеенного с двух сторон триацетатной пленкой толщиной 0,04 mm). После обычных испытаний эту машину заставили работать в течение 900 h при напряжении на 20% выше номинального, уменьшенной вентиляции и сильных вибрациях. Средний перегрев обмоток в этих условиях достигал 120° С (при окружающей температуре 25°С). Несмотря на такие жесткие условия, двигатель проработал 900 h (по 9 h в сутки в течение 100 суток) без повреждения изоляции. После этого триацетатная пленка стала лишь более хрупкой по сравнению с первоначальным состоянием; пробивное напряжение пленки, извлеченной из пазов, равнялось 2 500—3 000 V; прессшпан изменил цвет и стал хрупким, но триацетатная пленка, приклеенная к нему, не позволяла ему разрушаться.

Глубокое изучение триацетатных и других пленок в течение более 10 лет в лабораториях фирм AEG и Siemens, а также многолетний эксплуатационный опыт работы электрических машин, для изоляции которых применялись эти пленки, дали основания для введения в германские нормы VDE в 1940 г. нового класса изоляции Ah, для которого допускается перегрев обмоток (по сопротивлению) 80° С, т. е. на 20° С выше, чем для класса А по тем же нормам.

В Германии в течение ряда лет были выпущены тысячи машин с триацетатной пленочной изоляцией. Длительный положительный опыт массового применения пленочной изоляции является наиболее убедительным доводом в пользу применения нагревостойких синтетических пленок для изоляции электрических машин низкого напряжения.

Стремление повысить механическую прочность синтетических пленок привело к созданию составных электроизоляционных материалов, представляющих собой пленку, склеенную с подложкой (прессшпан, ткань). В составном материале пленка играет в основном роль диэлектрика, обладающего высокой нагревостойкостью, влагостойкостью и отличными электрическими свойствами; наличие подложки повышает меха-

ническую прочность материала, что имеет большое значение для изоляции электрических машин. Ниже приведены основные характеристики таких составных материалов для изоляции электрических машин.

а) Пленка—прессшпан (г е а ш п а н). Этот материал получается путем склеивания нагревостойких синтетических пленок с высококачественным ролльным прессшпаном при помощи специальных связующих (плексигум и др.). В табл. 7

Таблица 7

Число слоев		Толщина, mm			Плотность, g/cm³	Число двойных перегибов (минимальные значения)		Пробивное напряжение, kV (минимальные значения)					
								При 20°С и 45% относительной влажности воздуха			При 100°С		
Прессшпана	Пленки	Прессшпана	Пленки	Полная толщина		Вдоль рулона	Поперек рулона	до перегиба	после перегиба	до перегиба	после перегиба		
1	1	0,10	0,04	0,16	1,13	500	750	3,8	3,8	3,4	2,9	2,5	
1	1	0,15	0,04	0,21	1,138	750	1 125	4,2	4,2	3,8	3,2	2,8	
1	2	0,15	0,4	0,27	1,13	750	1 125	5,7	5,7	5,1	4,3	4,3	
1	1	0,20	0,07	0,29	1,145	1 000	1 500	5,7	5,7	5,1	4,3	3,7	
1	2	0,20	0,04	0,32	1,13	1 000	1 500	6,2	6,2	5,6	4,7	4,7	
1	1	0,30	0,07	0,39	1,145	1 500	2 250	6,6	6,6	6,9	5,0	4,3	
1	2	0,30	0,04	0,42	1,135	1 500	2 250	6,9	6,9	6,2	5,2	5,2	
2	2	0,30	0,04	0,54	1,13	2 000	3 000	7,5	7,5	6,7	5,6	5,6	

приведены основные характеристики геашпана, который изготовлялся фирмой AEG. Прочность геашпана на разрыв (минимальные значения) для всех толщин: вдоль рулона — 700, поперек — 450 kg/cm². Геашпан не расслаивается при воздействии на него влаги и нагреве до 120° С. Гибкость, хорошие механические свойства, высокая пробивная напряженность (не только в нормальном состоянии, но и после воздействия влаги и температуры, а также перегиба) и гладкость поверхности обеспечили широкое применение геашпана для пазовой изоляции машин с полузакрытым пазом, а также для изоляционных прокладок в пазовых и лобовых частях обмоток.

б) Пленка—шелковая ткань (в и ф а н). Сочетание нагревостойких синтетических пленок с тонкой и механически прочной тканью из искусственного шелка позволяет получить весьма гибкий электроизолирующий материал, обладающий высокими электрическими и механическими свойствами при хорошей влагостойкости. Общая толщина этого составного материала — 0,10—0,12 mm. Он применяется в виде лент для изоляции витков секций, общей изоляции секций и катушек машин и в виде полотен для изоляционных прокладок.

с) Пленка—стеклоткань (г л а ф а н). Склеивание нагревостойких синтетических пленок со стеклянной тканью дает гибкий, весьма нагревостойкий, механически прочный электроизоляционный материал. При применении триацетатной или ацетобутиратной пленки толщиной 0,06 mm и стеклоткани толщиной 0,06—0,07 mm получается составной материал толщиной 0,10—0,12 mm. Пробивное напряжение глафана практически не

зависит от температуры вплоть до 140°C (при 20°C —5,4 kV; при 100 — 120°C —5,2 kV; при 140°C —5,0 kV). Глафан применяется в виде лент для междувитковой и основной изоляции секции и катушек электрических машин, а в виде полотен — для различных изоляционных прокладок, где обычно применялись гибкие миканиты, причем фирмы AEG и Siemens допускали для глафана такие же температуры, как для изоляции класса В.

На основании наших работ можно установить, что нагревостойкие синтетические пленки могут быть применены для изоляции следующих частей обмоток электрических машин.

Междувитковая изоляция. Комплекс весьма ценных свойств, которыми обладают пленки, обеспечил весьма успешное применение их для изоляции обмоточных проводов. Для наложения триацетатной пленки на медные и алюминиевые провода применяются два метода: продольный и поперечный. При первом методе триацетатная лента соответствующей ширины накладывается на провод продольно, с применением подклейки, для чего применяются специальные изолирующие станки. Этот способ применим для круглых обмоточных проводов диаметром от 0,8 до 2,5 мм; общая толщина пленочной изоляции на обе стороны составляет $0,13 \div 0,14$ мм. Пробивное напряжение такой изоляции: при 20°C —6,6; при 150°C —5,5; после 20 h пребывания в воде — 4,4 kV.

Для обмоточных проводов с диаметром больше 2,5 мм, а также для проводов прямоугольного сечения, применяется поперечное наложение одного или нескольких слоев триацетатной ленты шириной 8—16 мм, с применением подклейки. Общая толщина (на обе стороны) изоляции из лент толщиной 0,025 мм при поперечном наложении триацетатных лент составляет:

при однослойной обмотке с 50% перекрытием 0,13—0,14 мм,

при двойной обмотке с 25% перекрытием 0,23—0,25 мм.

Пробивное напряжение изоляции из одного слоя триацетатной ленты с 50% перекрытием составляет в среднем 6 kV.

Основные преимущества обмоточных проводов с пленочной триацетатной изоляцией по сравнению с проводами с волокнистой изоляцией: меньшая толщина, значительно более высокая электрическая прочность, большая влагостойкость, более высокая нагревостойкость, лучшая теплопроводность. Механическая прочность их также хороша.

В последние годы в Германии обмоточные провода с триацетатной пленочной изоляцией почти полностью вытеснили в электромашиностроении провода с волокнистой изоляцией. В СССР производство проводов с триацетатной изоляцией освоено заводами Главкабеля.

Кроме чистой триацетатной пленки для изоляции отдельных витков секций и катушек применяется вифановая лента толщиной 0,10 мм, а также глафановая лента толщиной 0,12 мм.

Применение для междувитковой изоляции якорных и статорных секций вифановых лент взамен хлопчатобумажных дает возможность не только значительно повышать качество междувитковой изоляции, но и позволяет улучшить коэффициент заполнения паза электрической машины. Глафановые ленты в ряде случаев могут быть применены взамен микалент для междувитковой изоляции.

Изоляция обмоток в пазовой части. Для машин с полужакрытым пазом (всыпная обмотка) нагревостойкие пленки могут быть применены в сочетании с прессшпаном или тканями (хлопчатобумажной или стеклянной). Наиболее широкое применение для пазовой изоляции сыпных обмоток находит геашпан. При этом возможны две конструкции пазовой гильзы: или пленка толщиной 0,04—0,07 мм помещается между двумя слоями ролльного прессшпана толщиной 0,1—0,2 мм, так что общая толщина пазовой изоляции около 0,35 мм (на сторону), или же гильза состоит из прессшпана, оклеенного с одной или двух сторон нагревостойкой пленкой.

Фирма AEG для асинхронных двигателей мощностью до 22 kW применяет прессшпан толщиной 0,30 мм, оклеенный с обеих сторон триацетатной пленкой толщиной 0,04 мм; этому материалу придается форма коробочки, соответствующая размерам паза. Общая толщина пазовой изоляции в этом случае составляет 0,45 мм. Подобная изоляция в последнее время применяется и в США для нормальных и специальных машин.

Использование нагревостойких пленок для пазовой изоляции сыпных обмоток имеет следующие основные преимущества: повышается электрическая прочность, влагостойкость и нагревостойкость изоляции и уменьшается толщина пазовой изоляции. Кроме того, применение для пазовой изоляции нагревостойких пленок дает возможность исключить применение лакоткани, изготавливаемой из дефицитной шелковой или хлопчатобумажной ткани и растительных масел.

Для машин напряжением до 4 500 V с открытым пазом применяются различные конструкции пазовой изоляции. Из них наибольший интерес представляют нижеследующие:

а) Пазовая коробочка из геашпана толщиной 0,5—0,6 мм (на сторону) для низковольтных машин.

б) Пазовая часть секций оборачивается лакированной триацетатной пленкой и сверху нее прошеллаченной бумагой (для механической защиты пленочной изоляции). Кроме того, в паз вставляется пазовая коробочка из геашпана толщиной 0,15 мм.

в) Пазовая часть секций оборачивается вифаном (или глафаном), который сверху закрепляется хлопчатобумажной (или стеклянной) лентой.

В качестве материала для прокладок между витками, секциями и под клинок обычно служит геашпан.

Изоляция обмоток в лобовой части. При сыпных обмотках в лобовых частях применяют

ся прокладки из геашпана и вифана. У секционных обмоток лобовые части изолируются вифановой или глафановой лентами. Изоляция соединительных проводов также может быть легко выполнена при применении вифановых и глафановых лент.

Изоляция катушек возбуждения. Для изоляции полюсов с успехом может быть использован геашпан; им оборачиваются полюса перед одеванием на них катушек. Изоляция торцевых частей катушек также выполняется из геашпана. В тех случаях, когда необходима усиленная изоляция, катушки изолируются вифановой или глафановой лентой.

Новые виды синтетических электроизоляционных лаков. Основная тенденция в области электроизоляционных лаков — переход на чисто синтетические основы.

В Германии в последние годы для пропитки обмоток электрических машин применялись почти исключительно лаки на синтетических основах, не содержащие растительных масел. Подобные тенденции наблюдаются в электропромышленности США и других стран.

В СССР также ведутся научно-исследовательские работы по получению безмасляных лаков (изоляционная лаборатория ВЭИ, Московский химико-технологический институт им. Менделеева, институты Министерства химической промышленности и др.).

Исключительно большие возможности для изоляции электрических машин представляют высокополимерные кремнийорганические соединения, впервые разработанные в Союзе проф. К. А. Андриановым [Л. 5—8].

Работы по использованию кремнийорганических соединений ведутся в ВЭИ и на заводах электропромышленности.

Все вышеизложенное определяет большой круг задач в области развития исследований и постановки производства новых электроизоляционных материалов для электромашиностроения. Научные учреждения и министерства электропромышленности и химической промышленности должны еще многое сделать для разрешения этих задач и внедрения новой электроизоляционной техники.

Литература

1. Стекланная изоляция. Под ред. Б. М. Тареева. Госэнергоиздат, 144 стр., 1943.
2. Б. М. Тареев. Применение стекланной электрической изоляции в США. Госэнергоиздат, 35 стр., 1945.
3. Б. М. Тареев и Р. С. Холодовская. Электроизоляционные конструкции на основе стекланного волокна. ЦБТИ МЭП, 32 стр., 1946.
4. К. А. Андрианов и др. Винифлекс—новая электрическая изоляция, Госэнергоиздат, 48 стр., 1946.
5. К. А. Андрианов и др. Новые теплостойкие диэлектрики-силиконы. Электричество, № 4, стр. 39, 1946.
6. К. А. Андрианов. Кремнийорганические полимерные соединения, ч. I. Госэнергоиздат, 92 стр., 1946.
7. К. А. Андрианов и С. И. Грибанова. Кремнийорганические полимерные продукты для промышленности, ч. II. ЦБТИ МЭП, 56 стр., 1946.
8. Б. М. Тареев и Р. С. Холодовская. Силиконовые электроизоляционные материалы (обзор). Электричество, № 11, стр. 55, 1945.
9. В. И. Калитвянский. Изоляция в новых сериях электрических машин. ВЭП, № 1—2, стр. 19, 1947.
10. В. И. Калитвянский. Модернизация изоляции электрических машин при ремонтах. Пром. энергетика, № 3, стр. 1, 1947.
11. В. И. Калитвянский. Применение синтетических пленок для электрической изоляции. Материалы по обмену техническим опытом. ЦБТИ МЭП, выпуск 15, 1946.



Переходные режимы в асинхронных машинах при включениях и коротких замыканиях

Кандидат техн. наук Е. Я. КАЗОВСКИЙ

Завод „Электросила“ им. Кирова

Введение. Расчет токов и электромагнитных вращающих моментов асинхронной машины в переходных режимах при включениях, коротких замыканиях, повторных включениях, переключениях со звезды на треугольник, падениях напряжения в сети представляет большой практический интерес. Этот интерес возрос в связи с расширившимся за последние годы применением переменного тока для крупных электроприводов с регулированием скорости.

Между тем, в большинстве учебников и трудах по электрическим машинам по вопросу о переходных режимах асинхронных машин с учетом влияния скорости вращения ротора приведены либо грубо ориентировочные соображения, либо даны неверные выводы. Объясняется это тем обстоятельством, что до сих пор не был известен простой метод описания явлений в асинхронных машинах в переходных режимах, несмотря на большое количество попыток в этом направлении.

Вращение обмоток вызывает периодические изменения коэффициентов взаимоиндукции между обмотками. Если учесть, что требуется решить совместно дифференциальные уравнения падений напряжения для трех обмоток статора и трех обмоток ротора в трехфазной машине, найти все токи и потокосцепления во всех фазах и после этого рассчитать вращающий момент как сумму взаимодействия всех токов со всеми потокосцеплениями, с учетом всех периодических экспоненциально затухающих составляющих в переходных режимах, то станет ясной трудность задачи в первоначальной ее постановке.

Теория переходных процессов асинхронной машины имеет много общего с теорией переходных процессов синхронной машины. Однако, она имеет и свои особенности. Основным затруднением в теории синхронной машины было то обстоятельство, что ротор синхронной машины в общем случае имеет магнитную асимметрию. При

Используется разработанный автором метод рассмотрения переходных процессов в электрических машинах помощью комплексных операторных уравнений для определения токов, потокосцеплений и электромагнитного вращающего момента в переходных режимах при включениях и коротких замыканиях асинхронной машины. Показывается, что при малом активном сопротивлении в цепи статора амплитуды и фазы составляющих токов, потокосцеплений и вращающего момента в переходных режимах могут быть получены из рассмотрения установившихся режимов, соответствующих двум величинам скольжения в машине — действительному скольжению, имеющему место во время переходного процесса, и скольжению, равному скорости вращения машины.

рассмотрении асинхронной машины приходится учитывать другое обстоятельство — несинхронную скорость вращения.

Ряд методов, разработанных в современной теории электрических машин, позволил существенно упростить рассмотрение переходных режимов синхронных и асинхронных машин. К ним в

первую очередь следует отнести:

1) преобразование переменных к вращающимся координатам, в частности к координатам, вращающимся синхронно с ротором;

2) сведение трехфазной системы к эквивалентной двухфазной;

3) применение операторного исчисления Хевисайда и исключение из рассмотрения короткозамкнутых обмоток помощью введения операторных реактивных сопротивлений;

4) применение относительных единиц, позволяющих освободить уравнения от большого количества коэффициентов;

5) рассмотрение несимметричных режимов, как совокупности симметричных, помощью метода симметричных составляющих.

В 1912 г. Дрейфусу [Л. 1] удалось получить общие уравнения затухающих токов при включении асинхронной машины, вращающейся с заданной скоростью, и найти корни полученного уравнения четвертого порядка, которое распадается на два комплексных сопряженных уравнения второго порядка. Дрейфус пользуется уравнениями типа полученных Парком, проводя рассмотрение в координатах, вращающихся вместе с ротором.

Бирманс [Л. 2], излагая работу Дрейфуса, составляет восемь уравнений с восемью неизвестными для определения свободных затухающих токов в рассматриваемом случае.

Уравнения получаются весьма сложными, и Бирманс решает их приближенно для случая весьма малых активных сопротивлений в роторе и статоре, получая громоздкие результаты и до-

пуская при рассмотрении неточности. Вращающий момент в переходных режимах Вирманс и Дрейфус не рассматривают.

В 1941 г. в США появилась работа Гильфиллена и Каплана [Л. 3], посвященная переходным вращающим моментам короткозамкнутого асинхронного двигателя. Авторы, пользуясь уравнениями Стенлея, т. е. координатами, связанными со статором, получают систему четырех линейных дифференциальных уравнений с четырьмя неизвестными для продольных и поперечных токов и потокосцеплений в статоре и роторе и находят весьма громоздкие выражения для вращающих моментов. Так же, как Дрейфус и Бирманс, авторы рассматривают случай, когда в роторе имеется одна система обмоток и когда скорость вращения машины неизменна.

Для вычисления токов авторы вводят, помимо основных параметров, свыше 50 сложно вычисляемых коэффициентов, а для вычисления вращающих моментов еще десять сложных выражений. Авторы при этом произвели решение полученной системы уравнений помощью интеграла для ряда численных случаев работы машины в режиме асинхронного тормоза, повидимому, учитывая невозможность практического пользования полученными формулами.

Конкордия [Л. 5] в 1944 г. в дискуссии к статье Мэджиниса и Шульца, опубликованной в *Electrical Engineering*, рассматривает качественную картину собственных частот затухающих токов при включении асинхронного двигателя, приводя кривые для численного примера, соответствующего случаю равных постоянных времени статора и ротора. Повидимому, незнание с работами Бирманса заставило Конкордию подробно излагать этот частный случай.

В работе Конкордия, Крэри, Крона [Л. 9] авторы пользуются комплексной формой записи для объединения выражений токов и напряжений по продольной и поперечным осям в комплексные выражения. Это объединение, значительно облегчая рассмотрение при надлежащем его использовании, является у авторов, однако, главным образом, символическим. Авторы, рассматривая малые качания машины, вводят почему-то в отличие от пространственных комплексов, связанных с символом $j = \sqrt{-1}$, временные, связанные с символом $K = \sqrt{-1}$. Для преобразования координат они продолжают пользоваться преобразованием матриц, не используя возможностей комплексной формы.

Ошибочно определяется авторами ток короткого замыкания асинхронной машины по операторному уравнению для тока при включении. Полученное общее уравнение решается для частных случаев, когда активное сопротивление в цепи статора либо в цепи ротора равно нулю. При этом авторы делают неправильный вывод, что в общем случае ток короткого замыкания будет содержать три составляющие, имеющие три частоты — синхронную, частоту скорости вращения и нулевую. В действительности, ток короткого замыкания будет иметь не три, а две составляющие с частотами, близкими к двум последним из ука-

занных авторами, но в общем случае отличными от них. Отличие частот от указанных авторами принципиально меняет рассмотрение и может значительно сказаться на величине максимального электромагнитного вращающего момента.

В настоящей статье на основе комплексных операторных уравнений, изложенных в работе автора [Л. 7] «Обобщенное рассмотрение переходных режимов в асинхронных и синхронных машинах», получены выражения для токов, потокосцеплений и вращающих моментов, позволяющие практически рассчитать режимы включения и короткого замыкания в асинхронных машинах. Разработан метод определения переходных токов, потокосцеплений и вращающих моментов непосредственно из круговой диаграммы асинхронной машины.

В статье рассматривается случай, когда имеется одна система обмоток на роторе и когда скорость вращения машины неизменна. При анализе сделаны допущения, аналогичные принятым в работе [Л. 7], в частности, принято, что: 1) приложенные напряжения синусоидальны; 2) на статоре и роторе имеется по одной системе синусоидально распределенных обмоток; 3) насыщение учитывается только выбором соответствующего значения индуктивностей; 4) потери в стали статора не учитываются.

Кроме того, принято, что момент инерции ротора машины и присоединенного к нему механизма настолько велики, что во время переходного процесса изменением скорости вращения можно пренебречь.

Общие уравнения. В современной теории переходных режимов бесколлекторных машин переменного тока широко пользуются расширенной теорией двух реакций Blondеля, т. е. вводят в рассмотрение продольные и поперечные составляющие напряжений, потокосцеплений и токов. При наличии магнитной симметрии в машине эти составляющие есть, по существу, проекции амплитуды синусоидально распределенной в пространстве волны, движущейся с заданной скоростью, на выбранные взаимно перпендикулярные оси. Если оси вращаются вместе с ротором, то для составляющих получаются известные уравнения Парка; если составляющие неподвижны относительно статора, то составляющие оказываются связанными уравнениями Стенлея.

Возникает вопрос, нельзя ли объединить обе составляющие каждой физической величины в вектор или комплекс и составить половинное число векторных или комплексных уравнений для токов и потокосцеплений. Такие попытки делались неоднократно, в частности Парком [Л. 8] и Конкордия, Крэри, Кроном [Л. 9], однако дело сводилось либо к анализу установившихся режимов, либо рассмотрение носило, главным образом, символический характер, и математические возможности подобного рассмотрения не использовались.

При детальном рассмотрении возможностей использования комплексной формы представления токов, потокосцеплений и напряжений в сочетании с операторным методом оказалось, что

преобразование координат может быть представлено как элементарное пользование теоремой сдвига Хевисайда, вместо сложного перемножения матриц, применяемого Кроном [Л. 9].

Указанное обстоятельство позволяет не ограничивать рассмотрение вопроса одной системой координат, а сразу получать выражения в системе координат, вращающихся с произвольной скоростью, причем переход от одной системы координат к другой становится элементарно простым.

При комплексной форме, оперируя физическими величинами, а не их составляющими по координатным осям, можно получить хорошую физическую интерпретацию процессов, имеющих место в машине в переходных режимах.

Рассмотрим включение в мощную сеть асинхронной машины, имеющей по одной системе синусоидально распределенных обмоток на статоре и роторе и вращающейся с заданной скоростью.

Пусть напряжение статора имеет составляющие по продольной и поперечной осям ротора, равные e_{sd} и e_{sq} . Эти составляющие имеют частоту, равную в относительных единицах величине скольжения s , и связаны с продольными и поперечными составляющими токов и потокосцеплений статора уравнениями Парка [Л. 8].

Если представить напряжения, потокосцепления и токи как векторы в плоскости комплексного переменного, рассматривая величины по продольной оси как реальные составляющие комплексов, а величины по поперечной оси как мнимые части комплексов, то два уравнения Парка для падений напряжений по двум осям объединяются в одно уравнение. Соответствующее рассмотрение проведено в работе [Л. 7].

Таким образом, вводим комплекс напряжения статора

$$e_s = e_{sd} + j e_{sq} \quad (1)$$

и соответствующие комплексы тока и потокосцеплений статора

$$i_s = i_{sd} + j i_{sq}; \quad \psi_s = \psi_{sd} + j \psi_{sq}. \quad (2)$$

Уравнение падения напряжения для статорных цепей будет иметь вид:

$$e_s = r_s i_s + (p + j\omega) \cdot x_s(p) i_s, \quad (3)$$

где r_s — активное сопротивление обмотки статора в относительных единицах;

ω — скорость вращения ротора;

$x_s(p)$ — операторное реактивное сопротивление статорной обмотки.

Потокосцепления и ток статора будут связаны соотношением:

$$\psi_s = x_s(p) i_s. \quad (4)$$

Электромагнитный вращающий момент выразится формулой:

$$M = \operatorname{Re} [j \omega_s i_s^*]. \quad (5)$$

Здесь Re означает реальную часть комплекса и звездочкой обозначена сопряженная величина.

Решение уравнений (3), (4), (5), т. е. формулы для определения тока статора, потокосцеплений статора и электромагнитного вращающего момента, для случая включения машины в сеть представлены в приложении I.

Трехфазное короткое замыкание асинхронной

машины можно рассматривать как наложение на установившийся режим, имевший место до момента короткого замыкания, переходного процесса, связанного с включением машины на напряжение, равное и противоположное напряжению, приложенному до момента короткого замыкания. Соответствующие выражения для тока, потокосцеплений и вращающего момента представлены в приложении II.

Не представляет особого труда анализ двухфазного короткого замыкания. Аналогично трехфазному короткому замыканию процесс может быть представлен как наложение на имевший место до короткого замыкания установившийся режим переходного процесса, связанного с включением напряжения, равного и противоположного напряжению, приложенному к закорачиваемым фазам до момента короткого замыкания. Это напряжение соответствует неподвижной по отношению к статору пульсирующей синусоидальной волне и может быть представлено как сумма двух волн, движущихся с положительной и отрицательной синхронной скоростью по отношению к статору и имеющих половинную амплитуду.

Соответствующие выражения для токов и потокосцеплений представлены в приложении III.

Выражения для составляющих вращающего момента при двухфазном коротком замыкании в настоящую статью не включены ввиду ограниченного ее объема.

Электромагнитный вращающий момент в этом случае помимо установившейся составляющей имеет две средние составляющие, затухающие с разными коэффициентами затухания, и большое количество пульсирующих составляющих, насчитывающих в общем случае 5 частот.

На основании представленных формул было проведено численное определение электромагнитного вращающего момента при включении асинхронной машины для ряда соотношений параметров при вращении машины с отрицательной синхронной скоростью. Результаты были сравнены с данными, полученными помощью интеграла [Л. 3]. Сравнение представлено на рис. 1, 2, 3, 4, 5 и, как видим, является вполне удовлетворительным.

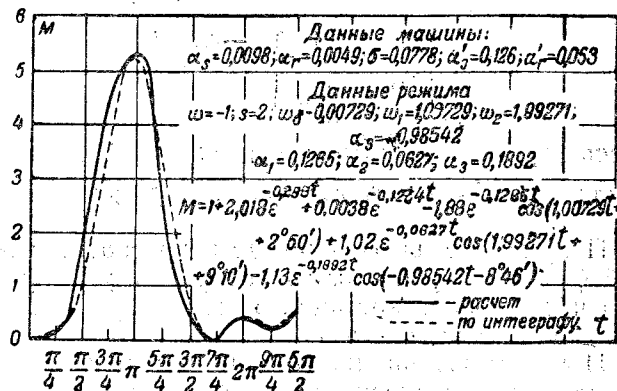


Рис. 1. Сравнение расчетной кривой переходного электромагнитного вращающего момента асинхронной машины, работающей в режиме асинхронного тормоза при отрицательной синхронной скорости, с кривой, полученной по формуле интеграла.

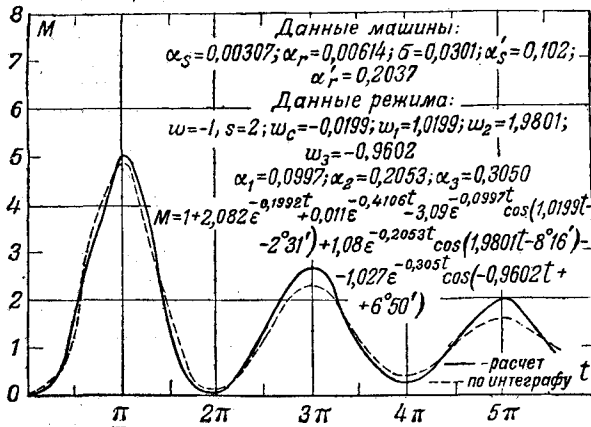


Рис. 2. Сравнение расчетной кривой переходного электромагнитного вращающего момента асинхронной машины, работающей в режиме асинхронного тормоза при отрицательной синхронной скорости, с кривой, полученной помощью интеграла.

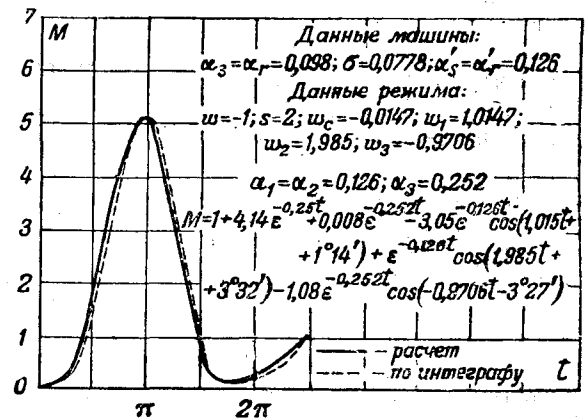


Рис. 3. Сравнение расчетной кривой переходного электромагнитного вращающего момента асинхронной машины, работающей в режиме асинхронного тормоза при отрицательной синхронной скорости, с кривой, полученной помощью интеграла.

Упрощенное рассмотрение. Если пренебречь влиянием активного сопротивления в цепи статора, то получим следующее выражение для потокосцеплений статора при включении машины в сеть:

$$\psi_s = \frac{e_s}{p+j\omega} = e_s \left[\frac{1}{p+j} \right] = e_s (1 - e^{-jt}). \quad (6)$$

Операторное реактивное сопротивление статора $x_s(p)$:

$$x_s(p) = x'_s \frac{p+\alpha'_r}{p+\alpha_r}, \quad (7)$$

где x'_s — переходное реактивное сопротивление статора;

α'_r и α_r — обратные величины постоянных времени ротора T'_r и T_r при замкнутой и разомкнутой обмотке статора.

Учитывая (1), ток статора

$$i_s = \frac{e_s}{(p+j\omega)x_s(p)} = e_s \left[\frac{1}{(p+j)x_s(p+j\sigma)} \right] = \frac{e_s}{x'_s} \left[\frac{p+j\sigma+\alpha_r}{(p+j)(p+j\sigma+\alpha'_r)} \right] = \frac{e_s}{jx_{ss}} - \frac{e_s}{jx_{s\omega}} e^{-jt} - \frac{e_s}{j} \left[\frac{1}{x_{ss}} - \frac{1}{x_{s\omega}^*} \right] e^{-j't_2} e^{-jst}; \quad (8)$$

здесь x_{ss} и $x_{s\omega}$ — статорные реактивные сопротивления $x_s(p)$ соответственно при $p = js$ и $p = -j\omega$.

Полученные выражения для потокосцеплений ψ_s и тока i_s позволяют получить удобную физическую интерпретацию явлений при включении вращающейся машины.

При включении машины в сеть мгновенно появляются потокосцепления ψ_{s0} , равные в относительных единицах по амплитуде величине напряжения сети и отстающие по фазе от приложенного напряжения на угол $\frac{\pi}{2}$.

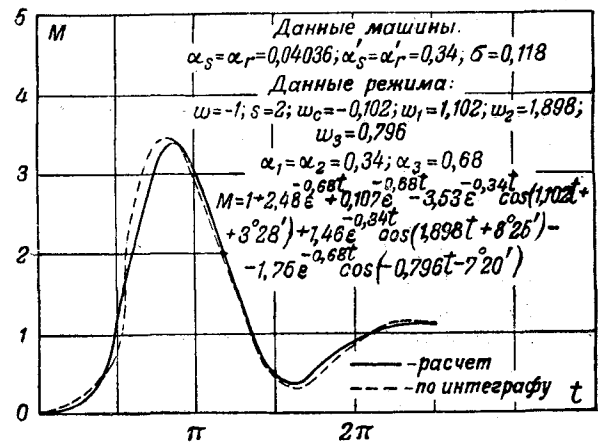


Рис. 4. Сравнение расчетной кривой переходного электромагнитного вращающего момента асинхронной машины, работающей в режиме асинхронного тормоза при отрицательной синхронной скорости, с кривой, полученной помощью интеграла.

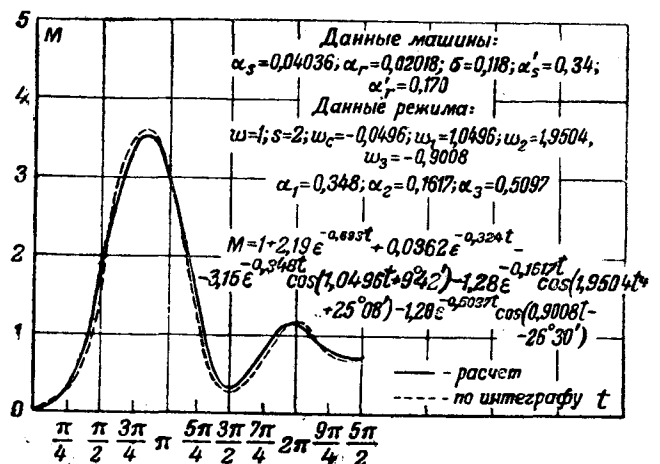


Рис. 5. Сравнение расчетной кривой переходного электромагнитного вращающего момента асинхронной машины, работающей в режиме асинхронного тормоза при отрицательной синхронной скорости, с кривой, полученной помощью интеграла.

Напряжение e_s , если производить рассмотрение в координатах, вращающихся вместе с ротором, имеет частоту, равную скольжению s . Потокосцепления ψ_{s0} в этих координатах тоже будут вращаться по отношению к ротору со скоростью s , а по отношению к статору с синхронной скоростью, равной единице.

Потокосцепления в статорной обмотке не могут появиться мгновенно, поэтому, кроме синхронно вращающихся потокосцеплений ψ_{s0} , появляются мгновенно потокосцепления ψ_{s1} , равные и противоположные в момент $t=0$ потокосцеплениям ψ_{s0} и связанные неподвижно со статором. Эти потокосцепления можно выразить формулой:

$$\psi_{s1} = -\frac{e_s}{i} e^{-it}. \quad (9)$$

Связь между токами и потокосцеплениями определяется операторным реактивным сопротивлением $x_s(p)$.

Установившиеся потокосцепления вращаются по отношению к ротору со скоростью s и вызовут установившийся ток статора i_{s0} , равный

$$i_{s0} = \frac{\psi_{s0}}{x_s(js)}. \quad (10)$$

Потокосцепления ψ_{s1} , неподвижно связанные со статором, вращаются по отношению к ротору со скоростью $-\omega$ и вызовут ток статора i_{s1} , равный:

$$i_{s1} = \frac{\psi_{s1}}{x_s(-j\omega)}. \quad (11)$$

Общий ток статора i_s в первый момент, когда $t=0$, должен равняться нулю и, следовательно, появляется еще дополнительная составляющая i_{s2} тока статора, обеспечивающая условие $i_s=0$ в момент $t=0$. Эта составляющая тока, как и остальные, будет иметь отражение в роторе. Вместе со своим отражением она будет двигаться таким образом, чтобы не наводить э. д. с. вращения в роторе, т. е. вместе с ротором, поскольку составляющая эта не поддерживается внешним приложенным напряжением.

Затухание ее будет зависеть от затухания соответствующего отражения в роторе и будет определяться постоянной времени обмотки ротора при замкнутой обмотке статора.

Для сравнения рассматриваемой задачи со случаем включения статического трансформатора рассмотрим потокосцепления и токи в первичной обмотке при включении его. Если статический трансформатор, имеющий активное сопротивление первичной обмотки, равное нулю, включается на напряжение $e_s = e_{sm} \sin st$, то потокосцепления первичной обмотки

$$\psi_s = \frac{e_s}{p} I = e_{sm} (1 - \cos st). \quad (12)$$

Ток первичной обмотки

$$i_s = \frac{\psi_s}{x_s(p)} I. \quad (13)$$

Если трансформатор имеет одну вторичную короткозамкнутую обмотку с индексом r , то

$$i_s = \frac{e_{sm} p + a'_r}{x_s p + a_r} (1 - \cos st) I = \frac{e_{sm}}{x_s} + \frac{e_{sm}}{x'_s} \left\{ s^2 \frac{a'_r - a_r}{a'_r (s^2 + a'^2_r)} e^{-a'_r t} - \frac{s^2 + a'^2_r}{s^2 + a'^2_r} \cos st + \right. \\ \left. + s \frac{a'_r - a_r}{s^2 + a'^2_r} \sin st \right\}. \quad (14)$$

Сравнивая выражения потокосцеплений в обоих случаях по формулам (6), (12), нетрудно видеть, что при определении потокосцеплений вращающейся машины задачу можно рассматривать при $r_s=0$ аналогично как для обычного статического трансформатора, у которого при включении в сеть появляются установившиеся потокосцепления ψ_{s0} , имеющие величину и частоту, соответствующие приложенному напряжению, и свободные потокосцепления ψ_{s1} , затухание которых определяется активным сопротивлением статора.

При рассмотрении тока статора картина аналогична, но несколько усложнена. В статическом трансформаторе, питаемом переменным током, наличие вторичной короткозамкнутой обмотки можно рассматривать в установившемся режиме как наличие комплексной магнитной проводимости, величина которой будет определяться как параметрами системы, так и частотой приложенного напряжения. При частоте тока, равной нулю, комплекс магнитной проводимости в статическом трансформаторе становится реальным коэффициентом пропорциональности между потокосцеплениями и током.

Во вращающейся машине комплексность коэффициента пропорциональности между потокосцеплениями и током определится не частотой токов в статоре (при $r_s=0$), а частотой токов в роторе, поскольку комплексность магнитной проводимости определяется потерями во вторичной обмотке.

Потокосцепления ψ_{s0} и ψ_{s1} во вращающейся машине движутся со скоростями s и ω по отношению к ротору и, следовательно, связаны различными комплексными магнитными проводимостями, соответствующими частотами пересечения этих потокосцеплений ротором.

Наличие разных токов, соответствующих равным потокосцеплениям в момент $t=0$, вызывает появление дополнительного свободного тока i_{s2} , имеющего частоту, соответствующую скорости вращения ротора.

В системе с неподвижными обмотками эта составляющая также имеется, но, в отличие от вращающейся машины ее частота равна нулю.

Другим отличием задачи включения вращающейся машины от задачи включения статического трансформатора является то обстоятельство, что для статического трансформатора рассмотрение токов, напряжений и потокосцеплений как комплексов носит условный характер, допустимо только для рассмотрения установившихся режи-

наличии активного сопротивления r_s также увлекается вращающимся ротором и вращается в этом случае со скоростью ω_c , затухая с той же постоянной, что и i_{s1} . Кроме того, при $r_s \neq 0$ появляется небольшая дополнительная составляющая потокосцеплений ψ_{s2} , вращающаяся почти синхронно с ротором и отстающая от него по скорости вращения на величину ω_c . Величина этой дополнительной составляющей потокосцеплений ψ_{s2} , как видно из формул приложения I, пропорциональна активному сопротивлению r_s в цепи статора. Затухает она с той же постоянной времени, что и ток i_{s2} .

При наличии небольшого активного сопротивления в цепи статора для приближенного рассмотрения можно также воспользоваться круговой диаграммой асинхронной машины.

Влияние активного сопротивления в цепи статора на амплитуды токов и потокосцеплений относительно мало. Влияние же его на фазы токов и потокосцеплений оказывается значительным, так как небольшое изменение скорости вращения векторов приводит с течением времени к большому изменению фазы.

Можно поэтому в первом приближении пренебречь влиянием активного сопротивления в цепи статора на амплитуды токов и потокосцеплений, учитывая только изменение скоростей вращения комплексов и вводя соответствующие коэффициенты затухания. В этом случае можно воспользоваться упрощенной круговой диаграммой асинхронной машины, представленной на рис. 6. Комплексы ψ_{s1} и i_{s1} будут вращаться при наличии активного сопротивления в цепи статора со скоростью $1 - \omega_c$ против часовой стрелки и будут иметь амплитуды, затухающие с коэффициентом α_1 . Вектор i_{s2} вращается против часовой стрелки со скоростью $s + \omega_c$ и будет иметь амплитуду, затухающую с коэффициентом α_2 . Небольшая составляющая ψ_{s2} , пропорциональная величине активного сопротивления статора и затухающая с коэффициентом α_2 , представленная в виде вектора, вращается на диаграмме со скоростью $s + \omega_c$ против часовой стрелки.

Электромагнитный вращающий момент определяется как сумма векторных произведений составляющих тока на составляющие потокосцеплений. В общем случае электромагнитный вращающий момент будет иметь 9 составляющих, из которых 6 будут пульсирующими с частотами $1 - \omega_c$, $s + \omega_c$ и $\omega - 2\omega_c$ и затухают с коэффициентом затухания α_1 , $\alpha_1 + \alpha_2$ и α_2 . Из трех неппульсирующих составляющих, создающих средний вращающий момент, одна будет установившейся, а две другие затухают с коэффициентами затухания $2\alpha_1$ и $2\alpha_2$.

Рассмотрим, как зависит амплитуда тока статора при включении машины от скорости вращения. При этом пренебрежем влиянием активного сопротивления статора.

Амплитуда установившейся составляющей тока статора i_{s0} :

$$i_{s0m} = \frac{e_{sm}}{x_s} \sqrt{\frac{1 + s^2 T^2 r}{1 + s^2 T^2 r}}. \quad (19)$$

Амплитуда составляющей i_{s1} , связанной со статором,

$$i_{s1m} = \frac{e_{s1}}{x_s} \sqrt{\frac{1 + \omega^2 T^2 r}{1 + \omega^2 T^2 r}}. \quad (20)$$

Составляющая i_{s2} , связанная с ротором, в момент времени $t=0$ равна по амплитуде абсолютной величине геометрической суммы векторов $i_{s0} + i_{s1}$.

При $s=0$

$$i_{s0m} = \frac{e_{sm}}{x_s}; \quad i_{s1m} \approx \frac{e_{sm}}{x'_s}. \quad (21)$$

При $s=1$

$$i_{s0m} \approx \frac{e_{sm}}{x'_s}; \quad i_{s1m} \approx \frac{e_{sm}}{x_s}. \quad (22)$$

При критическом скольжении $s=s_k$

$$i_{s0m} \approx \frac{e_{sm}}{2x'_s}; \quad i_{s1m} \approx \frac{e_{sm}}{x'_s}. \quad (23)$$

Максимальный вращающий момент в установившемся режиме имеет порядок величины $e_{sm} i_{s0m} \approx \frac{e_{sm}^2}{2x'_s}$, так как в этом случае амплитуда вектора потокосцеплений $\psi_{s0m} = e_{sm}$.

В переходном режиме имеются две составляющие потокосцеплений статора с амплитудами, равными e_{sm} , и три составляющие тока статора, причем амплитуды двух из этих составляющих при некоторых скоростях вращения имеют порядок величины $\frac{e_{sm}}{x'_s}$. Таким образом, в общем случае, учитывая пульсирующие составляющие, вращающий момент в переходных режимах может достигать значений, в несколько раз превосходящих максимальный статический вращающий момент M_k . Значительное влияние на максимальную величину вращающего момента в переходном режиме при этом окажут коэффициенты затухания.

На основании формул приложения II при трехфазном коротком замыкании потокосцепления

$$\psi_s = -\psi_{s1}, \quad (24)$$

а ток

$$i_s = -i_{s1} - i_{s2}. \quad (25)$$

Нетрудно получить токи, потокосцепления, вращающий момент и в этом случае из круговой диаграммы, как это представлено на рис. 7.

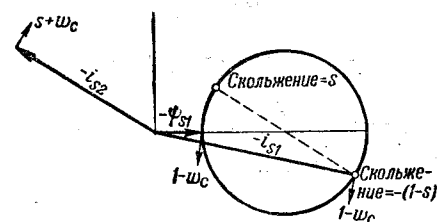


Рис. 7. Токи и потокосцепления вращающейся асинхронной машины при трехфазном коротком замыкании.

Приложение I

Ток и потокосцепления статора при включении асинхронной машины ($\omega = \text{const}$):

$$i_s = \frac{e_s}{r_s + (p + j\omega)} x_s(p); \quad \psi_s = x_s(p) i_s; \quad M = \text{Re} [j \psi_s i_s^*];$$

$$e_s = e_{sd} + j e_{sq} = e_{sm} e^{j\beta}; \quad \beta = st + \beta_0; \quad i_s = i_{sd} + j i_{sq};$$

$$\psi_s = \psi_{sd} + j \psi_{sq};$$

$$x_s(p) = x_s \frac{1 + T_r p}{1 + T_r p} = x'_s \frac{\alpha'_r + p}{\alpha_r + p};$$

$$i_s = \frac{e_s}{x'_s} \left\{ \frac{p + \alpha_r + js}{r_s + (p + j) x_s} \frac{1}{(p + js)} \right\} =$$

$$= \frac{e_s}{x'_s} \left\{ \frac{p + \alpha_r + js}{(p - p_1)(p - p_2)} 1 \right\};$$

$$\psi_s = e_s \left\{ \frac{p + \alpha'_r + js}{(p - p_1)(p - p_2)} 1 \right\};$$

$$p_{1,2} = \frac{-[(\alpha'_r + \alpha'_s) + j(1 + s)] \pm \sqrt{[(\alpha'_r - \alpha'_s) - j\omega]^2 + 4(1 - \sigma) \alpha'_r \alpha'_s}}{2};$$

$$\text{при } \alpha'_r = \alpha'_s \quad p_{1,2} = \frac{-[2\alpha' + j(1 + s)] \pm \sqrt{4(1 - \sigma) \alpha'^2 - \omega^2}}{2}$$

$$\text{при } \alpha'_r \neq \alpha'_s \text{ или } \omega \neq 0 \quad p_1 = -\alpha_1 - j\omega_1; \quad p_2 = -\alpha_2 - j\omega_2;$$

$$\text{где } \alpha_1 = \frac{(\alpha_r - \alpha'_s)(\alpha'_r - \alpha'_s) + \omega^2}{(\alpha'_r - \alpha'_s) + \omega^2} \alpha'_s;$$

$$\alpha_2 = \frac{(\alpha_s - \alpha'_r)(\alpha'_s - \alpha'_r) + \omega^2}{(\alpha'_r - \alpha'_s)^2 + \omega^2} \alpha'_r; \quad \omega_1 = 1 - \omega_c; \quad \omega_2 = s + \omega_c;$$

$$\omega_c = \frac{(1 - \sigma) \alpha'_r \alpha'_s}{(\alpha'_r - \alpha'_s) + \omega^2} \omega;$$

$$p_1 = -\alpha'_s - j + \delta; \quad p_2 = -\alpha'_r - js - \delta,$$

$$\text{где } \delta = \frac{(1 - \sigma) \alpha'_r \alpha'_s}{\alpha'_r - \alpha'_s - j\omega} = \frac{\omega_c}{\omega} (\alpha'_r - \alpha'_s) + j\omega_c;$$

$$\text{при } \alpha_s \ll \alpha_r$$

$$i_s = \frac{e_s}{z_{ss}} - \frac{e_s}{z_{ss}^* \omega} \left(1 - \frac{2\delta}{\alpha'_r - j\omega} \right) e^{Rt} -$$

$$- e_s \left[\frac{1}{z_{ss}} - \frac{1}{z_{ss}^* \omega} \left(1 - \frac{2\delta}{\alpha'_r - j\omega} \right) \right] e^{p_2 t};$$

$$\psi_s = \frac{e_s x_{ss}}{z_{ss}} = \frac{e_s x_{ss}^* \omega}{z_{ss}^* \omega} \left(1 - \frac{\delta}{\alpha'_r - j\omega} \right) e^{p_1 t} -$$

$$- e_s \frac{\delta e^{p_1 t}}{(\alpha'_r + js)(\alpha'_r - j\omega)}.$$

$$x_{ss} = x_s(js), \quad x_{ss}^* \omega = x_s(-j\omega); \quad z_{ss} = z_s + jx_{ss};$$

$$z_{ss}^* \omega = z_s + jx_{ss}^* \omega.$$

Электромагнитный момент вращения при включении

$$M = \text{Re} [j \psi_s i_s^*] = M_c + \frac{M_{0s}}{s(\alpha'_s{}^2 + \omega_2^2)} \sum_{n=1}^3 C_{pn} \cos(\omega_n t + \varphi_{pn});$$

$$M_c = M_{0s} \left\{ 1 - \frac{\omega_1 - s}{s} \frac{\alpha_2^2 + \omega_2^2}{\alpha_2^2 + \omega_3^2} e^{-2\alpha_1 t} - \frac{\omega_2 - s}{s} \frac{\alpha_1^2 + \omega_1^2}{\alpha_2^2 + \omega_3^2} e^{-2\alpha_2 t} \right\};$$

$$C_{p1} = \sqrt{[\alpha_1^2 + (\omega_1 - 2s)^2] (\alpha_2^2 + \omega_2^2) (\alpha_3^2 + \omega_3^2)};$$

$$C_{p2} = \sqrt{[\alpha_2^2 + (\omega_2 - 2s)^2] (\alpha_1^2 + \omega_1^2) (\alpha_3^2 + \omega_3^2)};$$

$$C_{p3} = \sqrt{(\alpha_3^2 + \omega_3^2) (\alpha_1^2 + \omega_1^2) (\alpha_2^2 + \omega_2^2)};$$

$$\alpha_3 = \alpha_1 - \alpha_2; \quad \omega_3 = \omega_1 - \omega_2 = \omega - 2\omega_c;$$

$$M_{0s} = \frac{e_{sm}}{x'_s} \frac{s(\alpha'_r - \alpha_r)}{(\alpha_1^2 + \omega_1^2)(\alpha_2^2 + \omega_2^2)} \cong \frac{e_{sm}}{x_s} s \frac{T_r - T'_r}{1 + s^2 T_r^2};$$

M_{0s} — установившийся электромагнитный момент вращения при скольжении, равном s .

При малом активном сопротивлении в цепи статора:

$$M \approx M_{0s} - M_0 \omega \varepsilon^{-2\alpha_1 t} + \frac{M_{0s} - M_0 \omega}{\cos \varphi_1} \varepsilon^{-\alpha_1 t} \cos(\omega_1 t - \varphi_1) - \sqrt{\frac{M_{0s} M_0 \omega}{s \omega}} \left[\varepsilon^{-\alpha_2 t} \cos(\omega t + \varphi_2) - \varepsilon^{-\alpha_1 t} \cos(\omega_3 t - \varphi_2) \right],$$

где $M_0 \omega$ — установившийся электромагнитный момент вращения при скольжении, равном ω_1 ;

$$\varphi_1 = \text{arctg} \frac{T_r}{1 - s \omega T_r^2}; \quad \varphi_2 = \text{arctg} \frac{(s - \omega) T_r}{1 + s \omega T_r^2}.$$

Максимальный момент вращения при включении:

$$M_{\max} \leq 2 \frac{e_{sm}}{x'_s} (1 - \sigma) (3 + \alpha'_r) \leq 4 M_k \text{ при } s = 0,$$

$$M_{\max} \leq 2 \frac{e_{sm}}{x'_s} (1 - \sigma) (1 + 2\alpha'_r) \leq 2 M_k \text{ при } s = 1.$$

Максимальный момент вращения по статической характеристике:

$$M_k = \frac{e_{sm}}{2x'_s} (1 - \sigma) \text{ при } s = s_k \approx \frac{1}{T_r}.$$

Приложение II

Ток и потокосцепления статора при трехфазном коротком замыкании (при малом активном сопротивлении в цепи статора):

$$i_s = \frac{e_s}{j} \left[\frac{e^{p_1 t}}{x_{ss}^* \omega} + \left(\frac{1}{x_{ss}} - \frac{1}{x_{ss}^* \omega} \right) e^{p_2 t} \right]; \quad \psi_s = \frac{e_s}{j} e^{p_1 t};$$

Электромагнитный момент вращения при трехфазном коротком замыкании:

$$M_{3k} = \sqrt{\frac{M_{0s} M_0 \omega}{s \omega}} \varepsilon^{-\alpha_3 t} \cos(\omega_3 t - \varphi_2) - M_0 \omega \varepsilon^{-2\alpha_1 t};$$

максимальный момент вращения при трехфазном коротком замыкании:

$$M_{3k} \leq \sqrt{\frac{M_{0s} M_0 \omega}{s \omega}} + M_0 \omega;$$

при

$$s = 1, \quad \omega = 0 \quad M_{3k} \leq 2 M_k;$$

при

$$s=0, \omega=1 \quad M_{3\lambda} \leq 2 M_k + M_{00};$$

 M_{00} — статический пусковой момент вращения; M_k — максимальный статический момент вращения при скольжении s , равном критическому.

$$s_k \approx \frac{1}{T_r}.$$

Приложение III

Ток и потокосцепления при двухфазном коротком замыкании

$$e_a = e_m \cos(t + \theta_0); \quad -e_\beta = -e_m \sin(t + \theta_0);$$

$$e'_\sigma = -j e_m \sin(t + \theta_0); \quad e'_s = e'_\sigma \varepsilon^{-j(\omega t + \beta_0)} = e_{s1} + e_{s2};$$

$$e_{s1} = -\frac{e_m}{2} \varepsilon^{j(s_1 t + \theta_0 - \beta_0)};$$

$$e_{s2} = -e_{s1}^* \varepsilon^{j2\omega t} = \frac{e_m}{2} \varepsilon^{j(s_2 t - \theta_0 - \beta_0)};$$

$$s_1 = s; \quad s_2 = -(2-s);$$

$$i'_{s2} = \frac{e'_{s2}}{r_s + (p+j\omega)x_s(p)} = e_{s2} \left\{ \frac{1}{r_s + (p-j)x_s(p+j s_2)} \right\};$$

при $r_s \approx 0$

$$i'_{s2} = \frac{e_{s2}}{-j} \left[\frac{1}{x_{s2}} - \frac{\varepsilon^{p_{12}t}}{x_{s2}^*} - \left(\frac{1}{x_{s2}} - \frac{1}{x_{s2}^*} \right) \varepsilon^{p_{12}t} \right];$$

$$\psi'_{s2} = \frac{e_{s2}}{-j} (1 - \varepsilon^{p_{12}t})$$

 p_{12} и p_{22} — корни комплексного операторного уравнения

$$r_s + (p+j)x_s(p+j s_2) = 0;$$

$$i_{s1} = i_{s10} + i_{s1} = -\frac{2e_{s1}}{j x_{s1}} +$$

$$+ \frac{e_{s1}}{j} \left[\frac{1}{x_{s1}} - \frac{\varepsilon^{p_{11}t}}{x_{s1}^*} - \left(\frac{1}{x_{s1}} - \frac{1}{x_{s1}^*} \right) \varepsilon^{p_{11}t} \right] =$$

$$= -\frac{e_{s1}}{j} \left[\frac{1}{x_{s1}} + \frac{\varepsilon^{p_{11}t}}{x_{s1}^*} + \left(\frac{1}{x_{s1}} - \frac{1}{x_{s1}^*} \right) \varepsilon^{p_{21}t} \right];$$

$$\psi_{s1} = \psi_{s10} + \psi'_{s1} = -\frac{2e_{s1}}{j} + \frac{e_{s1}}{j} (1 - \varepsilon^{p_{11}t}) =$$

$$= -\frac{e_{s1}}{j} (1 + \varepsilon^{p_{11}t});$$

 p_{11} и p_{21} — корни комплексного операторного уравнения

$$r_s + (p+j)x_s(p+j s_1) = 0.$$

* * *

В заключение автор считает своим долгом отметить, что им были получены от члена-корр. АН СССР М. П. Костенко и доктора техн. наук Р. А. Лютера ценные замечания, касающиеся приближенного рассмотрения переходных процессов в асинхронных машинах.

Литература

1. L. Dreyfus. Ausgleichvorgänge in der symmetrischen Mehrphasenmaschine. E und M, стр. 121, 1912.
2. T. Biermans. Überströme in Hochspannungsanlagen. Berlin, 1926.
3. E. S. Gilfillan, E. L. Kaplan. Transient Torques in Squirrel-Cage Induction motors, With Special Reference to Plugging. Tr. AIEE, т. 60, стр. 1200, 1941.
4. H. C. Stanley. An Analysis of the Induction Machine. Tr. AIEE, т. 57, стр. 751, 1938.
5. C. Concordia. Дискуссия по статье [Л. 6]. Tr. AIEE, т. 64, стр. 1457, 1944.
6. F. J. Maginniss, N. R. Schoultz. Performance of Induction Motors. Tr. AIEE, т. 63, стр. 641, 1944.
7. Е. Я. Казовский. Обобщенное рассмотрение переходных режимов в асинхронных и синхронных машинах. Сборник „Электросила“, № 2—3, стр. 28, 1945.
8. R. H. Park. Two reaction Theory of synchronous Machines. Tr. AIEE, ч. I, т. 48, стр. 716, 1929.
9. C. Concordia, S. B. Crary, G. Kron. The Double Fed Machine. Tr. AIEE, т. 61, стр. 287, 1942.



Коммутация машин постоянного тока при кратковременных перегрузках

Кандидат техн. наук, доц. Н. П. ЕРМОЛИН

Ленинградский электротехнический институт им. Ульянова (Ленина)

При кратковременных перегрузках, в особенности внезапном коротком замыкании и безреостатном пуске машин постоянного тока, происходит расстройство коммутации, сопровождаемое чрезмерным искрением на коллекторе, нередко переходящем в вспышку или круговой огонь. Периодические перегрузки имеют место при работе крупных прокатных машин, генераторов тяговых подстанций и тяговых двигателей электрифицированных железных дорог и в других установках. Способность машины постоянного тока противостоять соответствующим перегрузкам определяется, главным образом, их коммутацией. Поэтому при проектировании машин для определенных переменных рабочих условий практически важно производить количественную оценку коммутации не только для установившегося, но и, особенно, для неустановившихся режимов работы. Такой расчет позволит более уверенно подходить к выбору необходимых параметров машин.

Особенности коммутации при переходящих перегрузках. Особенности коммутации машины при переходящих перегрузках являются:

1) индуктирование в коммутируемых короткозамкнутых секциях якоря кроме реактивной и коммутирующей э. д. с. e_r и e_k , еще трансформаторной э. д. с. e_t от изменения результирующего полезного тока главных полюсов;

2) нарушение линейной зависимости между коммутирующим потоком добавочных полюсов и током якоря при больших кратностях тока, вследствие насыщения и увеличения рассеяния магнитной цепи этих полюсов (см. ниже рис. 6, кривая 1);

3) замедленное изменение во времени коммутирующего потока добавочных полюсов под влиянием токов Фуко в массивных сердечниках и станине при изменении тока якоря.

Среднее значение реактивной э. д. с. в короткозамкнутых секциях якоря за период коммута-

Рассматривается способ количественного учета демпфирования коммутирующего потока добавочных полюсов при переходных процессах в машинах постоянного тока и дается оценка условия перехода искрения под щетками в круговой огонь на коллекторе. Результаты исследования иллюстрируются опытными данными.

ции можно определить по известному уравнению:

$$e_r = 2\omega_s I_0 \lambda A S v_a 10^{-6} \quad (1)$$

(обозначения общеизвестны).

Величина и направление трансформаторной э. д. с. в этих секциях зависит от характера изменения результирующего полезного потока главного полюса, пронизывающего их:

$$e_t = -\omega_s \frac{d\varphi}{dt} 10^{-8}, \quad (2)$$

где φ — результирующий поток главного полюса Мх.

На рис. 1 представлены кривые реактивной и трансформаторной э. д. с. в коммутируемых секциях при замедленной коммутации. Как показывают эти кривые, трансформаторная э. д. с. e_t при нарастании результирующего потока главного полюса имеет противоположное направление относительно средней реактивной э. д. с. e_r и при убывании его совпадает по направлению с ней.

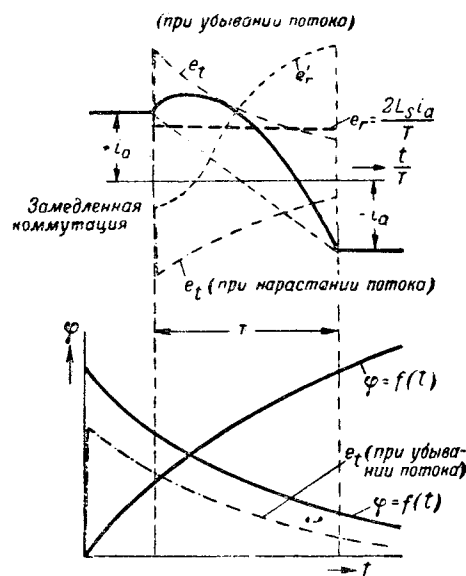


Рис. 1. Электродвижущая сила в коммутируемой секции.

Этим определяется влияние трансформаторной э. д. с. на характер коммутации. Очевидно, в тех секциях якоря, в которых она совпадает по направлению с реактивной э. д. с., коммутация тока затрудняется, при обратном соотношении — несколько облегчается. Наибольшая величина трансформаторной э. д. с. в неблагоприятном случае может достигать 100—150% значения средней реактивной э. д. с. секции при номинальном токе якоря.

Магнитная цепь добавочных полюсов машины проектируется ненасыщенной при номинальных условиях. Благодаря этому между полезным коммутирующим потоком добавочных полюсов и током якоря до определенного предела практически существует линейная зависимость. При больших кратностях тока якоря вследствие насыщения и увеличения рассеяния магнитной цепи линейность резко нарушается и коммутирующий поток с увеличением тока уменьшается. Ниже на рис. 6 представлена кривая намагничивания I добавочных полюсов машины HN—250, которая показывает, что при больших перегрузках будет происходить расстройство коммутации по причине недостаточной величины полезного коммутирующего потока даже при установившемся режиме работы машины.

Эту кривую намагничивания при установившемся режиме можно в необходимых границах с достаточным приближением представить аналитически в относительных единицах следующим уравнением:

$$\varphi = ai + bi^2 + ci^3, \quad (3)$$

где $i = \frac{I}{I_a}$ — кратность тока якоря.

При переходных процессах в машине, как указывалось, происходит замедленное изменение коммутирующего потока добавочных полюсов под влиянием демпфирования при изменении тока якоря. Это явление особенно существенно влияет на характер коммутации машины. Для оценки его нужно установить зависимость коммутирующего потока от тока с учетом влияния токов Фуко.

Как показывают исследования, связь между коммутирующим потоком добавочных полюсов при переходных процессах φ'_δ и их потоком при установившемся режиме φ_δ , определяемом кривой намагничивания I , данной ниже на рис. 6, или уравнением (3), выражается в относительных единицах так:

$$\varphi'_\delta = (\beta_\delta - \varphi_0) e^{-\lambda_\varphi t} + e^{-\lambda_\varphi t} \int \left(\frac{1}{3} \frac{d\varphi_\delta}{dt} + \lambda_\varphi \varphi_\delta \right) e^{\lambda_\varphi t} dt, \quad (4)$$

$$\text{где } \varphi_0 = \left[\int \left(\frac{1}{3} \frac{d\varphi_\delta}{dt} + \lambda_\varphi \varphi_\delta \right) e^{\lambda_\varphi t} dt \right]_{t=0}, \quad (4a)$$

$\lambda_\varphi = \frac{\pi r_\delta \cdot 10^4}{0,4l'_c} \left(\frac{1}{a_c^2} + \frac{1}{b_c^2} \right)$ — коэффициент затухания токов Фуко, зависящий от размеров массивных частей магнитной цепи добавочных полюсов, при

этом $\delta_\delta = \frac{0,4\pi AW_{\delta n} \left(1 - \frac{1}{a_c} \right)}{B_{c, \delta}}$; a_c , b_c и l'_c — размеры сечения и длина станины; β_δ — начальное значение потока добавочных полюсов в относительных единицах.

При переходящих перегрузках машины произведение $\lambda_\varphi \varphi_\delta$ в подинтегральном выражении уравнения (4) при нарастании потока φ_δ составляет только несколько процентов от величины производной $\frac{d\varphi_\delta}{dt}$. Как показывают расчет и опыт, коммутирующий поток φ'_δ при этих условиях в пределах между начальной и высшей точками кривой намагничивания I рис. 6 в результате демпфирования составляет только около $1/3$ значения потока φ_δ , определяемого кривой I . Поэтому при упрощенных расчетах коммутации в указанных случаях для учета демпфирования коммутирующего потока можно вместо уравнения (4) в первом приближении принять:

$$\varphi'_\delta \approx \frac{1}{3} \varphi_\delta. \quad (4b)$$

Коммутирующая э. д. с. в короткозамкнутых секциях якоря с учетом уравнений (3) или (4) и (4b).

$$e_\kappa = e_{\kappa 0} \varphi'_\delta, \quad (5)$$

где э. д. с. при номинальном токе якоря

$$e_{\kappa 0} = \frac{2\omega_s v_a \Phi_{\delta 0} \cdot 10^{-6}}{b_\delta}. \quad (5a)$$

Среднее значение результирующей э. д. с. в коммутируемых секциях якоря при переходных процессах определяется алгебраической суммой реактивной, трансформаторной и коммутирующей э. д. с. в них, вычисляемых по (1), (2) и (5):

$$e_p = e_r + e_t - e_\kappa. \quad (6)$$

На рис. 2 дана потенциальная диаграмма под щеткой при замедленной коммутации тока. Напряжение между краями щетки представляет собой разность падений напряжения в переходных сопротивлениях контактов сбегающего и набегающего краев ее. Величина этого напряжения пропорциональна результирующей э. д. с. одной секции и числу перекрываемых щеткой коллекторных пластин γ :

$$\Delta e = \gamma \cdot e_p. \quad (7)$$

Среднее значение добавочного коммутационного тока в короткозамкнутой секции якоря

$$I_{\delta, cp} = \frac{e_p}{2R'_{щ} + r_s}, \quad (8)$$

где r_s — омическое сопротивление секции якоря

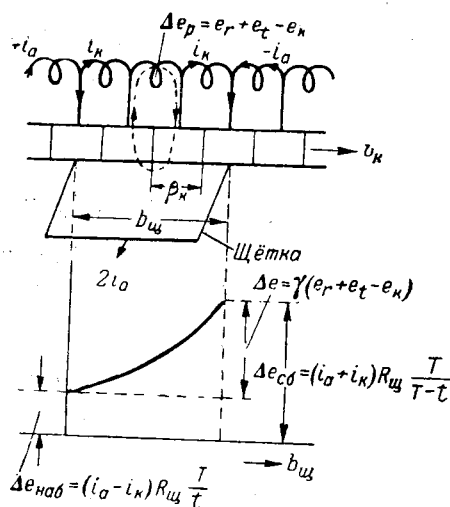


Рис. 2. Потенциальная диаграмма под щеткой при замедленной коммутации.

в омах; $R'_{щ}$ —среднее переходное сопротивление контакта щеток одного brackets траверсы в омах, соответствующее ширине одной коллекторной пластины.

Круговой огонь на коллекторе. Чрезмерное искрение на коллекторе, возникающее в результате расстройств коммутации машины, при определенных условиях может перейти в круговой огонь. Это явление, как известно, представляет собой вспышку вольтовой дуги между разноименными щетками, превращающуюся в сплошное огненное кольцо вокруг коллектора. Последствия такого явления могут быть весьма пагубными для машины.

Относительно причин и физической сущности кругового огня до сих пор еще не установилось единого мнения. Известно, что он зависит от коммутационной наладки машины, величины напряжения между смежными коллекторными пластинами, сорта щеток и многих других факторов. Возникновение кругового огня на коллекторе обычно наблюдается в следующих случаях: 1) больших перегрузках и внезапном коротком замыкании машины; 2) сбрасывании нагрузок и выключении короткого замыкания; 3) сильном искрении, вызванном расстройством коммутации машины; 4) подпрыгивании щеток во время тряски двигателей; 5) загрязнении коллектора маслом.

По существующим воззрениям круговой огонь на коллекторе возникает или в результате слияния в единую дугу отдельных мелких вольтовых дуг, образующихся между смежными коллекторными пластинами, или под влиянием искрения щеток. По первому взгляду образование отдельных дуг происходит в том месте коллектора, где имеется наибольшее напряжение между смежными пластинами. В этом случае решающее влияние на образование кругового огня оказывает явление искажения потока в воздушном зазоре реакцией якоря при перегрузках машины. Искрение же под щетками лишь способствует

этому образованию, ионизируя воздух. По другому мнению, возникновение дуг происходит, главным образом, под щетками, а дальнейшее горение их между краем щетки и сбегающими пластинами поддерживается повышением напряжения на коллекторе в соответствии с потенциальной кривой (рис. 4).

В действительности, однако, оба этих взгляда на природу указанных дуг, по существу, не исключают, а дополняют друг друга, так как совместно полное охватывают это сложное явление. Несомненно, отдельные дуги возникают как в месте наибольшего напряжения между пластинами, так и под щетками. Речь может лишь идти об установлении места сосредоточения на коллекторе главного источника их. Это возможно сделать на основании имеющихся экспериментальных исследований кругового огня на коллекторе, выполненных при разных условиях. Данные исследования показывают, что в основе возникновения этого явления в большинстве случаев лежит интенсивное искрение под щетками, а повышенное напряжение между смежными коллекторными пластинами обычно служит дополнительным источником образования дуг. Лишь при некоторых определенных условиях напряжение между пластинами может быть основной причиной появления кругового огня на коллекторе.

Относительно скорости распространения кругового огня на коллекторе в момент его образования имеются разные экспериментальные данные. В зависимости от условий опыта эта скорость получается меньшей, равной или превосходящей окружную скорость коллектора. Повышение скорости происходит под влиянием сильных электродинамических усилий при больших токах, растягивающих возникающую вольтовую дугу между краем щетки и сбегающей коллекторной пластиной.

Важными факторами, существенно влияющими на скорость распространения кругового огня, являются величины тока якоря и напряжения на коллекторе. С повышением их скорость распространения огня по коллектору возрастает. Как показывает опыт, это распространение начинается обычно от искрящей отрицательной щетки у генератора и положительной—у двигателя. Дуга между щеткой и сбегающей коллекторной пластиной возникает в результате разрыва цепи коммутационного тока, содержащей индуктивность и сопротивление секции. Длина дуги получается тем больше, чем больше напряжение, ток и индуктивность разрываемой цепи. При определенной критической длине дуга скачкообразно переходит в круговой огонь, перебрасываясь по коллектору к щетке противоположной полярности.

В соответствии с изложенным можно приблизительно установить условие перехода искрения под щетками в круговой огонь, пользуясь известным условием устойчивого горения дуги постоянного тока. Как известно, при размыкании цепи постоянного тока, содержащей сопротивление r и ин-

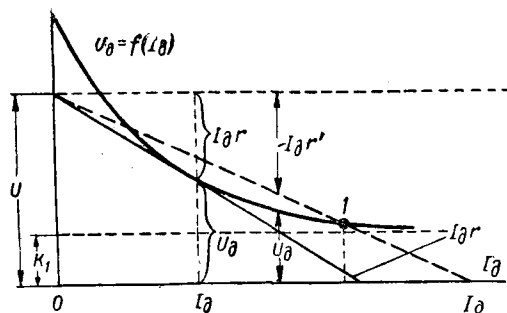


Рис. 3. Статическая характеристика дуги постоянного тока.

дуктивность L , уравнение равновесия э. д. с. в ней при наличии дуги имеет вид:

$$U = I_{\delta} r + L \frac{dI_{\delta}}{dt} + U_{\delta},$$

где U — напряжение размыкаемой цепи V ;

U_{δ} — напряжение дуги, V ;

I_{δ} — ток дуги, A .

Когда дуга горит устойчиво, ток в цепи не меняется, и следовательно, производная $\frac{dI_{\delta}}{dt} = 0$, тогда по уравнению (9)

$$U - I_{\delta} r - U_{\delta} = 0. \quad (10)$$

На рис. 3 представлена статическая характеристика дуги постоянного тока для определенного промежутка между электродами. Здесь точка I на кривой соответствует случаю устойчивого горения дуги, так как согласно уравнению (9) справа от нее $\frac{dI_{\delta}}{dt} < 0$ ток убывает, а слева — наоборот. Предел устойчивого горения дуги будет характеризоваться точкой касания прямой $I_{\delta} r$ к характеристике дуги. В этом случае на основании уравнения (10)

$$r + \frac{dU_{\delta}}{dI_{\delta}} = 0. \quad (11)$$

Если теперь воспользоваться известной эмпирической формулой статической характеристики дуги постоянного тока вида [Л. 13]:

$$U_{\delta} = k_1 + k_2 \frac{l}{\sqrt{I_{\delta}}}, \quad (12)$$

в которой

$l = l' + c$ — общая длина дуги в см (в среднем $c = 0,8$ см; $k_1 = 36$, $k_2 = 51$ — для угольных электродов; $k_1 = 25$, $k_2 = 50$ — для медных электродов; для случая электродов уголь — медь в среднем принять $k_1 = 30$ и $k_2 = 50$), то наибольшая длина дуги, соответствующая пределу устойчивого горения ее, на основании (10), (11) и (12), будет:

$$l = \frac{2}{3} \frac{(U - k_1) \sqrt{I_{\delta}}}{k_2} \quad (13)$$

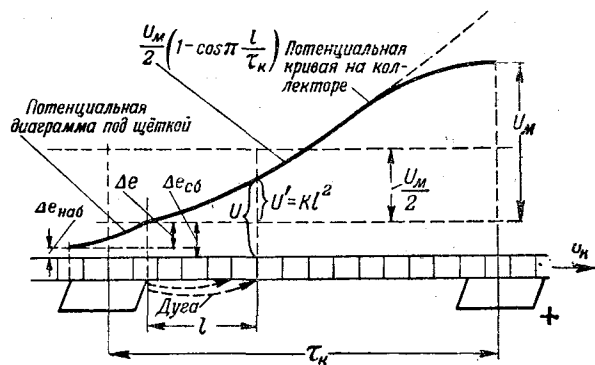


Рис. 4. Потенциальная диаграмма на коллекторе (генераторный режим).

Таким образом, для устойчивого горения дуги необходимо, чтобы функция по уравнению (13)

$$f(l) = \frac{2}{3} \frac{(U - k_1) \sqrt{I_{\delta}}}{k_2} - l \geq 0. \quad (14)$$

При рассмотрении условий горения дуги между краем щетки и сбегавшей коллекторной пластиной нужно учесть, что по мере передвижения пластины по потенциальной кривой напряжение разрывающей цепи возрастает с удлинением дуги (рис. 4). Это напряжение, согласно рис. 4, можно представить в виде двух составляющих:

$$U = \Delta e_{c6} + U'. \quad (15)$$

При сильно замедленной коммутации, получающейся при переходящих перегрузках машины, напряжение между сбегавшим краем щетки и пластиной Δe_{c6} практически можно заменить напряжением между краями щетки Δe , определяемым уравнением (7). Составляющую же U' в пределах участка потенциальной кривой на коллекторе $0 \leq l \leq 0,5 \tau_k$ можно с достаточным приближением представить аналитически параболой:

$$U' = kl^2. \quad (16)$$

Потенциальная кривая рис. 4 по форме близка к косинусоиду, и в компенсированных машинах не искажается реакцией якоря, поэтому коэффициент параболы в указанных пределах изменения l

$$k = \frac{2U_M}{\tau_k^2}, \quad (16a)$$

где U_M — напряжение на зажимах машины в V ;

τ_k — полюсный шаг по окружности коллектора в см. Тогда общее напряжение разрывающей цепи

$$U = \Delta e + kl^2. \quad (17)$$

После подстановки уравнения (17) в уравнение (14), получается следующее наибольшее значение длины дуги между щеткой и коллекторной

пластиной, при которой еще возможно устойчивое горение ее:

$$l = \frac{0,75k_2}{k\sqrt{I_0}} \pm \sqrt{\left(\frac{0,75k_2}{k\sqrt{I_0}}\right)^2 - \frac{\Delta e - k_1}{k}}. \quad (18)$$

На рис. 5 представлена функция $f(l)$ по (14), с учетом (17), на котором заштрихованный участок характеризует устойчивое горение дуги. При длине дуги $l > OA$ она гаснет, так как $f(l) < 0$ не удовлетворяет (14). Следовательно, для определения длины l по (18) нужно перед корнем брать знак минус.

По мере перемещения вверх кривой $f(l)$ на рис. 5 область устойчивого горения дуги увеличивается. В пунктирном положении кривой $f(l)$ на оси абсцисс (14) удовлетворяется при любой длине l и дуга уже не гаснет, а перебрасывается к другой щетке, образуя круговой огонь. Это будет иметь место в том случае, когда подкоренное выражение в (18) обращается в нуль. На основании этого условие перехода сильного искрения под щеткой в круговой огонь на коллекторе будет:

$$(\Delta e - k_1) I_{0.к} k \geq (0,75k)^2, \quad (19)$$

где $I_{0.к}$ — добавочный коммутационный ток в короткозамкнутой секции в момент размыкания ее в А.

После подстановки значений коэффициентов уравнения (12) для случая электродов уголь — медь получается:

$$(\Delta e - 30) I_{0.к} k \geq 1400. \quad (19a)$$

Следовательно, как показывает уравнение (19a), при напряжении между краями щетки $\Delta e \leq 30$ В и нормальной скорости вращения якоря круговой огонь на коллекторе под влиянием искрения щеток вообще не может возникнуть.

При получении уравнения (19a) были использованы значения коэффициентов K_1 и K_2 для случая статической характеристики дуги и оно не учитывает электродинамических усилий, растягивающих дугу при больших токах. При удлинении же дуги указанные коэффициенты вообще возрастают, поэтому (19a) предсказывает возможность образования кругового огня на коллекторе несколько ранее, чем оно может быть. Однако, такое преувеличение в оценке условия возникновения этого сложного явления небесполезно, так как создает некоторый запас на недоучет других факторов. Для учета же электродинамических усилий в дуге можно воспользоваться уравнением (19), подставив в него соответствующие опытные значения коэффициентов k_1 и k_2 .

Произведение $(\Delta e - k_1) I_{0.к}$ в уравнении (19) представляет собой мощность светящейся части или газообразного столба дуги, поэтому условие перехода искрения в круговой огонь гласит: произведение из мощности светящейся части дуги на коэффициент нарастания напряжения по коллек-

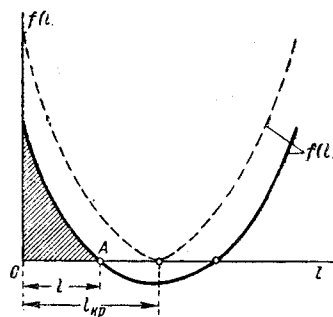


Рис. 5. К условию устойчивости горения дуги.

тору должно быть равно или больше некоторой постоянной величины.

Точное вычисление добавочного коммутационного тока в момент размыкания секции затруднительно ввиду неопределенности сопротивления сбегающего края щетки, параметров возникающей дуги и других факторов. Однако, величина его в самом неблагоприятном случае меньше значения тока вне коммутационной зоны обмотки якоря. Так, осциллограммы токов коммутируемых секций для разных машин показывают, что значение добавочного тока в момент размыкания секций якоря при замедленной коммутации и сильном искрении под щеткой составляет около 0,3—0,5 величины тока секции вне коммутационной зоны. Поэтому для ориентировочной оценки условия образования кругового огня на коллекторе по уравнению (19a) при расчетной проверке коммутации машины можно принять следующую величину добавочного тока в момент размыкания секции:

$$I_{0.к} = (0,3—0,5) i_a, \quad (20)$$

где i_a — ток секции якоря вне коммутационной зоны в А.

Основным средством борьбы с круговым огнем на коллекторе является соответствующее проектирование машины в отношении коммутации, в результате которого должна быть обеспечена работа ее без опасного искрения на коллекторе при самых неблагоприятных условиях. В высоковольтных машинах дополнительно могут быть применены следующие известные средства, затрудняющие распространение кругового огня на коллекторе: 1) быстродействующие выключатели для выключения короткого замыкания и больших перегрузок; 2) барьеры из огнеупорных изолирующих материалов, устанавливаемые вдоль коллектора между щетками разной полярности; 3) металлические экраны, располагаемые параллельно поверхности коллектора и соединяемые электрически со щеткодержателями; 4) гашение дуги на коллекторе воздушным или магнитным дутьем.

Проверка коммутации машины. Ниже приведена проверка коммутации машины типа НН-250, 28 kW, 215 В, 134/165 А, 1440 об/мин для случаев внезапного короткого замыкания и установившейся перегрузки ее. Данные следующие:

$\omega_s = 1$, $l_0 = 21,8$ см; $v_a = 21,1$ м/сек; $AS_H = 205$ амперпроводов на сантиметр; $\lambda = 4,55$; $\Phi_{20} = 0,09 \cdot 10^6$ М; $b_d = 4,4$ см;

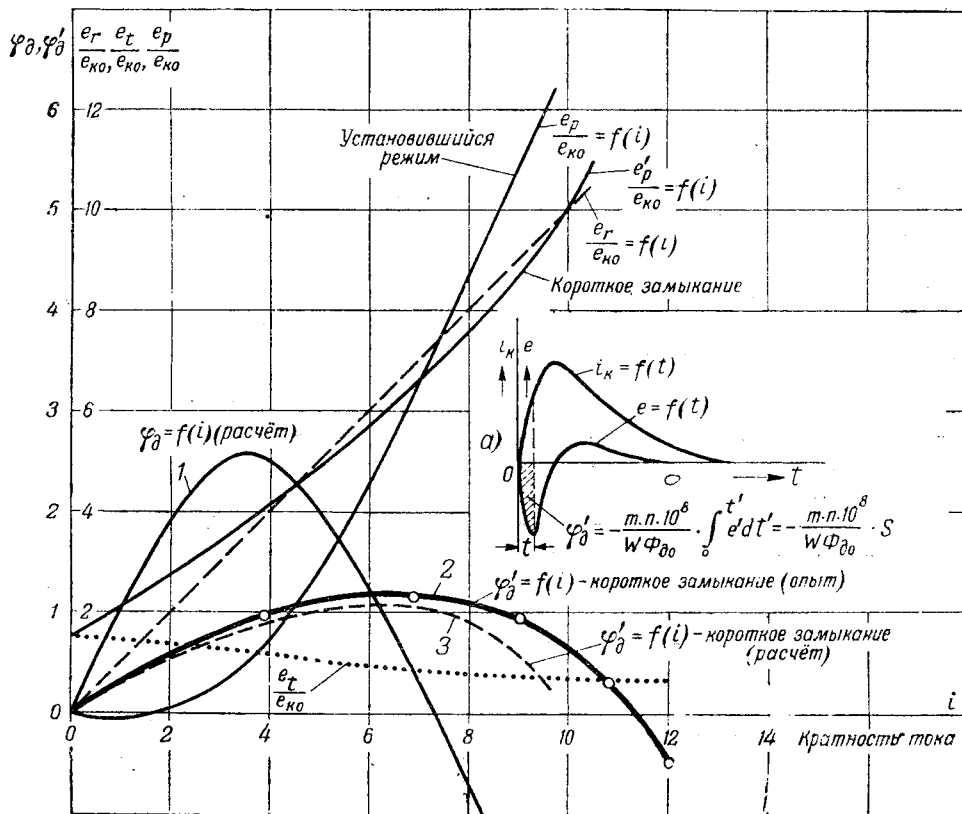


Рис. 6. Кривые намагничивания добавочных полюсов и э. д. с. в коммутируемой секции якоря машины HN-250, 28 kW, 215 V, 134 A, 1,440 об/мин.

$\gamma=2,0$; $i_a=67$ A; $R_{\text{ш}}=0,0093$ Ω; $r_s=0,00105$ Ω; $\lambda_{\phi}=11,8$ 1/сек;
 $\Phi_a=1,65 \cdot 10^6$ M; $a'=2,1$ V; $b'=0,4$ V.

Для экспериментального определения демпфирования коммутирующего потока добавочных полюсов при переходных процессах было произведено внезапное короткое замыкание указанной машины на выбеге вхолостую при номинальном числе оборотов, независимом возбуждении и полном напряжении на зажимах путем быстрого отключения ее от сети и замыкания накоротко. Изменение коммутирующего потока в этом случае определялось с помощью вспомогательной обмотки, намотанной вокруг наконечника добавочного полюса и включенной на шлейф осциллографа. Осциллограммы тока короткого замыкания э. д. с. вспомогательной обмотки представлены на рис. 6, а. Этот ток в относительных единицах аналитически представляется здесь уравнением

$$i_k = 15 (e^{-5t} - e^{-90t}). \quad (21)$$

Среднее значение реактивной э. д. с. в коммутируемой секции при номинальном токе якоря по уравнению (1) будет:

$$e_{r0} = 2 \cdot 1,21 \cdot 8,44 \cdot 205 \cdot 21,1 \cdot 10^{-6} = 0,858 \text{ V},$$

а при любом значении тока:

$$e_r = 0,858 i. \quad (22)$$

Коммутирующая э. д. с. в этой секции (5 а):

$$e_{k0} = \frac{2 \cdot 1,21 \cdot 1,09 \cdot 10^6 \cdot 10^{-6}}{4,4} = 0,862 \text{ V}$$

или

$$e_k = 0,862 \varphi'_{\delta}. \quad (23)$$

Трансформаторная э. д. с. секции по (2) с учетом (21) и потока главных полюсов из уравнения равновесия э. д. с. цепи якоря будет:

$$e_t = -w_s \Phi_a \frac{d\varphi}{dt} 10^{-8} = 0,0495 \cdot (3,75 e^{-5t} + 22,5 e^{-90t}). \quad (24)$$

На рис. 6 представлены расчетные и опытные кривые намагничивания добавочных полюсов машины HN-250 при установившемся режиме — кривая 1 и внезапном коротком замыкании — кривые 2 и 3. Опытная кривая 2 получена с помощью осциллограммы кривой э. д. с. упомянутой вспомогательной обмотки добавочного полюса путем планиметрирования площади этой кривой для каждого промежутка времени и умножения ее на масштабный коэффициент, как показано на рис. 6, а. Расчетная кривая 3 вычислена по (4). Расхождение между кривыми 2 и 3 в пределах до 7-кратного значения тока якоря составляет не более 5%, что подтверждает справедливость этого уравнения для учета демпфирования коммутирующего потока добавочных полюсов. Кроме этого опытная кривая показывает, что соотношение между коммутирующими потоками при коротком замыкании и установившемся режиме составляет около $1/3$.

На том же рис. 6 по уравнениям (22) — (24) и (6) представлены кривые э. д. с. в коммутируемой секции якоря e_r , e_t , e_p , которые показывают, что демпфирование коммутирующего потока при значениях кратности тока якоря в пределах до точки перегиба кривой намагничивания 1 вредно влияет на коммутацию, а за этой точкой — благоприятно. Например, при 4-кратном токе короткого замыкания получается примерно 4-кратная недокомпенсация реактивной и трансформаторной э. д. с. секции коммутирующей э. д. с., в то время как при установившемся режиме — только 1,5-кратная. За той же перегиба кривой 1, например при 10-кратном токе, указанная недокомпенсация в первом случае составляет 10-кратное значение, а во втором — более, чем 12-кратное.

При 12-кратной амплитуде тока короткого замыкания наибольшая э. д. с. в коммутируемой секции (рис. 6)

$$e_{pt} = 13,6 \cdot e_{k0} = 13,6 \cdot 0,862 = 11,7 \text{ V};$$

максимальное напряжение между краями щетки

$$\Delta e = \lambda e_{pt} = 2 \cdot 11,7 = 23,4 \text{ V}.$$

$\Delta e < 30$ В и кругового огня на коллекторе в данном случае на основании уравнения (19а) не может быть, что и подтверждает опыт.

Наибольшее среднее значение добавочного коммутационного тока в короткозамкнутой секции по (10)

$$I_{\partial, \text{ср}} = \frac{2,5 \cdot 11,7 - 2 \cdot 0,0093 \cdot 2,1 \cdot 67}{2 \cdot 0,0093 \cdot 0,4 + 2,5 \cdot 0,00105} = 2658 \text{ А}$$

или кратность этого тока составляет

$$i_{\partial} = \frac{2658}{67} = 40.$$

Выводы. Исследование коммутации машины HN-250 при переходящих перегрузках показало, что:

1. Демпфирование коммутирующего потока добавочных полюсов при переходных процессах в пределах изменения тока якоря до точки перегиба их кривой намагничивания вредно влияет на коммутацию машины, а за точкой перегиба — благоприятно.

2. Коммутирующий поток в указанных пределах вследствие демпфирования составляет лишь около $1/3$ соответствующего установившегося значения.

3. Результаты расчета коммутирующего потока добавочных полюсов при переходных процессах по уравнению (4) достаточно согласуются с опытом.

4. Условие перехода искрения под щетками в круговой огонь по (19) или (19а), хотя и полу-

чило в данном опыте общее подтверждение, но должно еще подвергнуться всесторонней экспериментальной проверке на ряде объектов, в особенности на крупных машинах.

Литература

1. J. Linebauch und Burnham. Schutz von Gleichstrommaschinen und Einankerumformern vor Rundfeuer am Kollektor. ETZ, № 28, стр. 339, 1919.
2. E. Cramer. Das Rundfeuer bei Gleichstrommaschinen und seine Verhütung. ETZ, № 41, стр. 56, 1919.
3. C. Trettin. Über Segmentspannung und Rundfeuer bei Gleichstrommaschinen. Siemens-Jahrbuch, стр. 459, 1929.
4. C. Hellmund. Flashing of Railway Motors. El. Eng., № 11, 1935.
5. C. Hellmund. Arc Characteristics Applying to Flashing on Commutators. El. Eng., № 1, 1937.
6. А. И. Москвитин. Скорость распространения кругового огня на коллекторе. Электричество, № 17—18, 1932 и № 9 1933.
7. О. Б. Брон и В. С. Александров. Круговой огонь на коллекторе машин постоянного тока. Электричество, № 3, 1935.
8. Д. П. Морозов. О трансформаторной э. д. с. при переходных режимах в машинах постоянного тока. Электричество, № 6, 1936.
9. К. И. Шенфер и С. Б. Юдицкий. Круговой огонь и меры борьбы с ним. ВЭП, № 3, 1938.
10. С. Б. Юдицкий. Характер искрения при безреостатном пуске в ход двигателя постоянного тока. ВЭП, № 5, 1939.
11. С. Б. Юдицкий. Коммутация при прямом пуске двигателей постоянного тока. ВЭП, № 1, 1939.
12. С. Б. Юдицкий. Коммутация машин постоянного тока. Госиздат, 1941.
13. В. П. Никитин. Электрические машины и трансформаторы для дуговой сварки. Изд. 1937.



Установка двойного тока

Доктор техн. наук, проф. А. С. КАНТЕР

Московский энергетический институт им. Молотова

Электроснабжение от больших электрических станций и систем охватывает в настоящее время целые области и во многих случаях страны. Тем

не менее отдельные самостоятельные электрические станции небольшой мощности — с двигателем внутреннего сгорания, водяным или ветряным, — не только не утратили своего значения, но получают все большее применение. Небольшие электрические установки сооружаются в колхозах и совхозах, особенно в отдаленных местностях, на полярных станциях, на самолетах, автомобилях, тракторах, тягачах и т. п. Эти установки в большинстве случаев работают в очень трудных условиях эксплуатации с мало-квалифицированным в области электрооборудования персоналом.

Для электростанций малой мощности применяют почти всегда генератор постоянного тока, работающий параллельно с аккумуляторной батареей. Назначение аккумуляторной батареи — питать потребителей энергии, когда генератор неподвижен или вращается с малой скоростью.

Регулирование напряжения генератора осуществляется обычно вибрационным регулятором напряжения. Следует отметить, что при параллельной работе генератора с аккумуляторной батареей напряжение у клемм установки определяется напряжением батареи. Регулирование напряжения или тока генератора необходимо в первую очередь для предохранения аккумуляторной батареи и обмоток генератора от чрезмерно большого тока, при высоких скоростях вращения генератора.

Электрические машины, в частности машины постоянного тока, как по использованию материала, так и по к. п. д., достигли очень высокой степени совершенства. Однако, наличие коллектора, щеток, щеткодержателей неизбежно требует в эксплуатации сравнительно частой смены деталей, склада запасных частей, квалифицированного ухода за машиной. Еще большие затруднения в эксплуатации создаются при наличии вибрационного регулятора напряжения — аппарата, сложного по конструкции и малонадежного в работе.

С целью значительного улучшения эксплуатационных качеств и упрощения всех конструк-

Предлагается новый тип установки двойного тока с генератором переменного тока с возбуждением постоянными магнитами и сухими выпрямителями. Разбирается условие работы установки при различных схемах соединения, указывается на ряд преимуществ установки, в особенности в тяжелых условиях эксплуатации.

тивных элементов электрической части предлагается новый тип установки с генератором переменного тока, возбуждаемым постоянными маг-

нитами, с сухим купроксным или селеновым выпрямителем. В этой установке генератор через выпрямитель работает параллельно с аккумуляторной батареей.

Обмотки генератора могут быть выполнены или обычной конструкции — однофазными или трехфазными — или по схеме магнитно-разделенных цепей, предложенной автором [Л. 1] и представляющей в данном случае, как будет указано ниже, ряд преимуществ в работе. Принципиальная схема установки приведена на рис. 1. Следует отметить, что в таком выполнении, с выпрямлением всего тока, подобные схемы с генератором с электромагнитным возбуждением предлагались неоднократно. В работе автора «Новые идеи в автотракторном электрооборудовании» [Л. 2] приведены некоторые подобные схемы. Схема с генератором с возбуждением постоянными магнитами для установки на моторном транспорте впервые предложена автором совместно с А. Н. Ларионовым [Л. 2].

Ряд новых схем непосредственного использования переменного тока, приводимые ниже, предлагаются, насколько автору известно, впервые.

Основное преимущество предлагаемой установки — крайняя конструктивная простота, значительно повышенная надежность эксплуатации, возможность возложения обязанностей ухода и эксплуатации на мало-квалифицированный персонал. В установке нет ни коллектора, ни щеток, ни щеткодержателей — нет ни одного скользящего контакта. Отпадает также необходимость в реле обратного тока. Особенно велики преимущества этой системы при переменном числе оборотов первичного двигателя, что имеет место

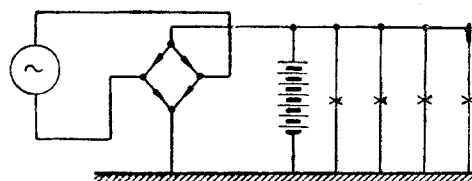


Рис. 1.

в установках на самолетах, моторном транспорте — автомобилях, тракторах, при работе ветросиловых установок и т. п. Обычно применяемый в этом случае вибрационный регулятор напряжения является, как уже указывалось выше, сложным, сравнительно дорогим в производстве и малонадежным в эксплуатации.

В предлагаемых установках возможно регулирование напряжения и без регулятора, за счет индуктивности обмоток и применения системы магнитно-разделенных цепей.

По схеме рис. 1 генератор переменного тока работает через выпрямитель параллельно с аккумуляторной батареей. На схеме этого рисунка представлен генератор однофазного тока. В ряде случаев более целесообразным может быть применение генератора трехфазного тока.

При использовании схемы обмотки с магнитно-разделенными цепями возможны различные соединения обмоток, в особенности при одновременной нагрузке установки как постоянным, так и переменным током.

Разбор некоторых возможных схем установки. В каждом отдельном конкретном случае необходим подбор наиболее целесообразной для данных условий работы схемы. Возможно: 1) выпрямлять сухим выпрямителем весь ток генератора и питать нагрузку только постоянным током (рис. 1);

2) часть потребителей питать переменным током непосредственно от генератора, а другую часть оставить на питании постоянным током (рис. 2);

3) питать часть потребителей, как и в предыдущем случае, переменным током, а часть постоянным, но предусмотреть переключение по мере надобности отдельных потребителей с переменного тока на постоянный и обратно (рис. 3);

4) питать, как и в предыдущем случае, часть потребителей переменным, а часть постоянным током, но предусмотреть возможность не только переключать потребителей с постоянного тока на переменный и обратно, но и частично переключать обмотки генератора с работы непосредственно на потребителя на работу на выпрямитель и аккумуляторную батарею (рис. 4).

Такое переключение возможно выполнить автоматически: при повороте переключателя в целях выключения какой-либо нагрузки часть соответствующих обмоток генератора переключается на сухой выпрямитель.

При выпрямлении сухим выпрямителем всего тока генератора (рис. 1) мощность выпрямителя должна быть наибольшей. Генератор переменного тока также должен быть рассчитан на большую мощность, так как необходимо принять во внимание к. п. д. сухих выпрямителей. Аккумуляторная батарея должна при этом иметь сравнительно большую емкость и, следовательно, большие габариты. Установки, выполненные по схемам рис. 2, 3 и 4, работающие одновременно как на постоянном, так и на переменном токе, являются вследствие этого более рациональными. Следует подчеркнуть, что ряд потребителей энергии может работать как от постоянного, так и от переменного тока (лампы накаливания, на-

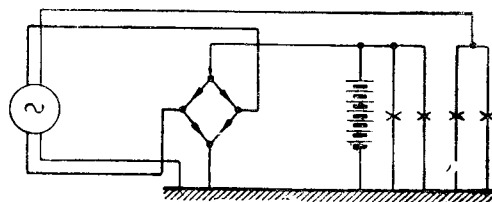


Рис. 2.

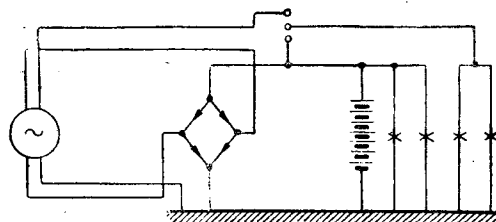


Рис. 3.

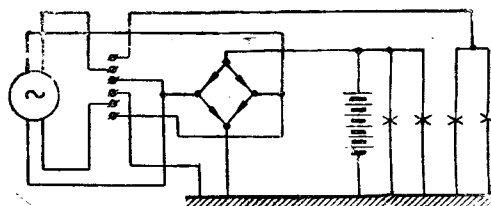


Рис. 4.

гревательные приборы, универсальные электродвигатели и т. п.). В зависимости от условий работы установки, — осуществляется ли привод генератора от первичного двигателя с переменной или постоянной скоростью вращения, работает ли первичный двигатель постоянно или же имеют место перерывы в работе, во время которых также необходимо питать энергией часть потребителей, — возможно применение тех или иных схем соединений.

Ниже приводим примеры различных условий работы.

Если установка дает ток для освещения и энергию для привода водяного насоса, то возможно спроектировать установку таким образом, что насос работает только при работе первичного двигателя, тогда как освещение включено все время. В этом случае насос может приводиться во вращение двигателем переменного тока, а освещение во время работы генератора работает на переменном токе и переключается на постоянный ток при остановке генератора. В генераторе должны быть предусмотрены группы обмоток: для работы двигателя, для работы на освещение и зарядки аккумуляторной батареи (рис. 2 и 3).

При работе установки только на осветительную нагрузку и при работе первичного двигателя с перерывами возможен следующий вариант: питать освещение переменным током и одновременно заряжать через выпрямитель аккумуляторную батарею. При остановке двигателя необходимо уменьшить нагрузку, оставив только дежурное освещение, которое будет питаться от аккумуляторной батареи.

В зависимости от соотношения времени работы и остановки двигателя, от мощности, потребляемой дежурным освещением, от соотношения мощностей потребителей, включенных постоянно и выключаемых на время остановки первичного двигателя, подбирается емкость аккумуляторной батареи и рациональный режим работы установки.

Установки нового типа могут быть широко использованы в моторном транспорте — для электрооборудования автомобиля, автобуса, трактора. Простейшая схема электрооборудования автомобиля включает генератор, стартер, фары, подфарники, зажигание, стоп-сигнал, лампочки — номерную и на доске приборов. Все потребители, кроме фар, должны работать и на остановках, когда генератор не вращается, и поэтому они должны питаться постоянным током. В случае необходимости зажечь фары при неподвижном генераторе предусматривается возможность переключения их на постоянный ток.

При выключенных фарах, во время дневной езды, обмотки генератора, питающие фары, могут переключаться на выпрямитель и работать параллельно с другими обмотками генератора и с аккумуляторной батареей (рис. 4).

Следует отметить, что мощность, потребляемая фарами в простейшей установке электрооборудования автомобиля достигает 40 W при мощности генератора в 60 W.

Коэффициент полезного действия. Коэффициент полезного действия в установках на моторном транспорте существенного значения не имеет, так как мощность электрооборудования очень мала в сравнении с мощностью первичного двигателя. В установках с отдельным первичным двигателем — ветряным или внутреннего сгорания — величина к. п. д. существенна.

Коэффициент полезного действия сухих выпрямителей в результате улучшения технологии их производства достиг достаточно высоких значений. По данным НИКФИ [Л. 3] при соответствующих условиях работы не представляет затруднений получить в селеновых выпрямителях к. п. д. порядка 75—80%.

Коэффициент полезного действия генератора постоянного тока небольшой мощности, с электромагнитным возбуждением порядка 2—3 kW, при напряжении 115 V достигает 70—80%. Значительно ниже к. п. д. генератора постоянного тока низкого напряжения — 6,12 и 24 V.

Например, при напряжении 6 V только переходные потери напряжения в щетках достигают 1—1,5 V, что составляет 16—25%.

Коэффициент полезного действия генератора переменного тока с возбуждением постоянными магнитами имеет значительно более высокие значения. Даже при малых мощностях порядка 200—300 W возможно достичь к. п. д. до 80—85%, а при мощностях в 2—3 kW до 85—90% и выше. Поэтому при работе на переменном токе без выпрямителей при любом напряжении к. п. д. предлагаемой установки будет значительно выше, чем в установке с генератором постоянного тока. Особенно велико различие при низком напряжении.

При работе одновременно на два тока — переменный и постоянный — к. п. д. установки зависит от соотношения мощностей постоянного и переменного тока. Если, например, при мощности 1—2 kW 50% ее доставляется переменным током, а 50% постоянным, то суммарный к. п. д. может быть определен следующим образом: к. п. д. на переменном токе составляет 85—90%, на постоянном $90 \times 0,75 = 67,5\%$. Суммарный к. п. д. будет

$$\frac{67,5 + (85 - 90)}{2} = 76 - 78\%$$

по сравнению с 70—80% для генератора постоянного тока напряжением в 115 V.

Как видно, при низком напряжении и малой мощности к. п. д. установки нового типа значительно выше, чем генератора постоянного тока.

В последнее время в автомобильном электрооборудовании все чаще применяют генераторы с очень большой скоростью вращения, достигающей до 12 000 об/мин. При таких скоростях потери на трение на коллекторе генератора постоянного тока должны будут иметь сравнительно большую величину и заметно снизят его к. п. д. Применение в этом случае генератора переменного тока с сухим выпрямителем может оказаться весьма целесообразным.

Регулирование напряжения. При одновременной работе установки на два тока — переменный и постоянный — необходимо регулирование напряжения как на стороне переменного, так и на стороне постоянного тока.

Регулирование напряжения на стороне переменного тока при постоянстве нагрузки цепи получается автоматически — за счет индуктивности рабочих обмоток и применением обмоток с магнитно-разделенными цепями [Л. 1].

Регулирование напряжения на стороне постоянного тока получается от воздействия аккумуляторной батареи, работающей параллельно с сухим выпрямителем. Задачей регулирования в этом случае является, как это было отмечено выше, предохранение как аккумуляторной батареи, так и обмоток генератора от появления чрезмерно большого тока генератора.

Проведенные в лабораторных условиях предварительные исследования регулирования напряжения на стороне постоянного тока установки показали, что возможно получить достаточное для практики регулирование тока при изменении скорости вращения генератора в пределах от 700 до 2 700 об/мин, или в отношении 1:3,85, и при различных изменениях величины внешней нагрузки.

Регулирование напряжения на стороне постоянного тока проводилось подбором соответствующей индуктивности рабочих обмоток генератора, питающих сухие выпрямители. Изменение индуктивности обмоток достигалось различным способом соединения, без каких-либо регуляторов вибрационного или иного типа или скользящих контактов.

В дальнейших исследованиях должны быть уточнены пределы регулирования напряжения

при различном диапазоне изменения скоростей и нагрузок генератора и выявлены и возможности работы на постоянном токе без аккумуляторной батареи.

Вес и стоимость. При переключении части нагрузки на переменный ток по схемам, приведенным выше, емкость и вес аккумуляторной батареи должны быть скорее меньше, чем в системах с генератором постоянного тока.

Генератор переменного тока с возбуждением постоянными магнитами, выполненными из стали альни, легче, чем генератор постоянного тока с электромагнитным возбуждением [Л. 4]. При выполнении генератора с особо мощными по магнитной энергии постоянными магнитами из материалов с термомагнитной обработкой типа магнито (альнико V) [Л. 5, 6] вес генератора резко снижается.

Вес сухих выпрямителей зависит от типа твердых выпрямителей (селеновые или купроксные), схемы соединения, мощности и способа охлаждения.

По данным И. Л. Каганова [Л. 7] вес селеновых выпрямителей составляет около 10—15 г/Вт. Для работы на самолетах, где требуется минимальный вес установки, возможно применение селеновых выпрямителей специального выполнения малого веса, до 0,663 г/Вт [Л. 8].

При сравнении весов следует также учесть веса реле обратного тока и регулятора напряжения, необходимость в которых отпадает в установках с генератором переменного тока.

Представляет значительные затруднения провести в настоящее время сравнение стоимости установки нового типа с установкой с генератором постоянного тока. Стоимость аккумуляторной батареи в установке нового типа должна быть, вероятно, ниже стоимости батареи в установке с генератором постоянного тока.

При серийном производстве стоимость генератора переменного тока с возбуждением постоянными магнитами зависит от материала магнитов и стоимости конструкции [Л. 9]. За счет уменьшения веса, крайней простоты конструкции и вследствие этого значительного упрощения технологии производства стоимость генератора должна быть намного ниже стоимости генератора постоянного тока с электромагнитным возбуждением. В установке нового типа выпадает стоимость реле обратного тока и регулятора напряжения, но прибавляется стоимость сухих элементов.

Если даже первоначальная стоимость установки нового типа и окажется выше стоимости установки с генератором постоянного тока, то значительно более низкая стоимость эксплуатации вследствие большей долговечности установки и резкого снижения расходов на запасные части, ремонт и обслуживание должны компенсировать повышенные первоначальные затраты.

Заключение. С наибольшей выгодой установка нового типа может быть применена для элект-

рических станций небольшой мощности и низкого напряжения, особенно в тех случаях, когда известная часть нагрузки переключается на питание переменным током.

В дальнейшем развитии не исключена возможность применения установки нового типа и для электрических станций большей мощности, порядка 10—20 кВт.

Основные преимущества предлагаемой установки — простота конструкции, надежность в работе вследствие отсутствия щеток, коллектора, щеткодержателей, вибрационного регулятора; резкое снижение помех радиоприему и радиопередаче, создаваемые в обычных установках наличием коллектора; отсутствие шума от коллектора; возможность применения генераторов с очень высокой скоростью вращения и возможность работы в некоторых случаях почти без обслуживающего персонала и во всяком случае с малоквалифицированным персоналом. Еще в 1936 г. [Л. 2] автор развил некоторые основные положения новой системы применительно к электрооборудованию тракторов и указал на возможность применения этой системы к электрооборудованию автомобилей. Тогда же были проведены предварительные испытания установки на тракторе, показавшие удовлетворительные результаты и подтвердившие основные преимущества новой системы. В 1944 г. в лаборатории Московского энергетического института им. Молотова были проведены дальнейшие исследования как теоретического, так и экспериментального характера новой системы, результаты которых частично изложены в настоящей статье. В 1946 г. в журнале SAE Journal (США) было опубликовано сообщение фирмы Leese-Neville [Л. 10], в котором предлагается новая установка и подчеркиваются основные преимущества системы электрооборудования автомобиля генератором переменного тока с электромагнитным, как можно предполагать, возбуждением и с сухим выпрямителем.

Литература

1. А. С. Кантер. Машина с магнитноразделенными цепями. Электричество, № 23, 1936.
2. А. С. Кантер. Новые идеи в автотракторном электрооборудовании. Электричество, № 9, 1936.
3. Научно-исследовательский кино-фото-институт. Технические данные селеновых дисков и столбов. Отчет, 1943.
4. А. С. Кантер. Машины с постоянными магнитами. ВЭП, № 10, 1934.
5. А. С. Кантер. Новые материалы для постоянных магнитов с термомагнитной обработкой. Электричество, № 4, 1941.
6. А. С. Займовский. Задачи науки и техники в области электротехнических сплавов. Электричество, № 9, 1946.
7. И. Л. Каганов. Электронные и ионные преобразователи. Госэнергоиздат, 1940.
8. Alvin L. Embry. Selenium Power Rectifiers for A. C. Aircraft Systems. El. Eng., № 8, 1945.
9. А. С. Кантер. К вопросу относительной стоимости конструкций с постоянными магнитами. Электричество, № 7, 1946.
10. S A E Journal, № 3, 1946.



Критерий соразмерности трансформаторов

Доктор техн. наук, проф. В. А. ТРАПЕЗНИКОВ

Москва

Задача о выборе оптимальной геометрии трансформаторов и электрических машин поставлена давно и уже в значительной мере разрешена методами общих исследований и путем непосредственных расчетов. Однако, проблема оптимальных соразмерностей не утратила своего значения. Усовершенствование известных материалов и появление материалов с новыми свойствами, изменение технико-экономической конъюнктуры и множество других факторов заставляют пересматривать старые конструкции в поисках более совершенных решений. В этом случае нужно располагать общим методом анализа соразмерностей с тем, чтобы сознательно идти к поставленной цели.

Вопросу о выборе соразмерностей трансформатора — этого простейшего электромагнитного аппарата — посвящено много работ, авторы которых ориентировались на самые разнообразные критерии.

Можно указать несколько характерных решений задачи об оптимальном трансформаторе, предложенных в последние десятилетия.

Н. Bohle [Л. 1], положив в основу условие минимума потерь при заданной стоимости активных материалов, с помощью весьма простых и наглядных кривых и соотношений находит основные размеры и нагрузки трансформатора B и Δ .

Г. Н. Петров [Л. 2] принимает за основу условие минимума годовых потерь трансформатора при заданных нагрузках B и Δ и находит его основные соразмерности, параллельно анализируя вопрос о нарушении соразмерностей Видмара.

La Cour [Л. 3] кладет в основу расчета минимум эксплуатационной стоимости трансформации, т. е. сумму первоначальной стоимости трансформатора и потерь за время эксплуатации, находит размеры трансформатора с помощью большого количества кривых, соответствующих случаю свободного выбора нагрузок B и Δ , а также случаям предельных значений нагрузок B и Δ при постоянном и при переменном коэффициенте заполнения окна.

На основе этого же критерия Н. Ф. Байдак [Л. 6], используя ряд кривых, характеризующих

Определяется критерий соразмерности, позволяющий анализировать влияние параметров трансформатора на его стоимость и к. п. д., оценивать совершенство выполненных конструкций и намечать пути их удешевления.

коэффициенты заполнения и другие параметры трансформаторов, приходит к аналогичным результатам.

Изложенные методы не учитывают стоимости охлаждающего устройства трансформатора (бак, масло).

Видмар в своих последних работах [Л. 4], исходя из минимальной стоимости трансформации, приходит к условию экономичного трансформатора, для которого стоимость потерь за время эксплуатации, включая стоимость охлаждающего устройства, должна быть равна трехкратной стоимости активной части трансформатора. Взяв за основу этот критерий, Видмар исследует основные соразмерности трансформаторов, сохраняя основные, ранее полученные им условия соразмерности.

Наконец, А. В. Трамбицкий [Л. 7], принимая основные соразмерности Видмара (равенство весов стержней и ярем, равенство стоимости меди и стали), задаваясь нагрузками B и Δ и учитывая ряд соотношений, установленных практикой, находит все размеры трансформатора.

Можно указать и другие методы расчета, однако, преимущество того или другого способа в значительной мере определяется индивидуальными привычками и вкусами проектирующего. Учитывая это обстоятельство, нам представляется целесообразным, не развивая нового метода расчета, дать метод оценки трансформатора с точки зрения приближения его к оптимуму, безотносительно к тому, каким путем трансформатор был спроектирован. Этой цели и служит предлагаемый ниже «критерий соразмерности».

Очень часто при анализе соразмерностей трансформаторов и электрических машин смешивают и рассматривают совместно два вопроса: 1) оптимальные соразмерности, т. е. соотношение размеров и потерь отдельных элементов трансформатора или машины; 2) оптимальные нагрузки материала B и Δ , определяющие степень использования конструкции и «уровень потерь» данного ряда.

Правда, эти вопросы связаны между собой, хотя бы благодаря влиянию насыщения стали, которое заставляет отступать от оптимальных

соразмерностей. Однако, это обстоятельство является второстепенным фактором и должно учитываться лишь в качестве поправки.

Вопросу о наивыгоднейшем использовании материала и наивыгоднейшем уровне потерь трансформаторов и электрических машин посвящен ряд работ. Мы его рассматривать не будем и исследуем соразмерности трансформаторов, безотносительно к целесообразной степени использования их материалов.

Чтобы отвлечься от нагрузок материала B и Δ и судить о совершенстве конструкции с точки зрения ее соразмерностей, воспользуемся понятиями о „приведенном весе“ и „приведенной стоимости“. Поясним их сущность.

Рассмотрим ряд трансформаторов, подчиняющийся закономерностям:

$$G \equiv P^x, \quad C \equiv P^x \text{ и } p \equiv P^{-y},$$

где G — вес активного материала; C — стоимость активного материала; p — потери трансформатора, выраженные в процентах; P — мощность трансформатора; x и y — показатели степени. Можно доказать [Л. 5], что для любой модели этого ряда справедливы следующие выражения:

$$G \cdot P^{x \cdot y} = \text{const} = G', \quad (1)$$

$$C \cdot P^{x \cdot y} = \text{const} = C'. \quad (2)$$

Величину G' назовем „приведенным весом“, величину C' — „приведенной стоимостью“.

Оказывается, что значения G' и C' определяются лишь геометрическими соотношениями моделей и не зависят ни от абсолютных размеров модели, ни от ее мощности, ни от электромагнитных нагрузок материала B и Δ (при условии $B \equiv \Delta$).

Следовательно, если найдены геометрические соотношения, обеспечивающие минимальное значение приведенной стоимости ряда C' , то на основании (2) стоимость C любой модели при заданном к. п. д. будет минимальной по сравнению с моделями, имеющими иные соразмерности. Точно так же при заданной стоимости модель будет обладать максимальным к. п. д. по сравнению с к. п. д. других моделей, имеющих иную геометрию.

Это свойство приведенного веса и приведенной стоимости дает возможность анализировать геометрические соразмерности трансформаторов и электрических машин, определять их оптимальные соразмерности и выяснять влияние любого из элементов модели на их стоимость и к. п. д.

Выражения (1) и (2) предполагают, что все модели имеют одинаковое соотношение потерь в меди и стали $\xi = \frac{P_m}{P_c}$. Однако, у реальных

трансформаторов, даже принадлежащих к одной и той же серии, ξ может быть различным. Сравнивая реальные конструкции, нужно привести все модели к одинаковому значению $\xi = \xi_0$. В этом случае приведенная стоимость

$$C'_{\xi_0} = C \left(p \cdot \frac{1 + \xi_0}{\xi_0^{1/2}} \cdot \frac{\xi^{1/2}}{1 + \xi} \right)^{x/y}. \quad (2a)$$

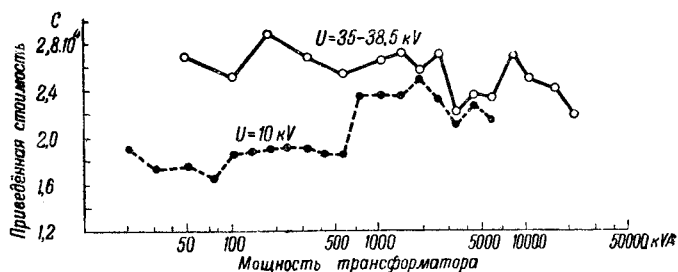


Рис. 1. Приведенная стоимость силовых трехфазных двухобмоточных трансформаторов МТЗ.

На рис. 1 дана приведенная стоимость силовых трехфазных двухобмоточных трансформаторов МТЗ при значениях высшего напряжения 10 и 35—38,5 кВ, определенная согласно (2a). При расчете стоимость 1 kg активной стали была принята равной 1, стоимость 1 kg меди — равной 3,5. Показатель степени принят $\frac{x}{y} = 3, \xi_0 = 3$.

Если все трансформаторы построены одинаково закономерно и отношение $\frac{x}{y}$ выбрано правильно, то приведенная стоимость серии должна представиться в виде горизонтальной прямой, если же значение $\frac{x}{y}$, принятое нами при расчете,

не вполне соответствует истинному, то получается плавная наклонная кривая. Между тем, рис. 1 обнаруживает скачки приведенной стоимости смежных типов, достигающие 20%. Это значит, что серия трансформаторов МТЗ спроектирована недостаточно закономерно¹ и что отдельные трансформаторы, будучи выполнены с одинаковым к. п. д., отличались бы по стоимости на 20% благодаря тому, что некоторые из них обладают неблагоприятными соотношениями. Таким образом, приведенная стоимость, найденная согласно (2) или (2a), позволяет оценить трансформаторы по суммарному (интегральному) эффекту и выявить неудачные модели. Однако выражение (2) не дает возможности установить, в силу каких причин соразмерности одной из моделей лучше, чем другой. Пути для решения подобного вопроса можно найти, исследовав понятие «критерий соразмерности».

Обозначим C — стоимость активного материала трансформатора и примем $C = 1$. Разобьем активный материал трансформатора на четыре части и выразим их стоимость в долях общей стоимости: 1) C_j — стоимость ярем; 2) C_0 — лобовых частей обмоток; 3) $C_{ст}$ — стали стержней; 4) $C_{м.я}$ — меди ядра. Кроме того, обозначим:

$$C_m = C_{м.я} + C_0 \text{ — стоимость меди;}$$

$$C_c = C_{ст} + C_j \text{ — стоимость стали;}$$

$$C_{с.я} = C_{ст} \frac{H_m}{H} \text{ — стоимость стали ядра, т. е. части}$$

стержней, на протяжении, равном высоте обмотки H_m (рис. 2);

¹ Видимо, в силу реальных условий производства, которые заставили объединить различные модели и вследствие этого отступить от оптимальной геометрии.

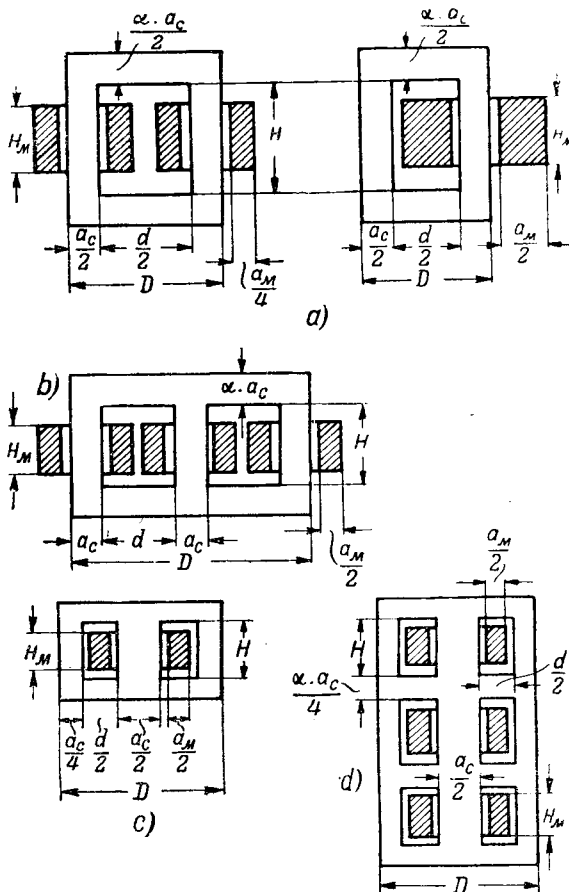


Рис. 2.

a — однофазный стержневой трансформатор; *b* — трехфазный стержневой; *c* — однофазный броневой; *d* — трехфазный броневой трансформатор.

S_c — сечение стали сердечников на одну фазу, см^2 ;

S_M — сечение активной меди на одну фазу (т. е. сечение меди, обтекаемой током при расчетном режиме), см^2 ;

L — длина (толщина) пакета стали, см ;

d — ширина окна, см ;

H — высота окна, см .

$$\nu = \frac{C_{M.я}}{C_{c.я}} = \frac{\text{стоимость меди ядра}}{\text{стоимость стали ядра}};$$

$$\nu = \frac{C_{M.я} H}{C_{c.я} H_M};$$

a_c — полная ширина стали на фазу, см (рис. 2)

a_M — полная ширина обмоток на фазу (включая изоляцию витков, но исключая все изоляционные промежутки между катушками обмоток), см (рис. 2);

$$f_c = \frac{S_c}{a_c L} \text{ — коэффициент заполнения стержня};$$

$$f_H = \frac{S_M}{a_M H} \text{ — коэффициент заполнения окна „по оси“};$$

$$f_{H.M} = \frac{S_M}{a_M H_M} \text{ — коэффициент заполнения обмоток „по оси“};$$

$$f_b = \frac{a_M}{d} \text{ — коэффициент заполнения окна „по ширине“};$$

$$= \frac{B_j}{B} \text{ — } \frac{\text{индукция в сердечнике}}{\text{индукция в ядре}};$$

$\beta = \frac{l_s}{a_M + a_c}$, где l_s — средняя длина лобовой части обмоток;

P_M и P_c — потери в меди и в стали, W ;

G_M и G_c — веса голой меди и стали, kg ;

u_M и u_c — цены изолированной меди и стали, рублей на килограмм;

γ_M и γ_c — плотность меди и стали, $\text{kg}/\text{см}^3$;

p_M и p_c — удельные потери в меди и в стали $\frac{\text{W}}{\text{kg}}$ при $\Delta = 1 \text{ A}/\text{mm}^2$ и $B = 10\,000 \text{ G}$;

$$m_{из} = \frac{\text{вес изолированной меди}}{\text{вес голой активной меди}^2};$$

k_M — стоимость единицы объема обмотки, рублей/ см^3 ;

$$k_M = \frac{S_M m_{из} \gamma_M u_M}{a_M \cdot H_M} = f_{H.M} m_{из} \gamma_M u_M;$$

k_c — стоимость единицы объема стержня, рублей/ см^3 .

$$k_c = \frac{S_c \gamma_c u_c}{a_c L} = f_c \gamma_c u_c.$$

В соответствии с рис. 2 найдем стоимость всех четырех частей трансформатора (C_{ν} , C_j , $C_{M.я}$, $C_{ст}$), выразив ее через основные размеры, коэффициенты заполнения и стоимость единицы объемов и определим произведение сечений $S_M S_c$ с помощью тех же величин.

Задаваясь потерями в меди и стали P_M и P_c , легко найти плотность тока Δ и индукцию в стержне B , выразив их через цены, стоимости и удельные потери. Отсюда найдем мощность трансформатора

$$P = A f S_M S_c \Delta B,$$

где f — частота сети; A — постоянная.

Потери трансформатора, выраженные в процентах,

$$p = \frac{100 \cdot (P_M + P_c)}{P}.$$

Приведенная стоимость трансформатора

$$C' = C_p^{xy}.$$

Полагая для упрощения $P_M = P_c = 0,5$, вспомнив, что $C = 1$ и приняв $\frac{x}{y} = 3$, подставим все это в выражение приведенной стоимости.

Отсюда найдем приведенную стоимость трансформатора в условных единицах (вывод дан в приложении):

$$C' = \frac{1}{f^3} \left[(\gamma_M \gamma_c)^2 (p_M p_c)^{1,5} (m_{из} u_M u_c)^{0,5} \right] \left[\frac{\beta F}{f_H f_c} \right] \times \left\{ \frac{\alpha C_M^{1,5} \left(C_{ст} + \frac{C_j}{\alpha^2} \right)^{1,5} E \left(\frac{k_M}{\nu k_c} + 1 \right)}{C_0 C_j C_{M.я} C_{ст}} \right\}. \quad (3)$$

² Активной медью мы называем часть обмотки, обтекаемую током при расчетном режиме. Ей соответствует сечение меди S_M . Если часть витков, предназначенная для регулирования, при расчетном режиме током не обтекается, то вес этой части обмотки должен быть включен в вес изолированной меди.

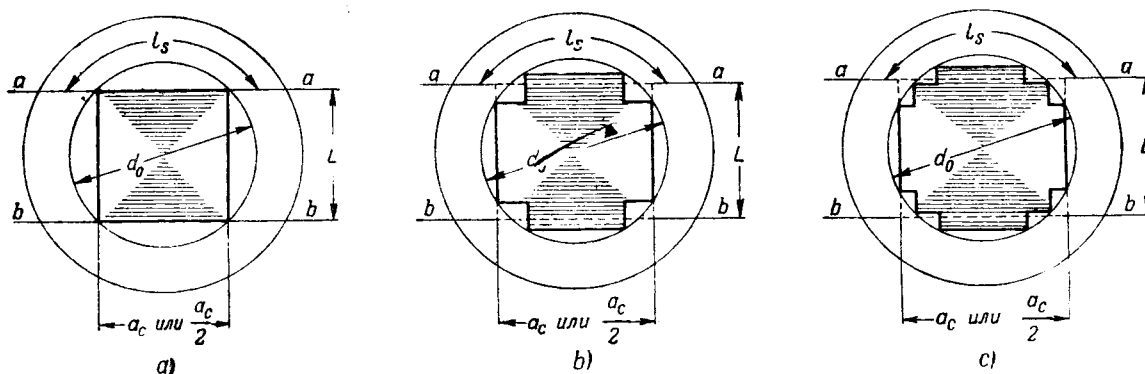


Рис. 3. К анализу трансформаторов с помощью критерия соразмерности.

Коэффициенты E и F находятся по таблице.

Тип трансформатора	Значение E	Значение F	
		Способ использования трансформатора	
		в трехфазной сети	в однофазной сети
Трехфазный стержневой	$E = \frac{4}{3} \sqrt{\frac{k_c}{f_b k_m}} + 2$	1	—
Трехфазный броневой	$E = \frac{1}{3} \sqrt{\frac{k_c}{f_b k_m}} + \frac{1}{3}$	8	—
Однофазный стержневой с обмотками на одном и на двух стержнях	$E = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{k_c}{f_b k_m}} + 1$	8	2,67
Однофазный броневой	$E = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{k_c}{f_b k_m}} + \frac{1}{2}$	8	2,67

Выражение (3), которое может быть названо критерием соразмерности, позволяет исследовать влияние всех основных факторов, определяющих приведенную стоимость трансформатора.

Первая квадратная скобка характеризует влияние свойств материала: плотностей (γ), удельных потерь (p_m и p_c), цен материалов (φ_m и φ_c) и стоимости изоляции ($m_{из}$). Вторая квадратная скобка определяет влияние конструктивных параметров (β , f_n , f_c), типа трансформатора (β , F) и способа его использования (F). Наконец, фигурная скобка определяет влияние соразмерности элементов и показывает, насколько удачно произведен расчет.

Чтобы проанализировать трансформатор, рассчитанный по тому или иному методу, следует разбить его на части и, приняв полную стоимость активных материалов за единицу, выразить стоимость его частей в долях единицы. В случае ступенчатого стержня нужно преобразовать конфигурацию его сечения, построив равновеликий прямоугольник с шириной a_c или $\frac{a_c}{2}$ (в зависимости от типа трансформатора, рис. 2), длину которого и принять за длину (толщину) пакета L (рис. 3).

При круглых катушках такое преобразование дает: 1) для квадратного стержня (рис. 3, а) $L = a_c$, $d_0 = 1,41 a_c$, $L = 0,707 d_0$; 2) для крестообразного стержня (рис. 3, б) $L = 0,852 a_c$, $d_0 = 1,175 a_c$, $L = 0,725 d_0$; 3) для стержня с одной ступенькой (рис. 3, в) $L = 0,815 a_c$, $d_0 = 1,105 a_c$, $L = 0,738 d_0$, где d_0 — диаметр описанной окружности.

Медь, лежащую между линиями aa и bb , следует считать принадлежащей ядру ($C_{м.я}$), а медь вне этих линий — принадлежащей лобовым частям обмоток (C_0). Отсюда можно найти

$$\gamma = \frac{C_{м.я} H}{C_{ст} H_m}.$$

Далее нужно определить остальные коэффициенты и, подставив их в (3), найти приведенную стоимость трансформатора.

Критерий соразмерности позволяет решать вопросы технико-экономического характера путем изменения любого параметра в выражении (3), влияющего на приведенную стоимость, которая пропорциональна действительной стоимости трансформатора при заданном к. п. д.

Укажем некоторые возможности использования критерия соразмерности.

Выражение (3) показывает, что изменение удельных потерь p_m и p_c изменяет приведенную стоимость трансформатора пропорционально степени 1,5, а изменение цен материалов φ_m и φ_c и коэффициент изоляции $m_{из}$ — пропорционально степени 0,5. В частности, отсюда видно, что при рациональной конструкции трансформатора применение стали с уменьшенными потерями экономически оправдано, если оно не сопровождается чрезмерным повышением ее цены, а именно: при уменьшении удельных потерь стали p_c на 10% цена стали φ_c должна возрасти менее, чем на 37%, при уменьшении p_c на 20% φ_c должна возрасти менее, чем на 95%, и т. д.

Если же удорожание стали превосходит указанные пределы, то снижать потери трансформатора следует не за счет применения этого сорта стали, а за счет большего вложения материала и изменения геометрии трансформатора (исключ-

чением являются трансформаторы, размеры которых ограничиваются заданным габаритом).

Однако, условия производства не позволяют слишком часто изменять размеры выпускаемых трансформаторов, благодаря чему при высокой стоимости энергии может оказаться целесообразной простая замена старого сорта стали новым сортом с уменьшенными потерями и стоимостью, выходящей за указанные пределы.

Критерий соразмерности позволяет устанавливать влияние размеров трансформатора и коэффициентов заполнения на его стоимость. Он показывает, в частности, что влияние на стоимость трансформатора коэффициентов заполнения окна f_n (по оси) и f_b (по ширине) не равнозначно и оно зависит от типа трансформатора.

Критерий соразмерности, взятый изолированно от условий соразмерности, не дает указаний на оптимальные соотношения трансформатора, но он оказывает существенную помощь при анализе соразмерностей трансформатора и выборе общего направления проектирования в условиях изменяющейся технико-экономической конъюнктуры. В частности, он позволяет установить количественно влияние отклонения от любого из условий соразмерности, утолщения ярма, формы катушек, влияние насыщения стали на геометрию, стоимость и к. п. д. трансформатора.

Методы и результаты использования критерия соразмерности при анализе трансформаторов будут изложены в следующей работе.

Приложение

Напишем соотношения между отдельными элементами трансформатора (рис. 2).

Стоимость стали стержней

$$C_{cm} = \frac{S_c H k_c}{f_c} = a_c L H k_c. \quad (1)$$

Стоимость меди ядра

$$C_{м.я} = \frac{S_m L k_m}{f_{nm}} = a_m H_m L k_m = a_m H L k_m \frac{f_n}{f_{nm}}, \quad (2)$$

$$\nu = \frac{C_{м.я}}{C_{cm}} \frac{H}{H_m}. \quad (3)$$

Так как сечение обмотки вдоль всей длины витка одинаково, то

$$\frac{C_0}{C_{м.я}} = \frac{l_s}{L} = \frac{\beta (a_c + a_m)}{L}, \quad (4)$$

где

$$\beta = \frac{l_s}{a_c + a_m},$$

l_s — средняя длина лобовой части обмотки.

Длину ярма (рис. 2) найдем следующим образом:

а) однофазный стержневой трансформатор с обмотками на одном или на двух стержнях

$$D = \frac{d}{2} + a_c = \frac{a_m}{2 f_b} + a_c; \quad (5a)$$

б) трехфазный стержневой трансформатор

$$D = 2d + 3a_c = \frac{2a_m}{f_b} + 3a_c; \quad (5b)$$

с) однофазный броневого трансформатор

$$D = d + a_c = \frac{a_m}{f_b} + a_c \quad (5c)$$

д) трехфазный броневого трансформатор

$$D = d + a_c = \frac{a_m}{f_b} + a_c. \quad (5d)$$

Стоимость ярма определим из таких соотношений:

а) однофазный стержневой трансформатор с обмотками на одном или на двух стержнях

$$\frac{C_j}{C_{cm}} = \alpha \frac{2D}{2H}; \quad (6a)$$

б) трехфазный стержневой трансформатор

$$\frac{C_j}{C_{cm}} = \alpha \frac{2D}{3H}; \quad (6b)$$

с) однофазный броневого трансформатор

$$\frac{C_j}{C_{cm}} = \frac{2D a_c}{4 a_c H} = \alpha \frac{D}{2H}; \quad (6c)$$

д) трехфазный броневого трансформатор

$$\frac{C_j}{C_{cm}} = \frac{4 a_c D}{4 \cdot 3 a_c H} = \alpha \frac{D}{3H} \quad (6d)$$

(У броневых трансформаторов к стержням мы относим и внешние стержни, играющие роль ярем).

Заметим, что выражения (6a) — (6d) справедливы и при учете закруглений ярма.

Решив совместно уравнения (1) — (6), найдем произведение сечений меди и стали:

$$S_m S_c = \left[\frac{C_0 C_j C_{м.я} C_{cm} \nu f_n f_c^3 k_c f_{nm}^2}{\alpha k_m^2 k_c^3 \beta k_m E \left(\sqrt{\frac{k_c}{k_m}} + 1 \right)} \right]^{1/3}. \quad (7)$$

для случая а)

$$E = \frac{\nu}{2 f_b} \frac{k_c}{k_m} + 1,$$

для случая б)

$$E = \frac{4}{3} \frac{\nu}{f_b} \frac{k_c}{k_m} + 2,$$

для случая с)

$$E = \frac{\nu}{2 f_b} \frac{k_c}{k_m} + \frac{1}{2},$$

для случая д)

$$E = \frac{1}{3} \frac{\nu}{f_b} \frac{k_c}{k_m} + \frac{1}{3}.$$

Потери в меди

$$P_m = p_m G_m \Delta^2.$$

Стоимость меди

$$C_m = m_{из} G_m u_m$$

Отсюда

$$\Delta = \left(\frac{P_m u_m m_{uz}}{p_m C_m} \right)^{1/2}. \quad (8)$$

Потери в стали

$$P_c = P_{cm} + P_j = p_c G_{cm} B^2 + p_c G_j \left(\frac{B}{a} \right)^2 = \frac{p_c B^2}{u_c} \left(C_{cm} + \frac{C_j}{a^2} \right).$$

Отсюда

$$B = \left[\frac{P_c u_c}{p_c \left(C_{cm} + \frac{C_j}{a^2} \right)} \right]^{1/2}. \quad (9)$$

$$C' = \frac{1}{f^3} \left[(\gamma_m \gamma_c)^2 (p_m p_c)^{1,5} (m_{uz} u_m u_c)^{0,5} \right] \left[\frac{\beta F}{f_n f_c} \right] \left\{ \frac{\alpha C_m^{1,5} \left(C_{cm} + \frac{C_j}{a^2} \right)^{1,5} E \left(\frac{k_m}{\sqrt{k_c}} + 1 \right)}{C_0 C_j C_{m,я} C_{cm}} \right\}. \quad (14)$$

Мощность трансформатора на 1 фазу:

а) однофазный трансформатор с обмотками на двух стержнях

$$P = 2 A f \frac{S_m}{2} \frac{S_c}{2} \Delta B = \frac{A}{2} f S_m S_c \Delta B, \quad (10a)$$

однофазный трансформатор с обмотками на одном стержне

$$P = A f S_m \frac{S_c}{2} \Delta B = \frac{A}{2} f S_m S_c \Delta B; \quad (10a)$$

б) трехфазный стержневой трансформатор

$$P = A f S_m S_c \Delta B; \quad (10b)$$

с) и д) одно-и трехфазный броневой трансформатор

$$P = A f S_m \frac{S_c}{2} \Delta B = \frac{A}{2} f S_m S_c \Delta B. \quad (10c, d)$$

A — постоянная; f — частота сети.

Потери трансформатора, выраженные в процентах,

$$p = \frac{100 (P_m + P_c)}{P}. \quad (11)$$

Приведенная стоимость трансформатора

$$C' = C p \frac{x}{y}. \quad (12)$$

Мы приняли стоимость трансформатора $C = 1$. Подставляя в (12) уравнения (7) — (11), найдем приведенную стоимость трехфазного стержневого трансформатора:

$$C' = \left[\frac{100 (P_m + P_c)}{A f} \right]^y \left[\frac{\alpha \beta k_m^2 k_c^2 k_m E}{C_0 C_j C_{m,я} C_{cm} \sqrt{f_n f_c^3 k_c f^2 n_m} \left(\frac{\sqrt{k_c}}{k_m} + 1 \right)} \right]^{\frac{x}{2y}} \times \left[\frac{p_m p_c C_m \left(C_{cm} + \frac{C_j}{a^2} \right)}{m_{uz} u_m u_c p_m p_c} \right]^{\frac{x}{2y}}. \quad (13)$$

Для других видов трансформаторов (случаи а, с, д) в (13) вместо A следует подставить $\frac{A}{2}$.

В предыдущей работе [Л. 8] установлено, что рациональная геометрия трансформатора не зависит от соотношения потерь $\xi = \frac{P_m}{P_c}$, поэтому можно положить $P_m =$

$= P_c = 0,5$. В реальных трансформаторах $\frac{x}{y} = 2,75$ — $2,85$, однако для упрощения и с вполне достаточной точностью можно считать $\frac{x}{y} = 3$. Приняв во внимание, что

$$k_m = m_{uz} f_{nm} \gamma_m u_m,$$

$$k_c = f_c \gamma_c u_c,$$

и полагая

$$\left[\frac{100}{A} (P_m + P_c) \right]^3 \left(\frac{1}{P_m + P_c} \right)^{1,5} = 1,$$

найдем из (13), что приведенная стоимость трансформатора в условных единицах:

Коэффициент F , указанный в таблице, зависит не только от типа трансформатора [уравнения (10)], но и от сети, в которой работает трансформатор.

Если однофазный трансформатор работает в трехфазной сети и группа составляется из трех трансформаторов (не считая резерва), то приведенная стоимость группы C'_3 в три раза больше, чем приведенная стоимость каждого из входящих в группу трансформаторов C'_1 . Это следует из того, что при одинаковом к. п. д. группы и каждого из входящих в нее трансформаторов ($p_3 = p_1$) стоимость группы в три раза больше стоимости каждого трансформатора, т. е. приведенная стоимость группы

$$C'_3 = C_3 (p_3)^3 = 3 C_1 (p_1)^3 = 3 C'_1.$$

Следовательно, при работе на однофазную и трехфазную сеть коэффициент F отличается в три раза.

Литература

1. Н. В о h l e. Beitrag zur Berechnung von Transformatoren, ETZ, H. 9, 1925.
2. Г. Н. П е т р о в. Распределение потерь и стоимости в активном материале трансформаторов. ВЭТЭ, № 11, 1928. Сборник "Электрические машины минимального веса". АН СССР 1940.
3. L a C o u r. Beitrag zur Vorausberechnung der günstigsten Dimensionen von elektrischen Transformatoren und Maschinen, 1933.
4. М. V i d m a r. Der kupferarme Transformator, 1935.
5. В. А. Т р а п е з н и к о в. О приведенном весе и стоимости в электромашиностроении. Электричество, № 14, 1935.
6. Н. Ф. Б а й д а к. Рациональные методы проектирования электрических машин. Часть 1, 1937.
7. А. В. Т р а м б и ц к и й. Расчет трансформаторов. ОНТИ, 1938.
8. В. А. Т р а п е з н и к о в. Обобщенные условия размерности трансформаторов и электрических машин, Электричество, № 2, 1946.
9. Н. И. Б у л г а к о в. Геометрия трансформатора минимальной стоимости (Диссертация МЭИ, 1947).



Удар молнии в середину пролета троса линии электропередачи

Инж. С. Л. ЗАЙЕНЦ, кандидат техн. наук М. В. КОСТЕНКО

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

Заземленные тросы — основной вид грозозащиты магистральных линий. Многочисленные полевые наблюдения молнии [Л. 1—4 и др.] и тщательный анализ грозовой аварийности воздушных линий электропередачи высокого напряжения [Л. 5—7 и др.] доказали, что основная причина грозовых отключений линий передачи — прямой удар молнии в линию.

При попадании молнии в токоведущий провод линии уровень грозоупорности¹ ее определяется приближенной формулой (перекрытие с провода на заземленные элементы):

$$I_0 = \frac{2z_0 + z_1}{z_0 z_1} U_{\min} \approx \frac{U_{\min}}{120}, \quad (1)$$

где I_0 — уровень грозоупорности линии в кА; U_{\min} — минимальное импульсное разрядное напряжение изоляции провода относительно земли в кВ; $z_0 \approx 300 \Omega$ — волновое сопротивление канала молнии [Л. 8.]; $z_1 \approx 400 \Omega$ — волновое сопротивление пораженного провода с учетом импульсной короны на нем [Л. 8].

Кривые вероятности токов молнии [Л. 2, 3, 8] с достаточной точностью выражаются приближенной формулой

$$\lg \delta = -\frac{I_0}{I_{10}}, \quad (2)$$

где I_0 — амплитуда тока молнии в кА; δ — вероятность (в относительных единицах) амплитуды тока молнии, равной или большей, чем I_0 ; I_{10} — ток молнии, соответствующий вероятности² $\delta = 0,1$; \lg — десятичный логарифм.

¹ Под уровнем грозоупорности понимают наименьшую амплитуду тока такой молнии, ударившей в хорошо заземленный объект, которая в случае удара в линию вызвала бы перекрытие линейной изоляции.

² Для кривой вероятности, приведенной в «Руководящих указаниях» [Л. 8], $I_{10} = 90 \text{ кА}$.

В частности, для линии 220 кВ на металлических опорах с гирляндами изоляторов $14 \times \Pi - 4,5$ при отрицательной волне

$$U_{\min} = 1500 \text{ кВ};$$

$$I_0 \approx 13 \text{ кВ}; \delta \approx 0,72.$$

Таким образом, при достаточно большом общем числе ударов молнии в линию 220 кВ без

грозозащитных устройств 75% из них, несмотря на высокую изоляцию проводов, могут вызвать перекрытие последней. Подобная картина имела место на линии 220 кВ Свирь—Ленинград, которая за 7 лет эксплуатации без грозозащитных тросов во время 67 грозовых дней имела 168 грозовых поражений, зарегистрированных счетчиками грозовых разрядов (СГР) и отключалась вследствие гроз 87 раз.

Очевидно, что для обеспечения мало-мальски надежной работы линий любых напряжений необходимо предусмотреть соответствующие меры грозозащиты их. Наиболее надежный способ грозозащиты линии — защита проводов от попадания в них прямых ударов молнии.

Ввиду значительной протяженности линий и больших пролетов между опорами защита проводов от прямых ударов молнии отдельными стержневыми молниеотводами по всей длине линии оказывается нерациональной по экономическим соображениям. Поэтому «Руководящие указания» [Л. 8] рекомендуют подвеску тросовых молниеотводов по всей длине линии в качестве нормальной меры защиты линий 154—220 кВ и ответственных линий 110—35 кВ.

Расчетные схемы грозозащиты линий с заземленными тросами. При проектировании грозозащиты линий с заземленными тросами обычно рассматриваются следующие возможности:

1. Удар молнии в провод вследствие его недостаточной защищенности тросами. Из (1) следует, что в слу-

чае таких ударов молнии вероятность возникновения перекрытия изоляции весьма велика. Поэтому расположение тросов над проводами выбирается таким, чтобы вероятность прорыва молнии на провод через тросовую защиту довести до весьма малой величины порядка десятых долей процента всех ударов молнии в линиях.

2. Удар молнии в вершину опоры. Вероятность попадания молнии в вершину опоры или в тросы вблизи опоры, когда почти весь ток прямого удара протекает через заземление пораженной опоры, составляет примерно 15—25% всех ударов молнии в линию. Изоляция проводов на опоре подвергается при этом наибольшим перенапряжениям. По расчетной схеме удара молнии в вершину опоры и выбирается число изоляторов в гирлянде и допустимое сопротивление заземления опоры.

3. Удар молнии в середину пролета троса. Остальные 75—85% ударов молнии в линию приходятся на пролет троса между опорами. При этом ток молнии распределяется между соседними опорами и изоляция линии на опоре оказывается в более благоприятных условиях. Однако, вследствие индуктивного падения напряжения вдоль троса в месте удара может возникнуть кратковременное, но чрезвычайно высокое напряжение, достигающее наибольшей величины в случае удара молнии в середину пролета троса. В настоящее время общепринято, что именно по такой расчетной схеме необходимо выбирать расстояние между тросом и проводом. Большинство авторов рекомендует стремиться к уравниванию «уровней» грозоупорности для ударов молнии в вершину опоры и середину пролета троса [Л. 9, 10 и др.].

Современная методика анализа переходных процессов при ударе молнии в середину пролета троса. В настоящее время для выбора расстояния между тросом и проводом в середине пролета обычно применяется следующая методика [Л. 9, стр. 146]:

1. Вычисляют напряжение в месте удара U (рис. 1) для принятой в расчете волны прямого удара молнии U_{01} .

2. Предполагая, что провод находится на эквипотенциальной поверхности поля «трос — земля» и ведет себя в этом поле как изолированный проводник, вычисляют электростатически индуцированное напряжение на проводе U_2 (рис. 2) или соответствующий коэффициент связи $k_{12} = \frac{U_2}{U_1}$.

3. Вычисляют разность напряжений между тросом и проводом

$$U_{13} = U_1 - U_2 = U_1(1 - k).$$

4. По вычисленному напряжению U_{13} и волтсекундным характеристикам искрового промежутка «стержень — заземленный стержень» выбирают расстояние между тросом и проводом d_{12} (рис. 3).

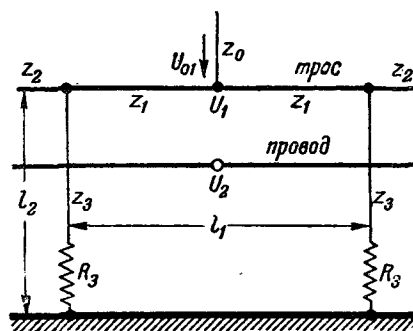


Рис. 1. Расчетная схема удара молнии в середину пролета троса.

U_{01} , z_0 — напряжение и волновое сопротивление молнии; U_1 — напряжение на тросе в месте удара; z_1 , z_2 , z_3 — волновые сопротивления пораженного троса, всех тросов и опор; R_3 — сопротивления заземления опоры; l_1 — длина пролета; l_2 — высота опоры (с учетом заземлителей).

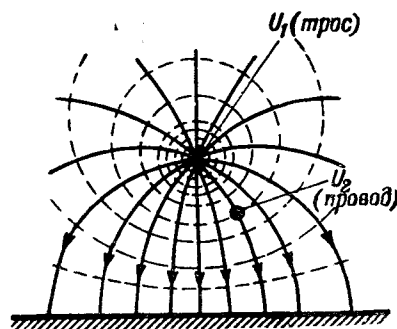


Рис. 2. Изолированный провод в поле «трос — земля».

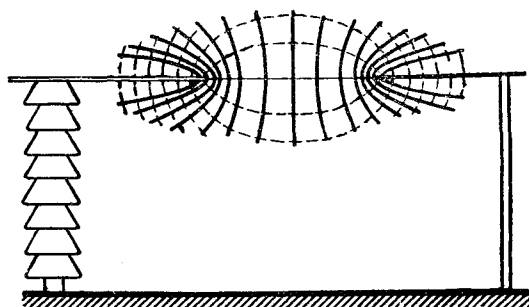


Рис. 3. Эквивалентный искровой промежуток «трос — провод».

Физические условия разряда в пролете. Рассмотрим более детально явления, возникающие при ударе молнии в середину пролета троса.

Из рассмотрения характера электрического поля троса (рис. 2) следует:

1. Диаметр проводов весьма мал по сравнению с расстоянием от проводов до троса и земли. Поэтому в начале процесса, до прихода отражений от заземлений ближайших опор, электрическое поле определяется напряжением на тросе, расстоянием от троса до земли и объемными зарядами, образовавшимися вблизи троса вследствие импульсной короны на нем.

2. Присутствие изолированного провода в электрическом поле «трос — земля» может вызывать некоторые искажения в этом поле вследствие образования в проводе диполя. Однако,

эти искажения могут иметь сколько-нибудь заметную величину на расстоянии от провода не более 4—5 диаметров его, что составляет ничтожную величину по сравнению с расстоянием между проводом и тросом. Поэтому условия развития разряда в действительной установке определяются электродами «трос—земля» (рис. 2). Положение же провода и расстояние от него до троса могут лишь незначительно повлиять на величину разрядного напряжения между тросом и землей. В первом приближении можно сказать, что разряд с троса на землю возникает практически независимо от наличия изолированного провода вблизи троса, вблизи земли.

3. Развитие разряда происходит в основном по вертикальному направлению с троса на землю. Положение же провода или точнее его смещение от этого направления должно влиять в первую очередь на вероятность прохождения разряда с троса на землю через провод или мимо провода.

4. Наличие на проводе напряжения промышленной частоты также вносит некоторые искажения в электрическое поле троса. Однако, максимальное значение этого напряжения составляет лишь 1—5% от импульсного напряжения на тросе в начале процесса и не может существенно повлиять на условия разряда.

5. Вопрос о перекрытии с троса на провод приводится, таким образом, к вопросу о разряде с троса на землю.

В настоящее время еще недостаточно данных для того, чтобы дать исчерпывающий ответ на вопрос об условиях, при которых возможно перекрытие с троса на землю. При ударе молнии в середину пролета троса в месте удара может возникнуть кратковременное, но весьма высокое напряжение. Его длительность ограничена длиной фронта волны прямого удара. Амплитуда его будет тем больше, чем больше скорость нарастания тока молнии и расстояние до ближайшего заземления. Однако, на основании ориентировочных расчетов (таблица) можно утверждать, что для обычных конструкций линий передачи с тросами, заземленными на каждой опоре, возникновение разряда с троса на землю весьма маловероятно. Действительно, для этого необходимо, чтобы расчетная крутизна тока молнии была не менее 100—120 кА/мкс (таблица), что значительно превосходит максимальную измеренную крутизну 50 кА/мкс.

6. При весьма больших токах молнии и при большом сопротивлении заземления опор можно было бы ожидать перекрытия с троса в середине пролета даже и при относительно небольшой скорости нарастания тока молнии. Однако, после прихода к месту удара разрядных волн, отраженных от ближайших опор, напряжение на тросе в месте удара молнии уже не будет так сильно отличаться от напряжения на опоре. Поэтому можно ожидать, что если ток молнии окажется достаточно велик, будет перекрыта значительно более слабая изоляция провода на опоре. Эта изоляция служит как бы защитным

промежутком по отношению к изоляции между тросом и проводом в середине пролета. Однако, для изоляции на опоре наиболее тяжелым случаем будет удар молнии в вершину опоры, когда почти весь ток молнии должен протекать через заземление одной опоры.

7. Вышеизложенная общая характеристика не исчерпывает всех явлений. В частности, возникновению разряда с троса на провод без разряда на землю может способствовать наличие заторможенных объемных зарядов, образовавшихся вследствие импульсной короны на тросе. Эти заряды связывают заряды противоположного знака на проводе, а свободные заряды на проводе растекаются в соседние пролеты. Образовавшийся диполь трос—провод усиливает основное поле между тросом и землей. Аналогично будут действовать собственные заряды, сосредоточенные на участке провода в районе прорастающего канала молнии до непосредственного ее удара в трос.

С другой стороны, возникновение разряда с троса на провод без развития разряда на землю, будет затруднено вследствие перетяжки троса относительно провода в середине пролета.

Материалов для количественного учета указанных факторов в настоящее время еще недостаточно. Однако, на основании имеющихся данных можно предполагать, что вышеупомянутые

Сценка средней крутизны тока прямого удара молнии в середину пролета троса, необходимой для перекрытия с троса на землю

Класс напряжения, kV_{eff}	35	110	220	Примечание
Высота троса над землей H , м	8,5	10	12	[Л. 8]
Длина пролета L , м	175	200	300	[Л. 8]
Эквивалентное сопротивление * в месте удара $z_{эkv}$, Ω	120	120	120	[Л. 8]
Время прохода волны до заземления и обратно $2t_0$, μsec	0,58	0,67	1,0	$\left\{ \begin{array}{l} 2t_0 = \frac{L}{v} \\ v = 300 \text{ m}/\mu sec \end{array} \right.$
Разрядное напряжение промежутка «трос — земля» U_p , кВ	8 500	10 000	12 000	$U_p = g_0 H$
Крутизна тока молнии, необходимая для разряда с троса на землю ** I'_0 , кА/мкс	123	124	100	$I'_0 = \frac{U_p}{2t_0 z_{эkv}}$

* Волновое сопротивление молнии $z_0 = 300 \Omega$; волновое сопротивление праженого троса с учетом импульсной короны $z_1 = 400 \Omega$.

$$\text{Эквивалентное сопротивление } z_{эkv} = \frac{z_0 \frac{z_1}{2}}{z_0 + \frac{z_1}{2}} = 120 \Omega.$$

** В расчете принято, что нарастание напряжения в месте удара происходит до прихода туда первой волны, отраженной от заземления [Л. 9, стр. 146]. Для короткой волны принят средний разрядный градиент $g_0 = 10 \text{ kV}/\text{cm}$.

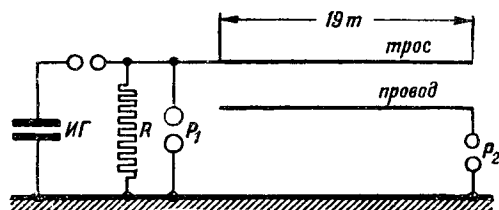


Рис. 4. Схема для измерений коэффициентов связи шаровыми разрядниками.

$I_{\text{ИГ}}$ — импульсный генератор; P_1 — измерительные шары диаметром 100 см; P_2 — измерительные шары диаметром 125 см; R — разрядное сопротивление. Провод изолирован от земли.

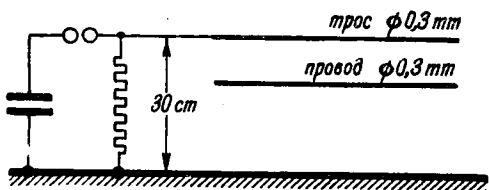


Рис. 5.

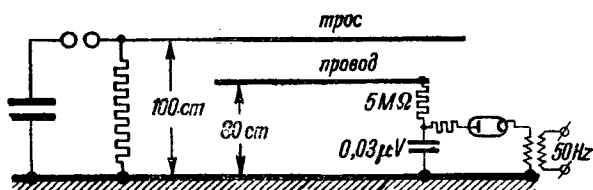


Рис. 6.

и подобные им явления оказывают существенное влияние лишь при весьма больших напряжениях на тросе, близких к разрядному напряжению с троса на землю.

8. Таким образом, принятая в литературе методика приводит в практических расчетах к завышенным требованиям в отношении расстояния между тросом и проводом в середине пролета.

Экспериментальное исследование на лабораторных моделях. При исследовании³ импульсной короны на лабораторных моделях [Л. 11—15] нами были произведены измерения коэффициентов связи по схеме рис. 4 для статических условий коротких изолированных параллельных проводов. Оказалось, что при некотором достаточном большом импульсном напряжении на тросе начинает перекрываться промежуток между тросом и проводом при одновременном перекрытии шаров P_2 с провода на землю. Если же раздвинуть шары P_2 , то перекрытия одновременно прекращаются как на P_2 , так и с троса на провод, даже при увеличенном напряжении. Очевидно, что перекрытия с троса на провод воз-

никают только после заземления провода при перекрытии промежутка P_2 . Полученные результаты поставили под сомнение возможность использования в расчетах вольтсекундных характеристик эквивалентного промежутка (рис. 3).

Для выяснения условий разряда с троса в середине пролета была сделана модель типовой линии, масштаб которой изменялся от 1/100 до 1/30, но с изолированным от земли проводом (рис. 5). Относительное расположение троса и провода было самое разнообразное. Оказалось, что разряд происходит с троса на землю, а присутствие провода практически не влияет на величину разрядного напряжения. Характер же разряда оказался зависящим от полярности удара.

При положительной полярности удара и при небольшом смещении провода от вертикальной плоскости, проходящей через трос, значительная часть разрядов с троса на землю происходила, минуя провод. Разряды, проходящие через провод, как правило, были непрерывными — разряд с троса на провод продолжался далее от той же гочки провода до земли.

При отрицательной полярности удара значительно повышается вероятность разряда с троса на землю через провод. Часто наблюдались разряды с троса на провод в одном месте и одновременно разряды с провода на землю в другом месте. В редких случаях при напряжениях, близких к разрядному, с троса на землю наблюдались отдельные светлые стримеры между тросом и проводом без последующего перекрытия с провода на землю.

Эти эксперименты были затем повторены при расстояниях между тросом и землей до 3,5 м, напряжениях до 2000 кВ и длине троса и провода по 50 м. Провод и трос были протянуты вдоль большого зала лаборатории и надежно изолированы от земли. Результаты экспериментов подтвердили, что наличие изолированного провода практически не влияет на разрядное напряжение с троса на землю.

Проводившиеся одновременно визуальные наблюдения показали, что характер развития импульсной короны не изменяется вследствие присутствия провода, а светящиеся нити (стримеры) короны с троса достигали провода, переходили за провод и достигали земли при напряжении, значительно меньшем, чем минимальное разрядное напряжение с троса на землю. Исследования импульсной короны в камере Вильсона [Л. 13] установили фотографическим путем, что стримеры импульсной короны в цилиндрическом коронирующем конденсаторе покрывают весь искровой промежуток уже примерно при одной трети пробивного напряжения.

В связи с этим возникает опасение, что один из таких стримеров, пройдя от троса до провода, может создать ионизованный путь для возникновения электрической дуги промышленной частоты с провода на трос. Экспериментальная проверка этого предположения выполнена по схеме рис. 6: на трос модели (рис. 5) подава-

³ Исследование импульсной короны на лабораторных моделях проводилось в 1939—1941 гг. в лаборатории высоких напряжений им. проф. Смурова и лаборатории техники высоких напряжений Ленинградского политехнического института под руководством проф. А. А. Горева и проф.

Л. Е. Машкиллесона при участии кандидата техн. наук В. В. Гей, инж. Л. В. Егоровой, инж. С. Л. Зайнец, кандидата техн. наук М. В. Костенко и инж. Е. А. Литвиновой.

лось напряжение от импульсного генератора, на провод подавалось через защитное сопротивление выпрямленное напряжение, имитирующее мгновенное значение напряжения промышленной частоты. Трос и провод находились в одной плоскости, нормальной к земле. Импульсное напряжение на тросе, необходимое для развития последующих разрядов, при всех вариантах полярностей оказалось весьма близким к минимальному разрядному напряжению с троса на землю, при соответствующей полярности троса и при отсутствующем проводе. При этом оказалось, что характер последующих разрядов зависит от полярности троса и провода: а) при отрицательном тросе и положительном проводе большая часть разрядов с троса происходила на провод без одновременного разряда с провода на землю, но при напряжении на тросе, близком к разрядному, с троса на землю; б) при других комбинациях полярностей троса и провода разряд всегда происходил с троса на землю через провод.

На основании описанных опытов можно предполагать, что отдельные светящиеся нити (стримеры) импульсной короны не обладают сколько-нибудь заметной проводимостью, а состоят из ограниченного количества тяжелых ионов, недостаточных для возникновения дуги промышленной частоты между проводом и тросом. Косвенным подтверждением этого служат также результаты определения скорости распространения по коронирующему проводу «зарубки» на волне [Л. 15]. Скорость распространения зарубки оказалась равной скорости света, что возможно лишь при неизменной собственной емкости провода и при отсутствии значительной радиальной проводимости пространства, окружающего коронирующий провод. Описанные выше результаты получены на лабораторных установках, отличающихся от реальных линий передачи, и потому требуют проверки путем постановки экспериментов на опытной линии с достаточной мощностью источника напряжения 50 Hz и с учетом динамического характера возникающих перенапряжений.

Для количественной оценки условий разряда с троса на землю в середине пролета в лаборатории техники высоких напряжений ЛПИ Б. Н. Рябовым была предпринята работа по экспериментальному определению вольтсекундных характеристик промежутка «провод — плоскость» при малых временах запаздывания разряда. Однако, оказалось, что, несмотря на наличие в лаборатории самого мощного в Европе импульсного генератора⁴ [Л. 16] и минимальные демпферные сопротивления, импульсная корона на протяженных искровых промежутках провод — плоскость (длина провода 6,4 м, диаметр провода 17 мм, расстояние от провода до плоскости 1—3 м) оказывалась столь интенсивной,

что среднюю скорость нарастания напряжения на искровом промежутке удалось довести лишь до 300—330 кВ/мкс. Например, при расстоянии между проводом и плоскостью $s = 3,0$ м фронт волны растягивался настолько, что наименьшее достигнутое предразрядное время составляло 7 мкс и соответствующее разрядное напряжение 2310 кВ, при положительной волне. При снятии вольтсекундных характеристик стержневого разрядника на том же генераторе скорость нарастания напряжения удалось довести до 1000—1500 кВ/мкс. Описание искрового промежутка «провод — плоскость» и результаты измерения его минимальных разрядных напряжений опубликованы в [Л. 17].

В случае прямого удара молнии в трос реальной линии, протяженность электродов искрового промежутка «трос — земля» окажется в несколько раз больше, чем в описанных экспериментах. Значительно возрастет и интенсивность импульсной короны.

Для доведения величины напряжения на промежутке до разрядной ему необходимо сообщить большое количество энергии. В то же время пропускная способность канала молнии ограничена его волновым сопротивлением порядка 200—400 Ом. Поэтому для сообщения ему необходимого количества энергии потребуется довольно значительное время. Таким образом разряд с троса на землю в течение короткого (0,5—2,0 мкс) времени прохода волны по тросу от места удара до заземления ближайшей опоры и обратно невозможен или исключительно маловероятен. После прихода отраженной волны промежуток между тросом и проводом будет как бы защищен более слабой изоляцией провода на опоре.

Полевые наблюдения молнии на линиях электропередач. За последние годы нашло чрезвычайно широкое распространение, особенно на американских линиях, измерение с помощью магнитных регистраторов амплитуд токов в тросах, опорах и проводах при прямых ударах молнии в линию. Общее число опубликованных измерений в настоящее время превышает 8000. Объективно зафиксировано значительное число перекрытий изоляции проводов на опорах. Во много раз больше таких перекрытий установлено последующим осмотром линейных гирлянд изоляторов после грозowych отключений. По ожогам фарфора и оплавления защитной арматуры с большой степенью достоверности установлены перекрытия линейных гирлянд изоляторов при грозowych отключениях.

Показательно, однако, что за все время эксплуатации всех линий мира, имеющих защитные тросы, нам неизвестно ни одного случая грозowego перекрытия в середине пролета. В этом отношении характерны результаты полевых измерений токов молнии Hanson и Waldorf [Л. 3]. Из общего числа измеренных токов для 1987 ударов молнии им удалось отобрать 17 случаев ударов молнии большой силы в середину пролета

⁴ Емкость в ударе 0,0167 мкФ, номинальное напряжение при волне 1,5/40 мкс — 4300 кВ; суммарное демпферное сопротивление 300 Ом.

троса⁵. В некоторых из этих случаев установлены перекрытия на соседних опорах, но не наблюдалось ни одного случая перекрытия с троса на провод или на землю в середине пролета.

Конечно, эти и подобные наблюдения нельзя считать исчерпывающим доказательством невозможности разряда с троса на провод: а) следы такого разряда установить гораздо труднее, чем следы перекрытия изоляции на опоре; б) при принятом на практике расстоянии между тросом и проводом в пролете разряды могли отсутствовать, а при чрезмерном уменьшении этого расстояния могут появиться.

Однако, несомненно, что эти факты подтверждают возможность уменьшения расстояния между тросом и проводом в середине пролета.

Выводы. Проводившиеся в лаборатории Техники высоких напряжений ЛПИ перед войной экспериментальные и теоретические исследования условий перекрытия между тросом и проводом в середине пролета характеризуют протекающие процессы, главным образом, с качественной стороны и позволяют сделать следующие выводы:

1. Общепринятая гипотеза, что при ударе молнии в трос провод ведет себя как изолированный проводник в поле между тросом и землей, подтверждается экспериментальными исследованиями на моделях, вплоть до разрядного напряжения с троса на землю.

Исследования производились в статических условиях на лабораторных моделях и не учитывали некоторых явлений, связанных с динамическим характером возникающих перенапряжений (влияние объемных зарядов импульсной короны, индуктированных молнией собственных зарядов провода, разности стрел провеса троса и провода и др.). В настоящее время в лаборатории Техники высоких напряжений ЛПИ ставятся опыты для отчета этих явлений, однако можно предполагать, что эти и подобные явления не окажут существенного влияния на условия возникновения грозových перекрытий между тросом и проводом в середине пролета.

2. Из этой гипотезы, как естественный логический вывод, следует, что при ударе молнии в середину пролета троса для возникновения разряда с троса необходимо, чтобы величина возникающего напряжения между тросом и землей превзошла разрядное напряжение этого промежутка.

3. Ориентировочные расчеты и некоторые эксперименты указывают, что для принятых конструкций линий передачи возникновения разряда с троса на землю до прихода отраженных от заземления волн исключительно маловероятно (или невозможно), вследствие большой емкости коронирующего протяженного промежутка трос—земля, ограниченной пропускной способности канала молнии и недостаточной скорости нарастания тока молнии.

⁵ В этих случаях токи через ближайшие к месту удара опоры или тросы были примерно одинаковы и не менее 30 кА каждый.

4. Расстояние между тросом и проводом, наличие на проводе напряжения промышленной частоты, диаметр провода могут лишь незначительно повлиять на величину разрядного напряжения с троса на землю.

5. После прихода отраженных волн от заземлений соседних опор, если сопротивление заземления весьма велико и амплитуда тока молнии также достаточно велика, может произойти разряд с троса на провод. Однако, такой разряд произойдет на опоре; более слабая изоляция на опоре служит как бы защитным промежутком по отношению к значительно более сильной изоляции между тросом и проводом в середине пролета. Наиболее тяжелым при этом будет случай удара молнии в вершину опоры, когда изоляция на опоре подвергается наибольшим перенапряжениям.

6. При определении вероятного числа грозových отключений линии следует учитывать лишь такие случаи удара молнии в опору, трос или провод, которые могут вызвать перекрытие изоляции проводов на опоре, а перекрытия между тросом и проводом в середине пролета можно вовсе не учитывать, как весьма маловероятные.

7. Описанные исследования прервала война. Сейчас еще невозможно установить оптимальные конструкции линий с защитными тросами. В связи с развертыванием больших работ по строительству и реконструкции воздушных линий высокого напряжения желательно было бы проверить полученные результаты на реальных линиях с учетом динамического характера атмосферных перенапряжений на них. Однако, имеющиеся данные указывают на то, что принятая в настоящее время схема относительного расположения тросов и проводов невыгодна экономически и не использует всех своих технических возможностей: тросы располагаются слишком высоко над проводами и недостаточно смещены по горизонтали в направлении крайних проводов. Вследствие этого крайние провода оказываются защищенными от прямых ударов значительно хуже, чем средний провод. В то же время при ударе молнии в трос или вершину опоры изоляция крайних проводов оказывается в более тяжелых условиях, чем для среднего провода вследствие пониженных коэффициентов связи.

8. Теоретические и экспериментальные исследования, полевые наблюдения молнии и опыт эксплуатации высоковольтных линий, устанавливают возможности значительного уменьшения расстояния между тросом и проводом в середине пролета. Это одновременно приводит к уменьшению высоты опоры и к увеличению коэффициентов связи между тросами и проводом, что облегчает требования к заземлению опор и изоляции проводов на опорах при атмосферных перенапряжениях. Все это должно заметно удешевить линии электропередачи с защитными тросами. При этом возможно окажется целесообразным:

а) сохранить защитный угол на опоре для внешнего провода порядка 25—30°;

б) стремиться уравнивать защищенность от прямых ударов среднего и крайних проводов;

в) стремиться уравнивать коэффициенты связи между тросами и каждым из проводов;

г) избегать излишнего увеличения расстояния между тросами и проводами, довольно часто встречавшегося в практике последнего времени.

Вероятно, окажется целесообразной также некоторая перетяжка тросов относительно проводов.

Благодаря уменьшенному расстоянию «трос—провод» и увеличению коэффициентов связи можно было бы допустить увеличение сопротивления заземления опоры на 30—60% при том же уровне грозоупорности линии.

В заключение авторы считают необходимым отметить весьма ценные указания, полученные ими от проф. А. А. Горева при проведении работы и формулировке вытекающих из нее выводов. Работа была поставлена по инициативе проф. А. А. Горева и проводилась под его руководством.

Литература

1. C. L. Fortescue. Direct Strokes not Induced Surges chief cause of High-Voltage Line Flashover. *El. Journ.*, v. 27, p. 459, August, 1930.

2. W. W. Lewis and C. U. Foust. Lightning Investigation on Transmission Lines. *El. Eng.*, p. 107, № 3, 1945.

3. E. Hanson and S. K. Waldorf. An Eight Year Investigation of Lightning Currents and Preventive Lightning Protection on a Transmission System. *El. Eng.*, v. 63, p. 251, 1944.

4. В. С. Комельков и Ламдон. К выбору расчетных параметров токов молнии. *Электрические станции*, стр. 10—13, № 11—12, 1942.

5. S. K. Waldorf. Experience with Preventive Lightning Protection on Transmission Lines. *El. Eng.*, v. 60, № 6, 1941.

6. AIEE Lightning and Insulation Subcommittee. Lightning Performance of 110—165 kV. Transmission Lines. *Tr. AIEE*, v. 58, p. 294, 1939.

7. Д. В. Шишман. Грозовые поражения линий 110 и 35 kV на деревянных опорах без троса. *Электрические станции*, стр. 11—14, № 3, 1941.

8. Руководящие указания по защите от перенапряжений установок переменного тока напряжением 3—220 kV. Утверждено техническим отделом НКЭС СССР в июле 1945 г.

9. Л. И. Сиротинский. Техника высоких напряжений. Перенапряжения и защита от перенапряжений, вып. III, Госэнергоиздат, 1945.

10. A. C. Monteith. Line Design Based upon Direct Strokes Electrical Transmission and Distribution Reference Book, Westinghouse Co, 2-nd edition, p. 325, 1943.

11. Л. Е. Машкиллейсон, В. В. Гей, С. Л. Зайенц, М. П. Костенко. Исследование импульсной короны. *Труды ЛПИ*, стр. 96 (раздел электротехники), № 2, 1941.

12. В. В. Гей, С. Л. Зайенц. Измерение емкости параллельных проводов при импульсной короне. *ЖТФ*, т. II, стр. 1360—1370, № 15—16, 1941.

13. В. В. Гей и С. Л. Зайенц. Исследование импульсной короны в камере Вильсона. *Ж. Э. и Т. Ф.*, т. 15, стр. 533—544, № 10, 1945.

14. В. В. Гей и С. Л. Зайенц. Развитие разрядных путей импульсной короны. *Ж. Э. и Т. Ф.*, т. 15, стр. 644—650, № 11, 1945.

15. М. В. Костенко. Деформация волн перенапряжения на проводах воздушных линий вследствие импульсной короны. *Электричество*, стр. 65—69, № 1, 1946.

16. А. А. Горев и Б. М. Рябов. Генератор импульсов напряжения на 4300 kV. *Электричество*, стр. 31—34, № 5, 1941.

17. А. А. Горев и Б. М. Рябов. Импульсные характеристики линейной изоляции. *Электричество*, стр. 28, № 10, 1945.



Приближенное интегрирование уравнения движения ротора

Инж. Г. Ф. ПУХОВА

Томский политехнический институт им. Кирова

Расчеты динамической устойчивости энергетических систем во многих случаях требуют решения дифференциального уравнения вида:

$$m \frac{d^2\delta}{dt^2} = p - \sin \delta, \quad (1)$$

где m и p — постоянные величины.

Это уравнение не может быть проинтегрировано в явной форме. В расчетах устойчивости для численного интегрирования уравнений подобного типа обычно употребляется метод последовательных интервалов „step by step“. Громоздкость и кропотливость этого метода побудили, однако, ряд авторов предложить замену синусоидальной функции в уравнении (1) функцией линейной [Л. 1, 2]. Основной причиной, препятствующей распространению подобного упрощенного решения, является, безусловно, весьма высокая ошибка интегрирования в интервале $\frac{\pi}{3} \leq \delta \leq \frac{2\pi}{3}$, где прямая, заменяющая косинусоиду, значительно удаляется от нее (рис. 1).

Сущность нашего предложения заключается в том, чтобы сначала в интервале $\frac{\pi}{3} \leq \delta \leq \frac{2\pi}{3}$ интегрировать уравнение (1), в результате чего оно принимает вид:

$$t = \int_{\frac{\pi}{3}}^{\delta} \frac{d\delta}{\sqrt{\frac{2}{m} \left[\frac{m}{2} \left(\frac{d\delta}{dt} \right)^2 - p \frac{\pi}{3} - \cos \frac{\pi}{3} + p\delta + \cos \delta \right]}}, \quad (2)$$

где $\left(\frac{d\delta}{dt} \right)_{\frac{\pi}{3}}$ — относительная скорость ротора при

$\delta = \frac{\pi}{3}$, и затем заменить функцию $f(\delta) = \cos \delta$, входящую в выражение (2), прямой $f(\delta) = \frac{\pi}{2} - \delta$.

Весьма высокая точность, даваемая предложенным приемом, иллюстрируется рис. 2.

Решение же уравнения

$$t = \int_{\frac{\pi}{3}}^{\delta} \frac{d\delta}{\sqrt{\frac{2}{m} \left[\frac{m}{2} \left(\frac{d\delta}{dt} \right)^2 - p \frac{\pi}{3} - \cos \frac{\pi}{3} + \frac{\pi}{2} + \delta(p-1) \right]}} \quad (3)$$

затруднений не представляет.

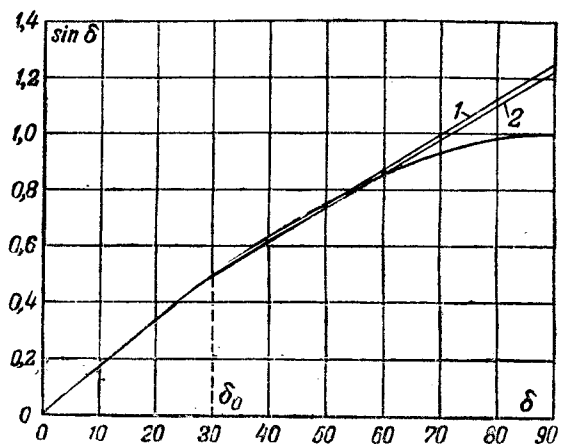


Рис. 1. Замена синусоиды прямой.
1 — прямая, найденная по методу Крылова-Боголюбова; 2 — прямая, найденная методом Костенко.

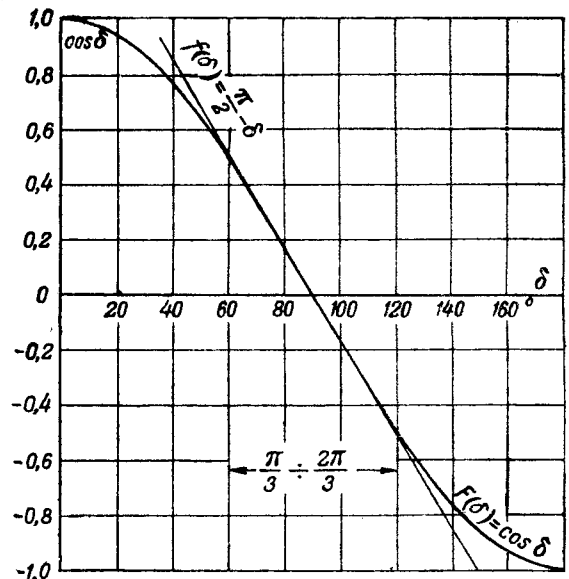


Рис. 2. Замена косинусоиды прямой
в интервале $\frac{\pi}{3} \leq \delta \leq \frac{2\pi}{3}$.

Сочетание упрощенных решений уравнения (1), основанных на замене прямой линией функции $f_1(\delta) = \sin \delta$ в интервалах $\delta_0 \leq \delta \leq \frac{\pi}{3}$ и $\frac{2\pi}{3} \leq \delta \leq (\pi - \delta_0)$ и функции $f(\delta) = \cos \delta$ в интервале $\frac{\pi}{3} \leq \delta \leq \frac{2\pi}{3}$, где δ_0 — значение угла δ при $t=0$, позволяет получить новый метод приближенного решения уравнения движения ротора, по точности лишь незначительно уступающий методу, "step by step", но несравненно менее трудоемкий в связи с тем, что для полного решения при углах δ , доходящих до значений $(\pi - \delta_0)$, необходимо движение ротора разбивать не на 20 ÷ 30 интервалов, а всего лишь на 3. Итак, интегрирование уравнения (1) производим отдельно в каждом из следующих интервалов:

1-й интервал

$$\delta_0 \leq \delta \leq \frac{\pi}{3},$$

2-й интервал

$$\frac{\pi}{3} \leq \delta \leq \frac{2\pi}{3},$$

3-й интервал

$$\frac{2\pi}{3} \leq \delta \leq (\pi - \delta_0).$$

в начале данного интервала до значения δ (числовой индекс обозначает интервал);

$t_{\frac{\pi}{3}}$ — время, затрачиваемое ротором на прохождение всего первого интервала;

$t_{\frac{2\pi}{3}}$ — время, затрачиваемое ротором на прохождение всего второго интервала.

В интервале $\delta_0 \leq \delta \leq \frac{\pi}{3}$ синусоиду заменяем прямой. Уравнение движения ротора при этом принимает вид:

$$m \frac{d^2\delta}{dt^2} = b - a\delta$$

и, легко интегрируясь, дает:

а) при начальных условиях $t=0, \frac{d\delta}{dt}=0,$

$$\delta = \delta_0, \quad t_{\delta} = \frac{1}{\sqrt{\frac{a}{m}}} \arccos \frac{\frac{b}{a} - \delta}{\frac{b}{a} - \delta_0}; \quad (7)$$

б) при начальных условиях $t=0, \frac{d\delta}{dt} \neq 0,$

$$\left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0} \neq 0, \quad \delta = \delta_0,$$

$$t_{\delta_1} = -\frac{1}{\sqrt{\frac{a}{m}}} \left[\arcsin \frac{\frac{b}{a} - \delta}{\sqrt{\left(\frac{b}{a} - \delta_0\right)^2 + \frac{m}{a} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0}^2}} - \arcsin \frac{\frac{b}{a} - \delta_0}{\sqrt{\left(\frac{b}{a} - \delta_0\right)^2 + \frac{m}{a} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0}^2}} \right], \quad (8)$$

Обозначая время, требующееся для увеличения угла вылета ротора от значения δ_0 до значения δ , через t , получим для его определения в общем виде следующие выражения:

$$\text{при } \delta_0 \leq \delta \leq \frac{\pi}{3} \quad t = t_{\delta_1}, \quad (4)$$

$$\text{при } \frac{\pi}{3} \leq \delta \leq \frac{2\pi}{3} \quad t = t_{\delta_2} + t_{\frac{\pi}{3}}, \quad (5)$$

$$\text{при } \frac{2\pi}{3} \leq \delta \leq (\pi - \delta_0) \quad t = t_{\delta_3} + t_{\frac{\pi}{3}} + t_{\frac{2\pi}{3}}, \quad (6)$$

где $t_{\delta_1}, t_{\delta_2}, t_{\delta_3}$ — времена, в течение которых угол вылета ротора изменяется от его значения

где $\left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0}$ — относительная скорость ротора в начале первого интервала при $\delta = \delta_0$.

В интервале $\frac{\pi}{3} \leq \delta \leq \frac{2\pi}{3}$, производя интегрирование уравнения (3), получим:

$$t_{\delta_2} = \frac{2}{\sqrt{\frac{2}{m}}} \left(\sqrt{n+l\delta} - \sqrt{n+l\frac{\pi}{3}} \right), \quad (9)$$

где

$$l = p - 1, \quad n = \frac{m}{2} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\frac{\pi}{3}}^2 - p \frac{\pi}{3} - 0,5 + \frac{\pi}{2},$$

$$\left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\frac{\pi}{3}} = \pm \sqrt{\frac{2}{m} \left[\frac{m}{2} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0}^2 + p \left(\frac{\pi}{3} - \delta_0\right) + \cos \frac{\pi}{3} - \cos \delta_0 \right]}. \quad (10)$$

Величина $t_{\frac{\pi}{3}}$, входящая в уравнение (5),

определяется формулой:

$$t_{\frac{\pi}{3}} = -\frac{1}{\sqrt{\frac{a}{m}}} \left[\arcsin \frac{\frac{b}{a} - \frac{\pi}{3}}{\sqrt{\left(\frac{b}{a} - \delta_0\right)^2 + \frac{m}{a} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0}^2}} - \arcsin \frac{\frac{b}{a} - \delta_0}{\sqrt{\left(\frac{b}{a} - \delta_0\right)^2 + \frac{m}{a} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0}^2}} \right], \quad (11)$$

где a и b — параметры прямой, заменяющей синусоиду в первом интервале. Процесс приближенного интегрирования уравнения движения ротора в третьем интервале при $\frac{2\pi}{3} \leq \delta \leq (\pi - \delta_0)$

ведем совершенно аналогично изложенному выше интегрированию этого уравнения в первом интервале, производимому для случая, когда $\left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0} \neq 0$.

Таким образом, функциональная зависимость времени от угла δ в третьем интервале будет иметь вид:

$$t_{\delta_3} = -\frac{1}{\sqrt{\frac{a_1}{m}}} \left[\arcsin \frac{\frac{b_1}{a_1} - \delta}{\sqrt{\left(\frac{b_1}{a_1} - \frac{2\pi}{3}\right)^2 + \frac{m}{a_1} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\frac{2\pi}{3}}^2}} - \arcsin \frac{\frac{b_1}{a_1} - \frac{2\pi}{3}}{\sqrt{\left(\frac{b_1}{a_1} - \frac{2\pi}{3}\right)^2 + \frac{m}{a_1} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\frac{2\pi}{3}}^2}} \right], \quad (12)$$

где a_1 и b_1 — параметры прямой, заменяющей синусоиду в интервале $\frac{2\pi}{3} \leq \delta \leq (\pi - \delta_0)$; $\left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\frac{2\pi}{3}}$ — относительная скорость ротора при $\delta = \frac{2\pi}{3}$, определяемая формулой

$$\left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\frac{2\pi}{3}} = \sqrt{\frac{2}{m} \left[\frac{m}{2} \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0}^2 + p \left(\frac{2\pi}{3} - \delta_0\right) + \cos \frac{2\pi}{3} - \cos \delta_0 \right]}. \quad (13)$$

Величина $t_{\frac{2\pi}{3}}$, входящая в формулу (6), определяется уравнением:

$$t_{\frac{2\pi}{3}} = \frac{2}{\sqrt{\frac{2}{m}}} \left(\sqrt{n + \frac{2\pi}{3}l} - \sqrt{n + \frac{\pi}{3}l} \right). \quad (14)$$

Итак, формулы (4), (5), (6), (7), (8), (9), (11), (12), (14) дают приближенное аналитическое решение уравнения (1). Для уменьшения погрешности самого процесса вычислений уравнение (1) должно рассматриваться как совершенно точное и все подсчеты разностей следует производить с точностью до 4-го знака.

Следует отметить, что при очень малых начальных углах замена синусоиды прямой может дать относительно высокую погрешность. В подобных случаях не исключена возможность значительного уменьшения ошибки либо расширением границ второго интервала до $\frac{\pi}{4} \leq \delta \leq \frac{3\pi}{4}$ с последующей заменой синусоиды в первом и третьем интервалах прямыми, касательными к ней в точках $\delta = 0^\circ$ и $\delta = 180^\circ$, либо промежуточным делением первого интервала на 2 части. В случаях, когда требуется по заданному времени

проведения операции найти угол расхождения роторов в конце ее, определение интервала, в котором будет находиться этот угол, проще всего производить путем предварительного ориентировочного подсчета значений $t_{\frac{\pi}{3}}$ и $t_{\frac{2\pi}{3}}$ по формулам (11) и (14). Решений уравнения (1) при $\delta_0 > \frac{\pi}{3}$ или при $\delta < \delta_0$ мы здесь не приводим, полагая, что при учете всего вышеизложенного вывод соотношений, соответствующих этим случаям, не может вызвать затруднений.

Для иллюстрации применения предлагаемого нами метода приближенного решения уравнения

движения ротора рассмотрим пример, приведенный А. А. Горевым в его работе „Введение в теорию устойчивости параллельной работы электрических станций“.

Пример. В одном случае переходного процесса движение ротора в период аварии определяется уравнением

$$0,0509 \frac{d^2\delta}{dt^2} = 1 - 0,918 \sin \delta.$$

В начальном, установившемся движении

$$\delta = \delta_0 = 24^\circ 39' \text{ и } \left(\frac{d\delta}{dt}\right)_{\delta_0} = 0.$$

Требуется найти $t = f(\delta)$ и, в частности, значение δ для $t = 0,5$ sec.

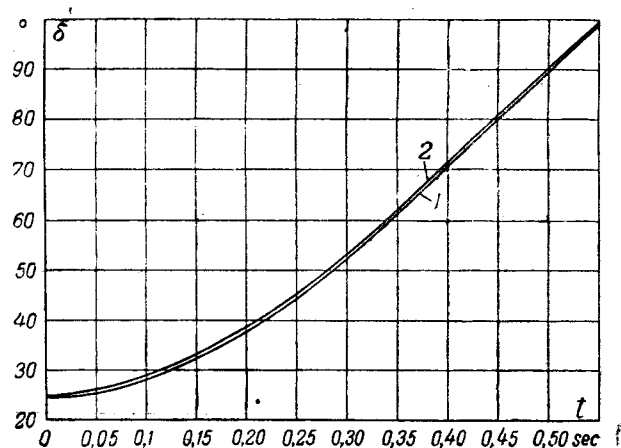


Рис. 3. Зависимость угла δ от времени t .
1 — полученная методом „Step by step“; 2 — полученная предлагаемым методом.

Таблица 1

t, sec	δ	t, sec	δ
0	24,65	0,342	60
0,11	30	0,4	71,3
0,211	40	0,5	90,06
0,232	50	0,56	99,49

Результаты вычисления точек кривой $\delta = f(t)$, произведенные предлагаемым методом, представлены в табл. 1.

Для построения подобной же кривой, получаемой методом „Step by step“, воспользуемся данными, приведенными в упомянутой работе проф. Горева (табл. 2). Кривые $\delta = f(t)$, полученные обоими методами, представлены на рис. 3.

Таблица 2

t, sec	δ	t, sec	δ
0	24,65	0,3	52,476
0,05	25,218	0,35	61,034
0,1	28,086	0,4	70,181
0,15	32,243	0,45	79,687
0,2	37,842	0,5	89,460
0,25	44,662	0,55	99,461

Литература

1. Д. П. Костенко. Сборник научно-исследовательских работ Киевского индустриального института, № 5, ОНТИ, 1938.
2. Н. П. Крылов, Н. Н. Боголюбов. Об устойчивости параллельной работы синхронных машин. Киев, 1932.



Об учете малых параметров при исследовании устойчивости систем авторегулирования

Кандидат техн. наук М. В. МЕЕРОВ

Институт автоматики и телемеханики Академии наук СССР

Современные системы автоматического регулирования по своей структуре весьма сложны, и дифференциальное уравнение движения такой системы имеет высокий порядок. Достаточно указать, что переходные режимы в системе регулирования скорости электродвигателя реверсивного прокатного стана по схеме ГЕС только до основной скорости описываются дифференциальным уравнением десятого порядка. Это обстоятельство затрудняет исследование динамики системы даже в том случае, когда процессы в ней описываются линейным дифференциальным уравнением с постоянными коэффициентами. Вместе с тем некоторые параметры отдельных элементов системы регулирования могут быть значительно меньшими, чем другие той же размерности, и разумное пренебрежение такими малыми параметрами может значительно облегчить исследование системы. Более того, в ряде случаев путем введения обратных связей можно уменьшить эквивалентное значение постоянной времени элемента цепи регулирования искусственно. Было бы крайне желательно знать заранее, до какой степени необходимо уменьшать эквивалентное значение постоянной времени инерционного звена, чтобы получить желательные динамические характеристики.

В свое время [Л. 1] нами был рассмотрен вопрос о влиянии малого параметра на устойчивость систем автоматического регулирования случая, когда малый параметр входит линейно в характеристическое уравнение дифференциального уравнения регулирования. Возможность пользоваться полученными в указанной выше работе результатами ограничивается тем, что, во-первых,

в реальных системах бывает не один малый параметр, их может быть достаточно много (два и больше), во-вторых, что самое важное, ни в указанной работе автора, ни в известной автору литературе по этому вопросу [Л. 2, 3] нет критерия, по которому можно было бы судить, действительно ли данный малый параметр является малым, или эта малость только кажущаяся. Задачей настоящей работы и является: 1) показать, как влияют на поведение системы параметры, которые можно считать малыми; 2) каким условиям должны удовлетворять параметры, чтобы их можно было считать малыми.

В настоящей работе рассматриваются исключительно линейные, грубые системы. Следовательно, исследованию подлежит влияние таких малых параметров, которые повышают порядок анализируемого дифференциального уравнения регулирования.

Будем рассматривать линейные системы автоматического регулирования, которые могут быть представлены, как замкнутая цепь последовательно включенных звеньев или элементов цепи регулирования. По характеру связи между выходной и входной функциями на каждом элементе они могут быть разделены на элементы инерционные, колебательные, интегрирующие и упругие. С помощью шунтировки отдельных элементов обратными связями можно один класс звеньев перевести в другой [Л. 4, 5]. Поэтому мы будем рассматривать систему состоящей из последовательного соединения детектирующих инерционных звеньев [Л. 4]. Такая система авторегулирования в разомкнутом состоянии устойчива.

Каждый элемент нашей системы характеризуется определенным коэффициентом усиления, который равен отношению величины функции на выходе к величине функции на входе в установившемся режиме в разомкнутом состоянии элемента и величиной его постоянной времени. Коэффициент усиления всей системы регулирования, определяемый отношением функции на выходе последнего элемента к функции на входе первого элемента в разомкнутом состоянии цепи регулирования и установившемся режиме, равен произведению коэффициентов усиления всех элементов, составляющих систему регулирования. Устойчивость процесса автоматического регулирования зависит от соотношения между постоянными времени отдельных элементов цепи регулирования и от величины общего коэффициента усиления системы.

Условимся, как это принято, называть критическим коэффициентом усиления системы регулирования такой коэффициент усиления, при котором система с заданными постоянными параметрами находится на грани устойчивости [Л. 4, 5].

Как уже доказывалось [Л. 4], наименьшая величина критического коэффициента усиления получается для случая, когда постоянные времени всех элементов цепи регулирования равны между собой. Отсюда непосредственно следует, что увеличение критического коэффициента усиления или повышения предела устойчивости можно осуществить искусственным уменьшением одной или нескольких постоянных времени. Логически следует, что если мы будем еще более уменьшать постоянную времени какого-либо элемента, не меняя общего коэффициента усиления системы, влияние этого элемента на устойчивость системы будет уменьшаться и после некоторого значения его влиянием можно пренебречь.

Влияние каждого малого параметра на поведение всей системы в целом сказывается двояко. Во-первых, так как мы рассматриваем грубые системы, каждый малый параметр повышает порядок дифференциального уравнения регулирования. Или, что то же самое, повышает степень характеристического уравнения. Для того, чтобы оценить влияние этого элемента на устойчивость, необходимо знать, где расположен им обусловленный дополнительный корень. Во-вторых, влияние данного малого параметра на все остальные выражается в том, что все остальные корни характеристического уравнения претерпевают изменения. Следовательно, для того чтобы с этой точки зрения оценить влияние элемента на поведение системы, необходимо выяснить, в какой степени и в каком направлении изменились корни характеристического уравнения от учета малого параметра.

Рассмотрим характеристическое уравнение следующего вида:

$$m(a_0 P^{N_2} + a_1 P^{N_2-1} + \dots + b_{N_2}) + b_0 P^{N_1} + \dots + b_{N_1} = 0; \quad (1)$$

здесь $a_0, a_1, \dots, b_0, b_1, \dots, b_{N_1}$ — постоянные; m — параметр инерционного звена, например, его постоянная времени.

Прежде всего интерес представляет случай, когда $N_2 > N_1$. Допустим, что $m \rightarrow 0$, тогда N_1 корней всего уравнения (1) будут стремиться к N_1 корням следующего уравнения:

$$b_0 P^{N_1} + b_1 P^{N_1-1} + \dots + b_{N_1} = 0. \quad (2)$$

Остальные $N_2 - N_1$ корней будут уходить в бесконечность. Чем меньше будет m , тем ближе N_1 корней общего уравнения будут подходить к N_1 корням уравнения (2), мы его будем называть вырожденным. Следовательно, чем меньше m , тем меньше его влияние на основные N_1 корней. При этих условиях остается выяснить, как располагаются оставшиеся $N_2 - N_1$ корней, чтобы можно было судить о поведении всей системы.

Рассмотрим случай, когда система регулирования описывается уравнением N порядка и содержит n малых параметров (порядок малости для всех элементов один и тот же).

Характеристическое уравнение дифференциального уравнения регулирования для этого случая имеет вид:

$$m^n a_0 P^N + m^{n-1} a_1 P^{N-1} + \dots + m a_{n-1} P^{N-n+1} + b_0 P^{N-n} + b_1 P^{N-n-1} + \dots + b_N = 0. \quad (3)$$

Мы следовательно, полагаем, что m настолько мало, что $N - n$ корней уравнения (3) достаточно близки к $N - n$ корням вырожденного уравнения:

$$b_0 P^{N-n} + b_1 P^{N-n-1} + \dots + b_N = 0, \quad (4)$$

и ставим перед собой задачу выяснить, каким условиям должны удовлетворять коэффициенты общего уравнения с тем, чтобы оставшиеся n корней при $m \rightarrow 0$ уходили в бесконечность слева от мнимой оси плоскости корней.

Нами доказано (приложение 1), что для систем, процессы в которых описываются уравнением, аналогичным уравнению (3), при $m \rightarrow 0$ полное уравнение (3) распадается на следующие два уравнения:

$$b_0 P^{N-n} + b_1 P^{N-n-1} + \dots + b_N = 0 \quad (4')$$

и

$$a_0 q^n + a_1 q^{n-1} + \dots + b_0 = 0. \quad (5)$$

Для того, чтобы система была устойчива, необходимо и достаточно, чтобы каждое в отдельности удовлетворяло условиям Гурвица. Это весьма важный результат, который показывает, что даже в том случае, когда параметры очень малые, их нельзя отбросить, а необходимо проверить уравнение, аналогичное уравнению (5), на условия Гурвица; кроме того, значительно

упрощается исследование, так как вместо одного уравнения N -го порядка мы получаем два независимых ($N-n$)-го и n -го порядков.

Приступим теперь к разрешению второго вопроса, каким условиям должен удовлетворять параметр, чтобы можно было считать его малым (будем в дальнейшем говорить, что параметр удовлетворяет условиям малости).

Предположим, что в результате учета добавочных звеньев корни вырожденного уравнения изменились на ΔZ_v , так что характеристическое уравнение (3) может быть записано:

$$\begin{aligned} &\Delta a_0 (Z_v + \Delta Z_v)^N + \Delta a_1 (Z_v + \Delta Z_v)^{N-1} + \dots + \\ &+ \Delta a_{N-n+1} (Z_v + \Delta Z_v)^{n+1} + (b_0 + \Delta b_0) (Z_v + \\ &+ \Delta Z_v)^n + (b_1 + \Delta b_1) (Z_v + \Delta Z_v)^{n-1} + \dots + \\ &+ \dots + b_N = 0. \end{aligned} \quad (6)$$

Раскрывая биномы, получаем:

$$\begin{aligned} &\Delta a_0 Z_v^N + N \Delta a_0 \Delta Z_v Z_v^{N-1} + \dots + \Delta a_1 Z_v^{N-1} + \\ &+ \dots + \dots + b_0 Z_v^n + b_1 Z_v^{n-1} + \dots + b_N + \\ &+ \Delta b_0 Z_v^n + \dots + \Delta b_{N-1} Z_v + \Delta Z_v \left[n b_0 Z_v^{n-1} + \right. \\ &\left. + (n-1) b_1 Z_v^{n-2} + \dots + b_{N-1} \right] = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

Учитывая (2) и пренебрегая малыми второго порядка, получим:

$$\begin{aligned} &\Delta a_0 Z_v^N + \Delta a_1 Z_v^{N-1} + \dots + \Delta b_0 Z_v^n + \dots + \\ &+ \Delta b_{N-1} Z_v = -\psi'(Z)_{Z=Z_v} \Delta Z_v. \end{aligned} \quad (8)$$

Откуда

$$\begin{aligned} \Delta Z_v = & - \frac{\Delta a_0 Z_v^N + \Delta a_1 Z_v^{N-1} + \dots}{\psi'(Z)_{Z=Z_v}} + \\ & + \dots + \frac{\Delta b_0 Z_v^n + \dots + \Delta b_{N-1} Z_v}{\psi'(Z)_{Z=Z_v}}, \end{aligned} \quad (9)$$

где $\psi'(Z)$ — производная от вырожденного уравнения при значении корня $Z = Z_v$.

Формула (9) дает нам с точностью до малых второго порядка связь между изменением известных корней Z_v ,

вырожденного уравнения (2), при заданных изменениях коэффициентов уравнения.

Так как эти изменения получились за счет учета некоторых добавочных звеньев, то мы можем, задаваясь допустимой величиной изменения корня, найти необходимую для этого степень малости постоянных времени учетных звеньев. Действительно, пусть допустимая величина изменения корня будет составлять a процентов от самого корня Z_v , тогда, обозначая числитель (9) через $f(m_0)$, получим:

$$f(m_0) = a Z_v \psi'(Z)_{Z=Z_v}, \quad (10)$$

откуда и определяем m_0 .

Постоянные времени добавочных звеньев можно считать малыми, если они удовлетворяют условиям

$$T_i < m_0, \quad i = n+1, \dots, N. \quad (11)$$

Наоборот, если постоянные времени добавочных звеньев заданы и мы желаем их влиянием пренебречь, то по формуле (9) мы можем определить ошибку, которую мы при этом делаем, определяя корни из вырожденного уравнения. На примере, рассмотренном в приложении 2, показано, как пользоваться полученными результатами.

Мы пока что рассмотрели изменение корней вырожденного уравнения от учета дополнительных звеньев с малыми постоянными времени. Как уже было указано, кроме изменения корней вырожденного уравнения, каждое учтенное звено добавляет корень, который при $m \rightarrow 0$ уходит в бесконечность. Так как в действительности m малое, но конечное число, то необходимо убедиться, что эти корни от учета малых параметров располагаются слева от мнимой оси, и чтобы минимальная вещественная часть этих корней была значительно больше наибольшей вещественной части корней вырожденного уравнения, тогда переходные процессы в добавочных звеньях закончатся значительно раньше, чем в звеньях, определяющих вырожденное уравнение, и влиянием этих добавочных звеньев на переходный режим можно будет пренебречь.

Нам, прежде всего, необходимо исследовать уравнение (5) на условия Гурвица, так как оно как раз определяет добавочные ($N-n$) корней, полученных в результате учета дополнительных звеньев с малыми постоянными времени.

Нетрудно видеть, что для рассматриваемого нами класса систем регулирования дополнительные звенья с малыми постоянными времени образуют цепочку из последовательно включенных инерционных звеньев и при $T_i \rightarrow 0$ уравнение (5) превращается в уравнение

$$(1+q)^{N-n} = 0. \quad (12)$$

Отсюда, дополнительные ($N-n$) корни при $m \rightarrow 0$ стремятся к $-\infty$:

$$P = -\frac{1}{m} \rightarrow -\infty. \quad (13)$$

Допустим, что при конечном значении m_0 корень q_v меняется на Δq . Тогда рассуждения и преобразования аналогично ранее проведенным, дают нам величину ошибки от учета конечности величины m , а именно:

$$\Delta q = -\frac{\Delta a q^{N-n} + \dots + \Delta b q}{\psi'(q)_{q=q_v}}, \quad (14)$$

$\psi'(q)$ — производная (5) при q близком к -1^* . Дополнительные корни определяются с точностью до малых второго порядка по формуле:

$$P_i = \frac{q + \Delta q}{T_i}, \quad i = n+1, \dots, N. \quad (15)$$

По формуле (15) могут быть определены с точностью до малых второго порядка все дополнительные корни, получившиеся в результате учета звеньев с малыми постоянными времени.

Выводы: 1. При рассмотрении системы N -го порядка с n малыми параметрами исследованию на устойчивость подлежат два уравнения ($N-n$) и n -го порядков, что значительно облегчает исследование.

2. При понижении порядка исследуемого уравнения путем пренебрежения рядом малых параметров необходимо, пользуясь формулами (9) и (14), определить ошибку, получаемую за счет сделанного пренебрежения, при этом следует оценить ошибку как по декременту затухания, так и по частоте колебаний.

* -1 является $N-n$ кратной корень (12). Поэтому если знаменатель (14) поставить -1 , он превращается в 0.

3. Если задана допустимая ошибка, то степень малости количественно определяется из формулы (10). Требование определенной степени малости может послужить исходным условием для расчета демпфирующих обратных связей в сложных системах авторегулирования¹.

Приложение 1

Имеем следующее уравнение:

$$m^n a_0 p^N + m^{n-1} a_1 p^{N-1} + \dots + m a_{n-1} p^{N-n+1} + b'_0 p^{N-n} + b'_1 p^{N-n-1} + \dots + b'_N = 0,$$

здесь m — малый параметр.

Запишем уравнение в следующем виде:

$$a_0 p^N + \frac{1}{m} a_1 p^{N-1} + \frac{1}{m^2} a_2 p^{N-2} + \dots + \frac{1}{m^n} [b'_0 p^{N-n} + b'_1 p^{N-n-1} + \dots + b'_N] = 0. \quad (1)$$

Если приравняем выражение, стоящее в скобках, нулю, то из него можно будет определить $N-n$ корней, близких к $N-n$ корням общего уравнения при $m \rightarrow 0$.

Приведем следующее линейное преобразование.

Пусть

$$p = \frac{q}{m}. \quad (2)$$

Подставляя (2) в (1), получим:

$$a_0 \frac{q^N}{m^N} + a_1 \frac{q^{N-1}}{m^N} + \dots + b'_0 \frac{q^{N-n}}{m^N} + b'_1 \frac{q^{N-n-1}}{m^{N-1}} + \dots + b'_N = 0. \quad (3)$$

Помножим уравнения (3) на m^N и после сокращений перейдем к пределу при $m \rightarrow 0$. Получим:

$$a_0 q^N + a_1 q^{N-1} + \dots + b_0 q^{N-n} = 0 \quad (4)$$

или, поделив (4) на q^{N-n} :

$$a_0 q^n + a_1 q^{n-1} + \dots + b_0 = 0. \quad (5)$$

Мы получили уравнение, которое дает нам оставшиеся n корней, которые при $m \rightarrow 0$ уходят в бесконечность. Для того, чтобы эти корни уходили в бесконечность, слева от мнимой оси плоскости корней, необходимо и достаточно, чтобы коэффициенты уравнения (5) удовлетворяли условиям Рауса-Гурвица.

Следовательно, мы показали, что общее уравнение при $m \rightarrow 0$ распадается на два уравнения — уравнение

$$b_0 p^{N-n} + b_1 p^{N-n-1} + \dots + b_N = 0$$

и уравнение (5), и для того, чтобы все N корней лежали слева от мнимой оси, необходимо и достаточно, чтобы каждое в отдельности удовлетворяло условиям Рауса-Гурвица.

Приложение 2

В качестве примера рассмотрим схему² регулирования скорости электрического двигателя с амплитудным регулятором (рис. 1).

Якорь электродвигателя питается от генератора по схеме Леонарда. Возбуждение генератора питается от возбuditеля, в свою очередь возбуждаемого амплидином. Амплидин имеет две управляемые обмотки. Обмотка I питается от постороннего источника и для данной уставки ее ампервитка aw_I остаются неизменными; обмотка II питается от шин двигателя и ее ампервитка aw_{II} пропорциональны э. д. с. двигателя и, следовательно, пропорциональны скорости вращения двигателя. aw_{II} направлены навстречу aw_I и равновесие в системе имеет место при предписанном значении скорости. Если в результате изменения нагрузки или какой-либо другой причины скорость

¹ Автором применена полученная здесь методика для определения параметров стабилизирующих трансформаторов в схеме регулирования скорости двигателя реверсивного прокатного стана.

² Подробное описание системы см. [Л. 6].

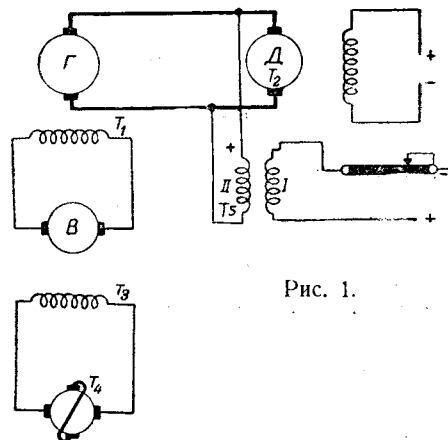


Рис. 1.

вращения меняется, то нарушается равновесие aw_I и aw_{II} . Новое равновесие наступит, когда скорость станет равной предписанной (в пределах точности системы).

Найдем уравнение регулирования описанной системы и определим, чему должны быть равны постоянные времени управляющей обмотки II амплидина и короткозамкнутой цепи амплидина, чтобы их можно было считать малыми параметрами.

Введем обозначения:

T_1 — постоянная времени возбуждения генератора G ; T_2 — механическая постоянная двигателя D ; T_3 , T_4 и T_5 — соответственно постоянные времени возбудителя B короткозамкнутой цепи амплидина и управляющей обмотки. По техническим условиям степень статизма $s = 5\%$.

Характеристическое уравнение дифференциального уравнения системы регулирования имеет вид:

$$T_1 T_2 T_3 T_4 T_5 p^5 + (T_1 T_2 T_3 T_4 + T_1 T_2 T_3 T_5 + T_1 T_2 T_4 T_5 + T_1 T_3 T_4 T_5 + T_2 T_3 T_4 T_5) p^4 + (T_1 T_2 T_3 + T_1 T_2 T_4 + T_1 T_2 T_5 + T_1 T_3 T_4 + T_1 T_3 T_5 + T_2 T_3 T_4 + T_2 T_3 T_5 + T_2 T_4 T_5 + T_3 T_4 T_5) p^3 + (T_1 T_2 + T_1 T_3 + T_1 T_4 + T_1 T_5 + T_2 T_3 + T_2 T_4 + T_2 T_5 + T_3 T_4 + T_3 T_5 + T_4 T_5) p^2 + (T_1 + T_2 + T_3 + T_4 + T_5) p + 1 = 0. \quad (1)$$

Имеем следующие данные: $T_1 = 1,4$, $T_2 = 0,24$, $T_3 = 0,1$ sec.

Вырожденным уравнением будет:

$$T_1 T_2 T_3 p^3 + (T_1 T_2 + T_1 T_3 + T_2 T_3) p^2 + (T_1 + T_2 + T_3) p + 1 = 0 \quad (2)$$

$$\text{или} \quad 0,033 p^3 + 0,5 p^2 + 1,74 p + 1 = 0. \quad (3)$$

Корни уравнения (3), найденные по формулам Кардана, будут:

$$P_1 = -14,2, \quad P_{2,3} = -0,9 \pm j7,2.$$

Составим уравнение для определения степени малости оставшихся двух постоянных времени.

Допустимую ошибку от влияния малых параметров считаем равной 5%:

$$\begin{aligned} \psi'(Z) &= 0,099 Z^2 \psi_v + Z \psi_v + 1,74; \\ 0,033 m^2 Z^3 \psi_v + [0,66 m + 0,5 m^2] Z^4 \psi_v + [1,43 m + \\ &+ 1,74 m^2] Z^3 \psi_v + [0,96 m + m^2] Z^2 \psi_v + m Z \psi_v = \\ &= -0,05 Z \psi_v [0,099 Z^2 \psi_v + Z \psi_v + 1,74]. \end{aligned}$$

Отсюда, подставляя значения $Z \psi_v$ и решая относительно m , найдем:

$$m_0 = 0,005.$$

Следовательно, постоянные времени амплидина можно считать малыми, если они меньше 0,005 sec:

$$T_4 = T_5 < 0,005 \text{ sec.}$$

Литература

1. М. В. Мееров. О некоторых вопросах устойчивости регулирования напряжения электрических генераторов. ВЭП, № 9, 1943.
2. А. А. Андронов и С. Э. Хайкин. Теория колебания. Гостехиздат, 1937.
3. С. Э. Хайкин. Влияние малых параметров на поведение динамических систем. ЖТФ, № 9, 1935.
4. Prinz. Journal of Scientific Instruments, № 4, 1944.
5. Д. И. Марьяновский. Устойчивость линейных систем авторегулирования. Электричество, № 9, 1946.
6. М. В. Мееров и Е. Л. Эттингер. Схема управления мотором реверсивного прокатного стана с амплитудным регулятором. ВЭП, № 4, 1946.

Спрямляющее число в расчетах электроприводов

Инж. Б. М. ЯКОВЛЕВ

Москва

Для электроприводов механизмов и машин с прямолинейным движением самой машины или ее рабочего органа весьма удобно установить непосредственную, численную связь между вращательным движением вала электродвигателя и прямолинейным движением рабочего звена при любой кинематической схеме. При расчете электроприводов автор пользовался таким именно параметром и предлагает для него термин *спрямляющее число*.

В электроприводах, где вращательное движение вала электродвигателя преобразуется во вращательное движение рабочего органа приводимой машины (рис. 1, а), передаточное число

$$i = \frac{dz_1}{dz_2} = \frac{n_1}{n_2}$$

определяется отношением дифференциала углового перемещения ведущего вала (в долях оборота) dz_1 к дифференциалу углового перемещения ведомого вала dz_2 .

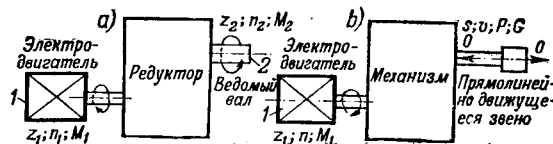


Рис. 1. Скелетные схемы электроприводов.

а—вращательное движение вала 1 при помощи редуктора преобразуется во вращательное движение вала 2 с к. п. д. η и передаточным числом; б—вращательное движение вала 1 при помощи механизма, содержащего редуктор с передаточным числом i , преобразуется в прямолинейное движение вдоль оси OO с к. п. д. η ; z_1 —перемещение вала 1 (обороты); n —скорость вращения вала 1 (об/мин); M_1 —момент на валу 1 (кгм); z_2 —перемещение вала 2 (обороты); n_2 —скорость вращения вала 2 (об/мин); s —перемещение вдоль оси OO (м); v —скорость прямолинейного движения (м/сек); P —узлие вдоль оси OO (кг); G —вес прямолинейно движущейся массы (кг).

Подобно этому в электроприводах, где вращательное движение вала электродвигателя преобразуется в прямолинейное движение рабочего органа машины (рис. 1, б), может быть введено понятие спрямляющее число, как отношение дифференциала углового перемещения ведущего вала dz_1 к дифференциалу прямолинейного перемещения движущегося звена ds . Приняв для спрямляющего числа символ j , можно написать аналогично передаточному числу

$$j = \frac{dz_1}{ds} = \frac{n_1}{60v} \left[\frac{1}{m} \right].$$

Определение спрямляющего числа¹ для любой кинематической схемы механизма не представляет затруднений. На рис. 2 показан ряд примеров для характерных схем механизмов и соответствующие им выражения для j . Спрямяющее число может быть как постоянным (рис. 2, 1—6), так и переменным (рис. 2, 7 и 8).

При пользовании параметром j все расчетные формулы приведения приобретают лаконичную форму, однородный и обобщенный вид (таблица).

Сопоставление выражений, в которых введено спрямляющее число, с общепринятыми для

¹ Выражение $j = \frac{n_1}{60 \cdot v}$ формально справедливо, но

пользоваться им для вычисления j не следует, так как здесь будет содержаться источник возможных ошибок, связанных с округлением n_1 и v , указываемых на чертежах механизмов, и также из-за частого несоответствия технологической скорости v , даваемой иногда по фактической скорости вращения электродвигателя, и номинальной скорости вращения электродвигателя n_n , указываемой в его спецификации, на том же чертеже.

Величина	Выражения для прямолинейного движения			Аналогичные выражения для вращательного движения	
	обычная форма	предложенная автором	размерность величины	форма	размерность величины
Путь по числу оборотов ротора	$s = z_1 \frac{60v}{n_1}$	$s = \frac{z_1}{j}$	м	$z_2 = \frac{z_1}{i}$	Безразмерная
Путь по диаграмме $n = f(t)$	$s = \left(\frac{v}{n_1} \right) \int n_1 dt$	$s = \frac{1}{60j} \int n_1 dt$	м	$z_2 = \frac{1}{60i} \int n_1 dt$	Безразмерная
Скорость	$v = \left(\frac{v}{n_1} \right) n_1$	$v = \frac{n_1}{60j}$	м/сек	$n_2 = \frac{n_1}{i}$	$\frac{1}{\text{мин}}$
Ускорение	$\frac{dv}{dt} = \left(\frac{v}{n_1} \right) \frac{dn_1}{dt}$	$\frac{dv}{dt} = \frac{1}{60j} \frac{dn_1}{dt}$	м/сек ²	$\frac{dn_2}{dt} = \frac{1}{i} \frac{dn_1}{dt}$	$\frac{1}{\text{мин сек}}$
Момент	$M_1 = 9,55 \frac{P}{\eta} \left(\frac{v}{n_1} \right)$	$M_1 = \frac{P}{2\pi j \eta}$	кгм	$M_1 = \frac{M_2}{i \eta}$	кгм
Маховой момент	$GD_2^2 = 365 G \left(\frac{v}{n_1} \right)^2$	$GD_2^2 = \frac{G}{\pi^2 j^2}$	кгм ²	$GD_2^2 = \frac{GD_2^2}{i^2}$	кгм ²

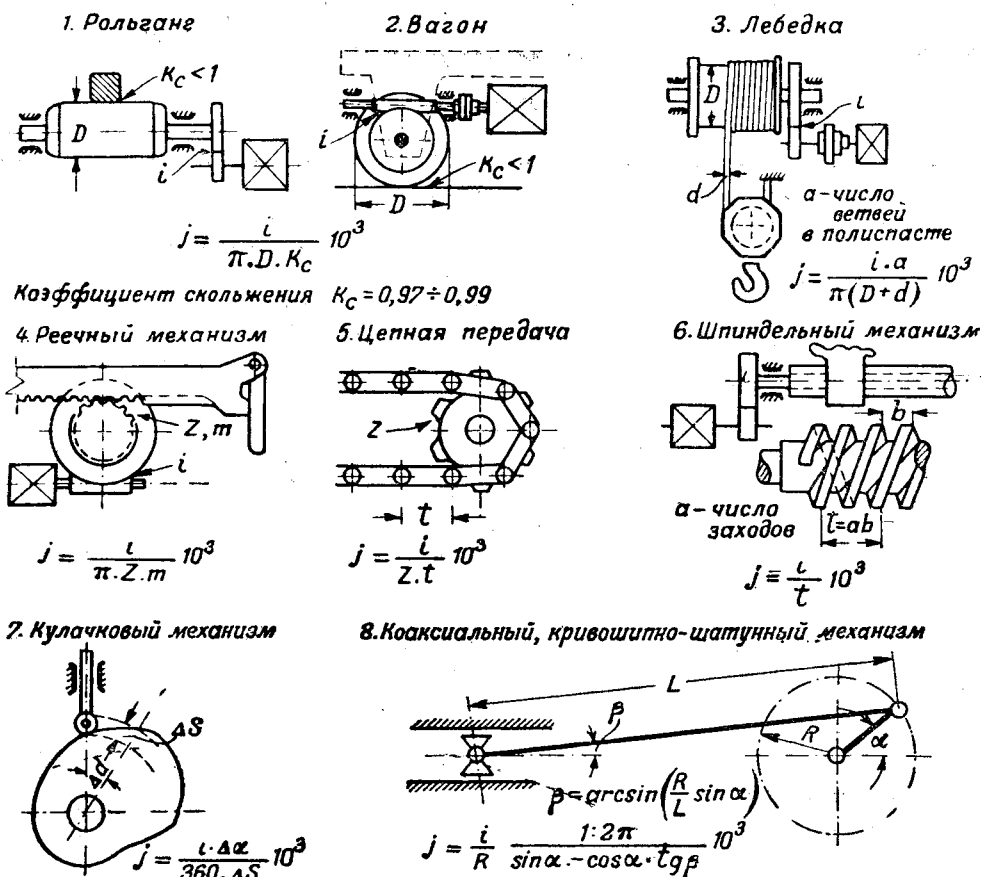


Рис. 2. Характерные схемы механизмов и соответствующие им выражения для спрямляющего числа j .

прямолинейного движения и аналогичными для вращательного движения наглядно убеждает в том, что новая форма выражений более проста для вычислений и запоминания, структурно однородна и является общей для любой кинематической схемы.

Найденное для данного электропривода, по кинематической схеме механизма, спрямляющее число j гарантирует от возможных ошибок при дальнейших вычислениях и сокращает время, затрачиваемое на расчетные работы.

Пример. Электропривод шпиндельного толкателя (рис. 3) служит для вталкивания в нагревательную печь заготовок общим весом $G = 120\,000$ кг с усилием $P = 48\,000$ кг. Коэффициент полезного действия толкателя $\eta = 0,35$.

Требуется определить следующие параметры электропривода: маховой момент от массы заготовок, приведенной к валу электродвигателя GD^2 ; статический момент при усилии P на валу двигателя — M_c ; линейную скорость толкателя при $n_1 = 730$ об/мин; путь заготовок, проходимый за время ускорения $t_y = 1,25$ сек, от $n_x = 0$ до $n_y = 720$ об/мин (ускорение прямолинейное).

Спрямляющее число

$$i = \frac{i}{ab} \cdot 10^3 = \frac{29}{2 \cdot 12} 10^3 = 121 \frac{1}{m}.$$

По выражениям из таблицы:

Маховой момент

$$GD^2 = \frac{G}{\pi^2 \cdot j^2} = \frac{120\,000}{\pi^2 \cdot 121^2} = 0,81 \text{ kgm}^2.$$

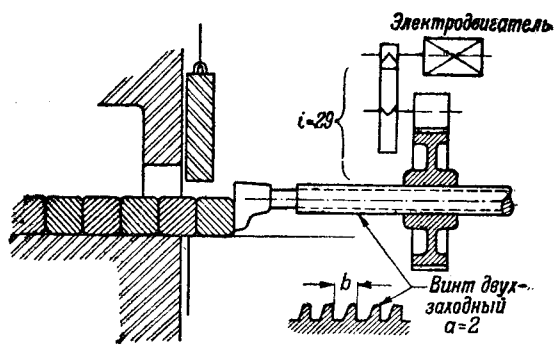


Рис. 3.

Статический момент

$$M_c = \frac{P}{2\pi j \eta} = \frac{48\,000}{2\pi \cdot 121 \cdot 0,35} = 180 \text{ kgm}.$$

Линейная скорость

$$v = \frac{n_1}{60 j} = \frac{730}{60 \cdot 121} = 0,1 \text{ m/sec}.$$

Путь ускорения

$$s_y = \frac{1}{60 j} \int_{n_x}^{n_y} n dt = \frac{1}{60 j} \cdot \frac{n_x + n_y}{2} t_y = \frac{1}{60 \cdot 121} \cdot \frac{720}{2} \cdot 1,25 = 0,055 \text{ m}.$$



К вопросу о механизме барьерного эффекта

Кандидат техн. наук Н. Ф. ВОЛОЩЕНКО

Военно-воздушная академия им. Жуковского

Экспериментальное исследование барьеров в воздушных промежутках [Л. 1] показывает целесообразность применения барьеров для повышения пробивных напряжений или уменьшения габаритов высоковольтных конструкций и аппаратов (в практически наиболее важных случаях неоднородных электрических полей). В связи с этим вопрос о природе барьерного эффекта и методах расчета электрической прочности промежутков с барьерами приобретает важное значение.

Наиболее убедительное решение задачи о механизме барьерного эффекта, которое заключается в исследовании поля промежутков с барьерами в моменты предшествующие пробоем, наталкивается на трудности экспериментального определения потенциала в поле с объемным зарядом, преимущественно одного знака. Методы раскаленного и обычного зондов неприменимы. Непригодным оказался и метод зонда Сато; введение зонда в поле вызывало преждевременные разряды при напряжениях порядка 50% пробивного. По тем же соображениям оказались непригодными и методы измерения напряженности поля [Л. 2].

Частичное решение было найдено при помощи простого устройства, которое позволяет измерять напряженности поля у заряженных поверхностей и, в частности, у поверхности барьера. Это устройство, названное «диэлектрическим зондом», представляет собой шарик из пробки, подвешенный на ленточке из целлулоида, другой конец которой прикрепляется с помощью лака к барьеру. Под действием электрического поля шарик, заряжающийся одноименно с поверхностью, отталкивается от последней и отклоняется, преодолевая силы упругости ленты и своего веса. В однородном поле в диапазоне от 5 до 16 кВ/см величина отклонения оказалась пропорциональной напряженности поля. В поле цилиндрического конденсатора, где зонд укрепляется в горизонтальной плоскости у барьера радиусом 2,55 см, плотно посаженного на внутренний цилиндр, зависимость несколько отличается от линейной. Чтобы избежать неустойчивости показаний зонда, обнаруженной у металлических поверхностей, последние покрывались тонким слоем изоляционного лака.

Цилиндрический конденсатор с барьером. Распределение напряженности поля и потенциала во внешней области короны в цилиндрическом конденсаторе было теоретически исследовано Майром [Л. 3] и более строго, с учетом размеров чехла короны, Н. А. Капцовым [Л. 4]. Совпадение значений E , определенных экспериментально и вычисленных по формулам Майра и Капцова, вполне удовлетворительно [Л. 5].

В чехле короны вопреки более ранним представлениям имеет место большое падение напряжения, что экспериментально установлено Гувейром [Л. 6], теоретически обосновано Роговским

[Л. 7] и может быть подсчитано по формулам Капцова [Л. 8].

В цилиндрическом конденсаторе с барьером наблюдается достаточно близкое совпадение кривых, выражающих зависимость пробивного напряжения от расстояния барьера до внутреннего цилиндра для обеих полярностей [Л. 1]. Напряженности поля на внешней поверхности барьеров, измеренные диэлектрическим зондом, при обеих полярностях, также оказались одинаковыми.

Сказанное приводит к мысли, что барьер заряжается за счет оседания на нем зарядов знака, одноименного с потенциалом коронирующего электрода. Вновь подходящие из чехла короны ионы будут все более затормаживаться. Наступит динамическое равновесие, при котором ионизация в чехле короны будет происходить с интенсивностью, достаточной для покрытия убыли ионов, вследствие рекомбинации, утечки и диффузии. Уменьшение интенсивности ионизации обнаруживается по резкому уменьшению (до 10^{-7} А/см) силы тока на единицу длины электрода в моменты, предшествующие пробоем (при тех же условиях без барьера эта величина достигала десятых долей мА/см). Но и этот ток, как известно [Л. 1], является током обходным, так что в действительности линейная плотность тока еще меньше. Если к тому же учесть, что свечение в области короны отсутствует вплоть до пробоя, то напрашивается вывод, что напряженность поля у поверхности внутреннего цилиндра не должна превышать критического значения и что объемный заряд в пространстве между внутренним цилиндром и барьером не вызовет здесь заметного искажения электрического поля.

Таким образом, поле цилиндрического конденсатора с барьером в первом приближении можно рассматривать как электростатическое поле цилиндрического конденсатора с коаксиально расположенным внутренним электродом с поверхностной плотностью зарядов σ .

Из уравнения Лапласа

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} (Er) = 0, \quad (1)$$

для области $r_0 \leq r \leq r_6$ (где r_0 — радиус внутреннего цилиндра, r_6 — радиус барьера), учитывая, что при $r = r_0 E = E_0$, найдем:

$$E = \frac{E_0 r_0}{r}; \quad (2)$$

у внутренней поверхности барьера

$$E_1 = \frac{E_0 r_0}{r_6}. \quad (3)$$

Для области $r_6 \leq r \leq R$, принимая, что при $r = r_6$ $E = E_2$, получим:

$$E = \frac{E_2 r_6}{r}. \quad (4)$$

Так как заряженная поверхность барьера совпадает с эквипотенциальной поверхностью, то

$$E_2 - E_1 = \frac{\sigma}{\varepsilon}, \quad (5)$$

и напряженность поля во второй области

$$E = \frac{E_0 r_0}{r} + \frac{\sigma r_0}{\varepsilon r}. \quad (6)$$

Потенциал в первой области

$$\varphi = \varphi_{r_0} - E_0 r_0 \ln \frac{r}{r_0}, \quad (7)$$

во второй

$$\varphi = \left(E_0 r_0 + \frac{\sigma r_0}{\varepsilon} \right) \ln \frac{R}{r}. \quad (8)$$

Известными величинами при расчете являются:

$$\varphi_{r_0} = U, (\varphi_R = 0), E_0 \text{ и } E_2.$$

E_0 определяется из условия

$$\gamma \left(e^{\int_{r_0}^R \alpha dr} - 1 \right) = 1. \quad (9)$$

Принимая, что $\alpha = Ape^{-\frac{Br}{E}}$, получим при $r_0 = 0,3$ см; $r_0 = 2,55$ см, $A = 13,2$, $B = 278$, $p = 760$ и $\ln \left(1 + \frac{1}{v} \right) = 8,5$ [Л. 9, 10]. . .

$E_0 = 47,9$ кВ/см. Величина E_r определялась при помощи диэлектрического зонда.

Кривая 1 на рис. 1 выражает зависимость $E = f(r)$ для приведенного случая при $U = 70$ кВ, кривая 2 — для того же промежутка без барьера (по Майру).

Сопоставление величины пробивного напряжения с вычисленным по формулам (7) и (8) показывает, что с повышением напряжения расхождение уменьшается от 5—6% (при 40—50% U_d) до 1—2% (при 70—75% U_d); пробивное напряжение промежутка $U_d \approx 110$ кВ. Положение остается справедливым и для промежутков с другими размерами внутреннего цилиндра и барьера.

Если в соответствии с воззрениями Роговского и Капцова принять, что пробой наступает, когда у поверхности внешнего цилиндра напряженность поля достигает значения E_u , при котором возникает ионизация, и α становится отличным от нуля (по данным Маша и Сандерса [Л. 4] $E_u \approx 17$ кВ/см), то, пользуясь формулами (7) и (8) и кривой 1 (рис. 1), можно определить величину пробивного напряжения цилиндрического конденсатора с барьером.

При расчете принимается, что падение напряжения на участке между внутренним цилиндром и барьером остается постоянным и что нижние части кривых $E = f(r)$ (кривая 1, рис. 1), при различных величинах приложенного напряжения будут оставаться параллельными друг другу. Проверка для цилиндрического конденсатора с $r_0 = 0,118$ см и 0,3 см при $r_0 = 2,55$ см дает значения пробивных напряжений, совпадающие с экспериментальными. Величины U и U_d

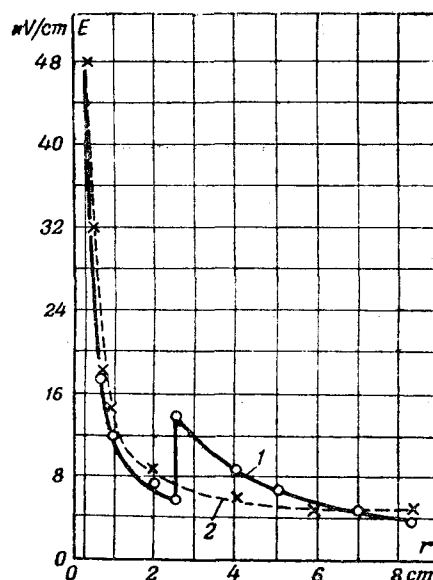


Рис. 1. Распределение напряженности поля в цилиндрическом конденсаторе.

Кривая 1 — с барьером; кривая 2 — без барьера.

для того же цилиндрического конденсатора с барьерами различного диаметра могут быть подсчитаны по тем же формулам при допущении, что в конденсаторе заданных размеров при одном и

том же приложенном напряжении величина $\frac{\sigma}{\varepsilon}$ остается постоянной. Максимальное расхождение экспериментальных и расчетных значений U_d не превышает 5—8%, что следует признать достаточно хорошим результатом, если учесть неизбежную ошибку при экспериментальном определении пробивного напряжения промежутка с барьером.

Таким образом, зависимость пробивного напряжения от радиуса барьера может быть получена, как следствие из принятой модели цилиндрического конденсатора с барьером. Нетрудно видеть, что максимальное значение U_d получает-

ся при $\frac{R}{r_0} = e$, т.е. когда E_{max} в цилиндрическом конденсаторе без барьера имеет минимальное значение. Барьеры такого размера и рекомендуются для применения.

Барьер в промежутке острие — плоскость.

Исследование поля промежутка острие — плоскость с барьером было начато с определения направления силовых линий при помощи алюминиевой стрелки. Результаты опыта, при котором определялось направление силовых линий в вертикальной плоскости вверх от острия, при $U = 75\% U_d$, приведены на рис. 2. Такая же картина наблюдается при обратной полярности электродов. Существенно отметить значительное искажение поля промежутка барьером. На участке между барьером из бумаги и плоскостью оно становится более однородным. По мере удаления от центра искривление линий все более возрастает. При металлическом барьере силовые линии идут параллельно и нормально к поверхности барьера.

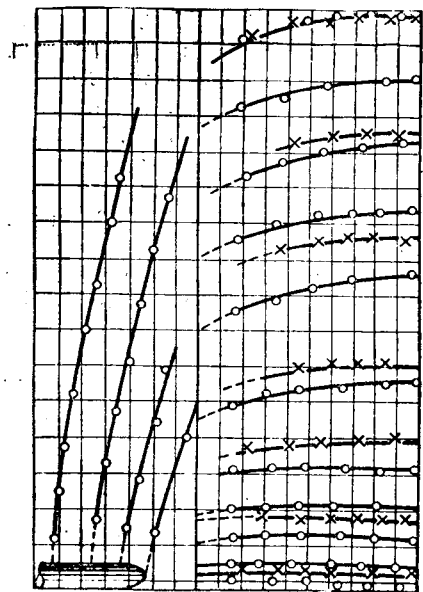


Рис. 2. Направление силовых линий поля в промежутке острие—плоскость с барьером. Полный промежуток $S=12$ см; расстояние от острия до барьера $S_1=2$ см. Круги—острие положительное, крестики—острие отрицательное.

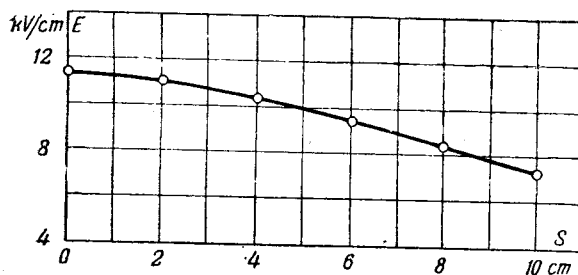


Рис. 3. Изменение напряженности поля вдоль барьера в промежутке острие—плоскость.

Измерения напряженности поля диэлектрическим зондом у поверхности барьеров, на стороне, обращенной к плоскости, показывают, что значения E постепенно убывают по мере удаления от центральной точки, лежащей против острия. Кривая рис. 3 иллюстрирует это положение. Она получена для точек барьера (из бумаги), расположенных вверх от центра, в промежутке с расстоянием между электродами 8 см, при напряжении 80 кВ (барьер был установлен параллельно плоскости на расстоянии 2 см от острия).

Одновременно произведенные измерения напряженности поля у плоскости (для устойчивости показаний зонда плоскость предварительно покрывалась тонким слоем лака) дали значения E на 15% меньше.

Изменение E вдоль поверхности металлического барьера по мере удаления от центра весьма незначительно, но все же заметно. Величина E у плоскости в этом случае была ниже на 30%. Сравнение полученных из опытов значений напряженности поля у плоскости при наличии барьера с величинами E , вычисленными для тех же точек, того же промежутка без барьера по формулам Оллендорфа [Л. 11] и Дейча [Л. 12], показывает, что барьер вызывает повышение напряженности поля у плоскости в 2,5 ÷ 3 раза, в ре-

зультате чего поле на участке барьер—плоскость значительно усиливается и приближается к однородному.

Это позволяет подсчитать падение напряжения между острием и барьером, как разность между приложенным напряжением и падением напряжения на участке барьер—плоскость, где поле приблизительно однородно. Подсчет показывает, что с увеличением приложенного напряжения, несмотря на усиление ионизации, падение напряжения на участке острие—барьер возрастает, пока этот участок не будет пробит, после чего происходит пробой между барьером и плоскостью.

Явление предварительного пробоя участка острие—барьер особенно отчетливо наблюдается в случае металлических барьеров. Именно этим обстоятельством объясняется смещение максимума кривых $U_d = f\left(\frac{S_1}{S}\right)$ в сторону возрастающих S , при увеличении расстояния между электродами [Л. 1].

В промежутке острие—плоскость с барьером, в отличие от цилиндрического конденсатора, свечение у острия, хотя и пониженной интенсивности, но все же наблюдается. Это понятно, так как ионы имеют возможность огибать барьер.

Наибольший эффект в промежутке острие—плоскость должны дать барьеры, установленные у острия. Но чрезмерное приближение барьера к острию нежелательно, так как приведет к преждевременным разрядам между острием и барьером и к разрушению последнего. Практически барьеры из изоляционного материала рекомендуются устанавливать на расстоянии не менее 1—2 см от острия. Металлические барьеры по изложенным выше соображениям устанавливаются в зависимости от расстояния между электродами, исходя, в частности, из того, что при возрастании S от 4 до 12 см отношение $\frac{S_1}{S}$, со-

ответствующее максимальным значениям пробивного напряжения, возрастало от 0,16 до 0,48.

Величина пробивного напряжения, точнее порядок ее, может быть получена, как величина пробивного напряжения промежутка плоскость—плоскость с расстоянием, равным расстоянию между барьером и плоскостью. Ошибка из-за того, что не учитывается падение напряжения на участке острие—барьер, будет тем меньше, чем меньше расстояние между электродами и чем ближе расположен барьер к острию.

Выводы. В результате измерения напряженности поля у поверхности барьеров и электродов в воздушных промежутках цилиндрического конденсатора и острие—плоскость установлено, что механизм барьерного эффекта заключается в преобразовании электрического поля промежутка заряженным барьером. Экспериментально найденные закономерности при пробое цилиндрического конденсатора с барьером получают объяснение из рассмотрения электростатического поля этого конденсатора с заряженной поверхностью внутри, т. е. в результате замены поля с объемными зарядами полем с поверхностным зарядом.

Исследование поля промежутка с электродами острие—плоскость показывает, что при наличии барьера, установленного ближе к острiu, пробивное напряжение в основном определяется пробивным напряжением участка барьер—плоскость, поле в котором приближенно можно считать однородным.

В заключение автор считает своим долгом отметить участие доцента МЭИ П. В. Борисоглебского в обсуждении результатов данной работы и получение от него ряда ценных советов.

Литература

1. Н. Ф. Волощенко, Электричество, № 3, 1946.
2. A. Matthias, El.—wirt., стр. 567, 1927.

3. O. Mayr A. f. E., № 3, 1927.
4. Н. А. Капцов, ЖЭТФ, т. 6, № 10, 1936.
5. В. М. Попков, Электричество, № 7, 1938.
6. W. Hoover, El. Eng., стр. 448, 1936.
7. W. Rogowski A. f. E., № 2, 1935.
8. Н. А. Капцов, Изв. Академии наук СССР, сер. физ., № 4, 1938.
9. M. Knoll, F. Ollendorf, R. Rompe. Gasentladungstabellen, 1935.
10. А. Энгельс и М. Штенбек. Физика и техника электрического разряда в газе, т. I и II, 1935—1936.
11. F. Ollendorf. Potentialfelder der Elektrotechnik, 1932.
12. W. Deutsch, Annalen der Physik, т. 16 стр. 588, 1933; Physikalische Zeitschrift, т. 34, стр. 449, 1933.



Потенциометр переменного тока комплексного типа с ферродинамическим нуль-индикатором

Кандидат техн. наук, доц. Л. Ф. КУЛИКОВСКИЙ

Азербайджанский индустриальный институт им. Азизбекова

Автором разработан потенциометр переменного тока комплексного типа, у которого в качестве нуль-индикатора применен ферродинамический гальванометр с независимым возбуждением.

Последнее обстоятельство, делая установку весьма портативной и простой, значительно (в 10—20 раз) ускоряет процесс измерения по сравнению с существующими потенциометрами.

Использование ферродинамического гальванометра в потенциометре комплексного типа основано на его избирательности к току; момент, поворачивающий его рамку, создается лишь той составляющей тока рамки, которая совпадает с вектором потока в воздушном зазоре прибора. Составляющая же тока, нормальная к потоку, вращающего момента не создает.

Это свойство ферродинамического гальванометра дало возможность в разработанном потенциометре осуществить компенсацию ортогональных составляющих измеряемого вектора напряжения способом раздельной компенсации их. Заключается этот способ в том, что каждая составляющая измеряемого вектора напряжения компенсируется соответствующими напряжениями потенциометра отдельно друг от друга, т. е. вначале компенсируется составляющая по одной оси, например X , а затем компенсируется составляющая по оси Y ; в обоих случаях момент компенсации каждой составляющей определяется по положению указателя индикатора на нуле.

На рис. 1 представлена принципиальная схема потенциометра. Здесь T — трансформатор, питающий устройство. Напряжение U_2 питания на первичной обмотке I поддерживается строго постоянным при помощи реостата R_2 и ферродинамического вольтметра V .

Вторичные обмотки трансформатора 2 и 4 вместе с постоянными R , L и L_1 , R_1 образуют

два индуктивных моста. Мост, образуемый обмоткой 2, R_1 и L_1 , и обмотка 3 питают соответственно реохорды $c—d$ и $e—f$ потенциометра. Напряжения, действующие на этих реохордах, соответственно сдвинуты на 90° . Мост, который образуется обмоткой 4, R и L , служит для питания обмотки возбуждения w гальванометра.

Сопrotивление R регулируется движками h и g для того, чтобы получить вектор потока Φ гальванометра один раз совпадающим с вектором напряжения U_x , которое действует на реохорде $c—d$, а другой раз — совпадающим с вектором напряжения U_y реохорда $e—f$.

Один конец обмотки w соединяется с движком h или g через переключатель b с контактами x и y , а другой конец — с выводом обмотки 4.

За нулевое положение рамки гальванометра принято такое положение, при котором индуктированная потоком Φ в этой рамке э. д. с. равна нулю.

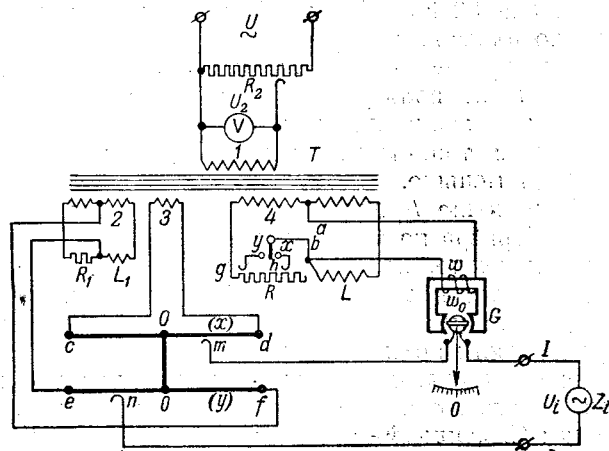


Рис. 1. Принципиальная схема потенциометра

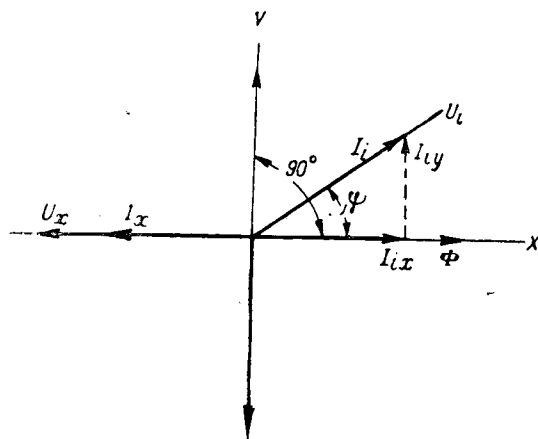


Рис. 2.

Приложив к потенциометру напряжение и установив необходимую величину его реостатом R_2 , приключаем к зажимам $I—I$ измерительного контура источник измеряемого напряжения U_i .

После этого переключатель b устанавливается или на контакте x движка h , или на контакте y движка g . Это зависит от того, по какой оси осуществляется компенсация составляющих измеряемого напряжения.

Допустим, что вначале осуществляется компенсация составляющей измеряемого напряжения по оси X , тогда переключатель b гальванометра устанавливается на контакте x движка h , при этом I_{ix} от составляющей напряжения U_i по оси X , как совпадающий с вектором потока Φ , вызывает отклонение рамки от ее нулевого положения.

Перемещая движок m реохорда $c—d$, мы, вводя в измерительный контур ток I_x , противоположный по знаку току I_{ix} , приводим рамку к ее нулевому положению.

Положение движка m относительно точки O реохорда $c—d$ определит знак и величину составляющей вектора U_i по оси X .

Аналогично осуществляется определение составляющей вектора напряжения U_i по оси Y ; при этом переключатель b устанавливается на контакте y , а указатель приводится к нулю путем перемещения движка n по реохорду $e—f$.

На рис. 2 приведена векторная диаграмма для случая компенсации составляющей вектора U_i по оси X . Имеем $I_x = I_i \cos \psi$; выражая токи через создающие их напряжения, получим, что напряжение U_x , снимаемое движком m с реохорда $c—d$, равно составляющей вектора U_i по оси X , т. е.

$$U_x = U_i \cos \psi. \quad (1)$$

Аналогично для составляющей вектора U_i по оси Y получим:

$$U_y = U_i \sin \psi. \quad (2)$$

Выражения (1) и (2), определяющие искомый вектор U_i , были получены, исходя из предположения, что между токами, протекающими через рамку гальванометра и напряжениями, создающими эти токи, отсутствует угол сдвига α , опре-

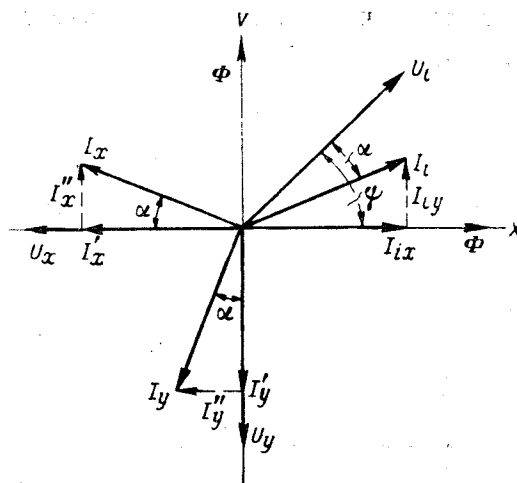


Рис. 3.

деляемый реактивным сопротивлением измерительного контура. При наличии же такого сдвига (рис. 3) измеряемый вектор U_i может быть с достаточной точностью определен способом последовательных приближений.

Допустим, что первое измерение мы производим, начиная с компенсации составляющей U_i по оси X ; в этом случае из рис. 3 при нулевом положении рамки $I_x = I_i \frac{\cos(\psi - \alpha)}{\cos \alpha}$, выражая токи через создающие их напряжения, получим для первого напряжения, снимаемого с реохорда $c—d$, которое обозначим через $U_x^{(1)}$, выражение $U_x^{(1)} = U_i \cos \psi + U_i \sin \psi \operatorname{tg} \alpha$. Но напряжение $U_x^{(1)}$ вследствие наличия угла α вводит в измерительный контур ток I'_x , который, будучи связан с I_x выражением $I'_x = I_x \sin \alpha$, при отрицательном угле α , будет добавляться к составляющей I_i по оси Y .

После определения $U_x^{(1)}$, не перемещая движка реохорда $c—d$, приступаем к первой компенсации составляющей U_i по оси Y .

При этом вектор потока Φ гальванометра поворачиваем на 90° , переводя переключатель b из положения x в положение y , после чего при помощи движка n в измерительный контур вводим напряжение $U_y^{(1)}$, создающее ток I_y ; составляющая I'_y этого тока по оси Y не только уравнивает составляющую I_i по оси Y , но уравнивает и ток I'_x , введенный в измерительный контур напряжением $U_x^{(1)}$, т. е. $I'_y = I_y \cos \alpha = I_i \sin(\psi - \alpha) + I'_x$; отсюда с подстановкой

$$I'_x = I_x \sin \alpha = \frac{I_i \cos(\psi - \alpha)}{\cos \alpha} \sin \alpha$$

получим

$$I_y = I_i \sin \psi + I_i \sin \psi \operatorname{tg}^2 \alpha;$$

выражая токи через соответствующие напряжения, получим для напряжения $U_y^{(1)}$, которое снимается с реохорда $e-f$, при первом измерении по оси Y выражение:

$$U_y^{(1)} = U_i \sin \psi + U_i \sin \psi \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha.$$

Так как при первом измерении по оси X ток I_x компенсировал составляющую тока I_i , т. е. I_{ix} , то теперь после первой компенсации тока I_i по оси Y равновесие по оси X будет нарушено из-за введения в контур тока I_y . Поэтому после первой компенсации по оси Y необходимо перейти ко второй компенсации вектора U_i по оси X . Напряжение $U_x^{(2)}$, снимаемое с реохорда $c-d$ при второй компенсации по оси X , может быть представлено в виде:

$$U_x^{(2)} = U_i \cos \psi - U_i \sin \psi \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha,$$

но при второй компенсации по оси X в измерительный контур вводится ток $I'_{x2} = I_{ix} \sin \alpha$, который добавляется к составляющей тока I_i по оси Y , нарушая тем самым равновесие, которое было достигнуто по этой оси при первой компенсации.

Производя вторую компенсацию по оси Y , получим для напряжения, снимаемого с реохорда $e-f$,

$$U_y^{(2)} = U_i \sin \psi - U_i \sin \psi \cdot \operatorname{tg}^4 \alpha.$$

Осуществляя таким образом ряд последовательных и чередующихся операций по уравновешиванию вектора U_i по осям X и Y , мы при k -м измерении получим для напряжения, снимаемого с реохорда $c-d$, выражение:

$$U_x^{(k)} = U_i \cos \psi + (-1)^{3k-1} U_i \sin \psi \cdot \operatorname{tg}^{2k-1} \alpha \quad (3)$$

и соответственно для напряжения реохорда $e-f$

$$U_y^{(k)} = U_i \sin \psi + (-1)^{3k-1} U_i \sin \psi \cdot \operatorname{tg}^{2k} \alpha. \quad (4)$$

Здесь k — число последовательных измерений по данной оси.

Как указывалось, уравнения (3) и (4) были получены для случая, когда измерение начиналось с компенсации составляющей вектора U_i по оси X . Если же измерение производить, начиная с компенсации составляющей этого вектора по оси Y , то соответственные выражения для напряжений, снимаемых с реохордов $c-d$ и $e-f$, могут быть представлены как

$$U_x^{(k)} = U_i \cos \psi + (-1)^{3k-1} U_i \cos \psi \cdot \operatorname{tg}^{2k} \alpha, \quad (5)$$

$$U_y^{(k)} = U_i \sin \psi + (-1)^k U_i \cos \psi \cdot \operatorname{tg}^{2k-1} \alpha. \quad (6)$$

Из уравнений (3)—(6) следует, что точность измерения способом последовательных приближений зависит от числа последовательных операций k , а также и от величины углов ψ и α .

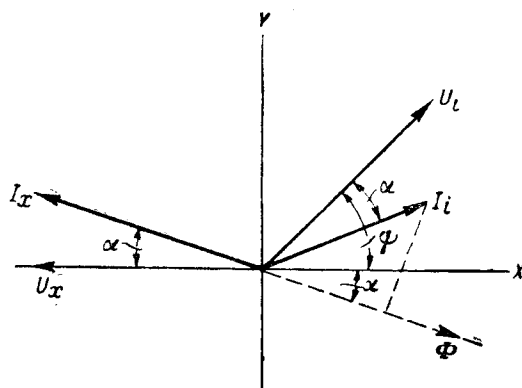


Рис. 4.

Исследование приведенных соотношений показывает, что достаточно точное определение вектора U_i может быть произведено для $\alpha = 10^\circ$. В этом случае вторыми членами правой части уравнений (3)—(6) вследствие их малости можно пренебречь, и k при этом может быть выбрано равным 2—3.

В практике определения U_i случаи, когда угол α больше 10° , весьма редки. В случае же, если угол α между соответствующими векторами в измерительном контуре больше допустимой величины, определение вектора U_i может быть осуществлено таким образом:

В начале измерения необходимо повернуть на угол α вектор Φ так, чтобы он мог совпасть по направлению отдельно с каждым из векторов токов, снимаемых с реохордов потенциометра. На рис. 4 вектор Φ , будучи повернут на угол α , совпадает с вектором I_x , откуда $I_x = I_i \cos \psi$ и $U_x = U_i \cos \psi$. Осуществив после этого поворот вектора Φ на 90° , т. е., сделав его совпадающим с I_y , получим: $I_y = I_i \sin \psi$ или $U_y = U_i \sin \psi$.

Определение угла α , на который необходимо повернуть вектор Φ , осуществляется самим потенциометром. Для этой цели в начале измерения с зажимов $I-I$ потенциометра снимают напряжение U_i , оставляя при этом включенным между этими зажимами общее сопротивление Z_i источника измеряемого напряжения U_i . После этого переключатель b устанавливается на контакт x или y .

Если, например, переключатель установлен на контакте x движка h , а сам этот движок на сопротивлении R занимает такое положение, при котором поток Φ совпадает с осью X , то выведя движок n реохорда $e-f$ из нулевого положения, мы тем самым при наличии сдвига α будем задавать в измерительный контур составляющую от тока I_y по оси X , которая выведет рамку гальванометра из ее нулевого положения. После этого, перемещая движок h по сопротивлению R , мы приводим рамку гальванометра к нулю; при этом положении движка h вектор Φ будет повернут на угол α относительно оси X .

После того как вектор Φ смещен на угол α относительно оси X , мы добиваемся поворота Φ на угол α относительно оси Y .

Тем же самым методом, но уже передвижением движка g , после указанных операций в измерительный контур подается искомое напряжение U_i , которое и определяется, как было описано выше.

В Электроизмерительной лаборатории Азербайджанского индустриального института в 1944 г. были изготовлены два потенциометра описанного выше устройства: один—стационарного типа для лабораторных измерений, а второй—перенсного типа, предназначенный для технических измерений на месте установки того или иного исследуемого объекта.

В стационарном потенциометре в качестве нулевого гальванометра был использован магнитоэлектрический гальванометр со стрелочным указателем Ленинградского института физического приборостроения, у которого постоянный магнит заменен магнитопроводом из расслоенного железа (сечение железа 2 см^2). Обмотка возбуждения этого гальванометра выполнена проводом ПЭ-0,4 с числом витков 2000. Индукция в воздушном зазоре указанного гальванометра составляет величину 970 G. Напряжение питания обмотки возбуждения гальванометра составляет величину

24 V. Подводимая мощность — 1,9 VA. Сопротивления рамки гальванометра: активное $R_p = 12,2\ \Omega$, индуктивное $X = 0,24\ \Omega$. Чувствительность гальванометра: 40 делений шкалы на 1 mV. Реохорды выполнены из константановой проволоки диаметром 1 mm; длина плеча реохорда $2 \times 50\text{ см}$. На 1 см плеча реохорда приходится 1 mV. Устройство содержит два трансформатора (в схеме рис. 1 оба трансформатора объединены), один из которых имеет вторичную обмотку 4 с напряжением на концах 90 V для питания элемента схемы, при помощи которого может быть сдвигаем вектор потока гальванометра. Активное сопротивление R , входящее в этот элемент схемы, равно $250\ \Omega$, а индуктивное— $300\ \Omega$ (при частоте 50 Hz). Второй трансформатор, имеющий две вторичные обмотки 2 и 3, служит для питания реохордов $c-d$ и $e-f$. Напряжение обмотки 3 равно 0,5 V, а обмотки 2—0,4 V. Активное сопротивление R_1 имеет величину $2\ \Omega$, а индуктивное сопротивление составляет величину $2\ \Omega$ (при частоте 50 Hz).

Погрешность измерения этого потенциометра при частоте 50 Hz и температуре 20°C около 0,5% для всех практических случаев, когда угол α не превосходит величины 10° .



К статье Х. Ф. Фазылова

„ОБОБЩЕННЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА ПОТОКОРАСПРЕДЕЛЕНИЯ МОЩНОСТЕЙ В СЛОЖНЫХ ЦЕПЯХ“

(Электричество, № 11, 1946)

Доктор техн. наук, проф.

Кандидат техн. наук Х. Ф. ФАЗЫЛОВ

П. Л. КАЛАНТАРОВ и Л. А. ЦЕЙТЛИН

В журнале «Электричество», № 11 за 1946 г. помещена статья кандидата техн. наук Х. Ф. Фазылова «Обобщенный метод расчета потокораспределения мощностей в сложных цепях». Не касаясь содержания этой статьи в целом, мы находим необходимым обратить внимание читателей журнала «Электричество» на две содержащиеся в ней принципиальные ошибки, относящиеся к основным положениям теории электрических цепей.

Первая ошибка автора состоит в утверждении, что общеизвестная зависимость $\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}=1$, связывающая постоянные пассивного четырехполюсника, справедлива «лишь при существенном ограничении». Вместо этой зависимости автор предлагает новую зависимость, а именно: $\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}=1 \cdot e^{j2\theta}$, где θ — некоторый угол, вообще говоря, отличный от нуля. В чем состоит упомянутое ограничение, автор прямо не указывает, но из содержания статьи можно предположить, что этим ограничением, по мнению автора, является отсутствие «трансформационных соотношений».

Между тем зависимость $\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}=1$ справедлива для всех пассивных четырехполюсников с постоянными параметрами. Рассматриваемый автором четырехполюсник не является пассивным, так как вследствие взаимной индукции между фазами он связан с другими цепями, содержащими источники энергии.

Ошибка автора заключается в том, что, исходя из результатов, полученных для активного четырехполюсника, он отрицает правильность зависимости, установленной для пассивных четырехполюсников. То обстоятельство, что для активных четырехполюсников $\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}$, вообще говоря, не равно единице, давно известно и ничего замечательного собою не представляет. Что же касается зависимости $\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}=1 \cdot e^{j2\theta}$, полученной автором для симметричной трехфазной цепи с дбазотным поперечным трансформатором, то эта зависимость может быть справедлива и при отсутствии «трансформационных соотношений». Можно также привести примеры симметричных трехфазных цепей, для которых модуль комплекса $\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}$ будет отличаться от единицы.

Вторая ошибка автора заключается в утверждении, что в «общем случае при наличии трансформационных соотношений, характеризующихся углом θ , взаимные проводимости не равны друг другу, т. е. закон взаимности Максвелла теряет свою силу». Это ничем не обоснованное утверждение неправильно. Принцип взаимности справедлив для любой цепи с постоянными параметрами независимо от наличия или отсутствия индуктивных связей между ее элементами.

В заключение мы хотели бы отметить, что появление в журнале неправильных и необоснованных утверждений может содействовать их широкому распространению. Нам кажется, что имя Максвелла, установившего принцип взаимности, общность которого отверг в своей статье Х. Ф. Фазылов, должно было привлечь особое внимание редакции журнала «Электричество».

Проф. П. Л. Калантаров и доц. Л. А. Цейтлин находят «необходимым обратить внимание читателей журнала «Электричество» на две содержащиеся в моей статье «принципиальные ошибки, относящиеся к основным положениям теории электрических цепей».

В связи с этим, прежде всего установим следующий основной факт. Сети энергетических систем, методам расчета которых посвящена моя статья, представляют собой многофазные симметричные устройства. Как хорошо известно, в основе всей современной инженерной теории и практики расчета таких сетей лежит их однофазное представление. Все расчеты многофазных симметричных сетей проводятся на основе однофазного эквивалентирования расчетных схем. Такое же однофазное представление, естественно, принято и в моей статье. Поэтому, все что в ней говорится по вопросам общей теории электрических цепей, относится к этим однофазным эквивалентным элементам, в частности — эквивалентным четырехполюсникам.

Для этих эквивалентных четырехполюсников, дающих однофазное представление реальной сети многофазных цепей, мною было установлено между их постоянными соотношение $\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}=1 \cdot e^{j2\theta}$, (1)

более общее, чем общеизвестное соотношение

$$\dot{A}\dot{D}-\dot{B}\dot{C}=1. \quad (2)$$

До последнего времени соотношение (2) считалось справедливым и для эквивалентных четырехполюсников, тогда как в действительности есть случаи, когда оно для последних перестает быть справедливым и, следовательно, не является общим (а не является «неправильным», утверждение чего мне приписывают).

Кроме того, мною было отмечено, что принцип взаимности, так называемый принцип Максвелла, в его общеизвестной формулировке, для эквивалентных четырехполюсников в отдельных случаях не может быть применен и, следовательно, также не является общим.

Эти случаи связаны с наличием в сети элементов, дающих поворот фазы, в частности бустер-трансформаторов с поперечным регулированием. Разработка общих методов расчета сетей, дающих возможность строгого учета влияния и таких бустер-трансформаторов, является одной из основных частей моей статьи.

После этих предварительных замечаний перехожу к ответу на возражения, сделанные П. Л. Калантаровым и Л. А. Цейтлиным. В чем заключаются мои «ошибки»?

1. Первое возражение критики сводится к следующему: «Рассматриваемый автором четырехполюсник не является пассивным, так как, вследствие взаимной индукции между фазами, он связан с другими цепями, содержащими источники энергии. Ошибка автора заключается в том, что, исходя из результатов, полученных для активного четырехполюсника, он отрицает правильность зависимости, установленной для пассивных четырехполюсников».

Таким образом, критика не оспаривает правильности установленного мною соотношения (1), но считает рассмотренный четырехполусник активным.

По форме я мог бы ограничиться указанием, что в моей статье нигде не применяется термин «пассивный четырехполусник». В ней говорится только, что «обычно утверждают, что постоянные четырехполусники связаны соотношением» (2).

Справедливость этих слов нетрудно проверить, обратившись к любому труду по расчету сетей электрических систем с помощью эквивалентных четырехполусников.

Насколько мне известно, в литературе впервые указание на существование соотношения (1), более общего чем соотношение (2), сделано в книге проф. А. А. Вульфа¹, изданной в 1941 г. с ссылкой на мою неопубликованную диссертационную работу 1940 г.² После этого соотношение (1) приведено только (в 1942 г.) в справочнике под редакцией Эванса и Вагнера, в главе, написанной Гардером³.

Однако я не хочу ограничиться формальной стороной дела и попытаюсь рассмотреть по существу вопрос, затронутый П. Л. Калантаровым и Л. А. Цейтлиным, так как он представляет большой принципиальный интерес.

Эквивалентные четырехполусники, представляющие такие элементы многофазных симметричных сетей, которые дают поворот фазы, имеют специфическую природу и термины «активный» и «пассивный» требуют для них уточнения.

По поводу четырехполусников, для которых

$$\theta \neq k\pi \quad (k=0,1,2,\dots,n) \quad (3)$$

Гардер весьма осторожно пишет: «Если используемая однофазная схема содержит сдвиг фаз, она не является строго пассивной» (перевод мой, Х. Ф.).

Однако, под определение пассивного четырехполусника, даваемое самим П. Л. Калантаровым⁴, рассмотренный мною четырехполусник с поворотом фазы, для которого я получил соотношение (1), подходит, вопреки его утверждению, цитированному выше.

Действительно, вот это определение: «... пассивные квадриполи, т. е. такие, внутри которых не содержится источников энергии...». Не цитируя дальше, укажу, что речь идет о четырехполусниках с постоянными параметрами.

Необходимо отметить, что в определении понятия пассивного четырехполусника, даваемом П. Л. Калантаровым, не содержится никаких оговорок для многофазных цепей.

Известно, что в многофазных цепях, как правило, имеется обмен энергии между фазами, но в симметричных цепях этот обмен также является симметричным. В результате, между энергиями входных и выходных зажимов каждой фазы симметричной многофазной цепи, не содержащей источников энергии, существует полный баланс энергии (с учетом потерь в промежуточных элементах). На этом основании такую симметричную многофазную цепь представляют в эквивалентной однофазной схеме четырехполусником, не содержащим внутри источников энергии. Таким образом четырехполусник, представляющий такую симметричную многофазную цепь, с точки зрения определения П. Л. Калантарова, является пассивным четырехполусником. Наличие или отсутствие поворота фазы это определение не учитывает.

Теперь П. Л. Калантаров и Л. А. Цейтлин дают новое определение пассивного четырехполусника, повидимому, стремящееся учесть особенности многофазных цепей.

Однако, это новое определение понятия пассивного четырехполусника, согласно которому «четыреполусник

не является пассивным», если «вследствие взаимной индукции между фазами он связан с другими цепями, содержащими источники энергии», по моему мнению, не может удовлетворить ни теорию, ни практику расчета многофазных цепей. Если принять это определение, то практически все элементы многофазных цепей, поскольку они обладают взаимной индукцией между фазами, не могут быть названы пассивными четырехполусниками.

Если же критерием пассивного четырехполусника считать удовлетворение условию (2), то трехфазный трансформатор с соединением обмоток Y/Y окажется пассивным четырехполусником, а тот же трансформатор с соединением обмоток Δ/Y , для постоянного которого справедливо соотношение (1), окажется активным четырехполусником.

Между тем, ни один из них не подходит под предлагаемое теперь определение пассивного четырехполусника. Где же здесь логика?

Кстати, вопреки замечанию, что «автор прямо не указывает», в чем состоит ограничение, накладываемое на частное соотношение (2), оно было достаточно четко оговорено мною в статье, где говорится: «... обратимся к выводу обобщенных постоянных устройств, регулирующих величину и фазу напряжения сети». Далее в статье говорится, что угол θ — угол между векторами напряжения на входных и выходных зажимах трансформатора при его холостом ходе.

И наконец, «... только при $\theta = 0$ и $\theta = \pi$ универсальное соотношение, как частный случай приводится к соотношению (2)».

Поэтому, не было необходимости прибегать к предположению, что я вижу это ограничение в отсутствии трансформационных соотношений. Трансформационное соотношение, применительно к многофазным трансформаторам, является комплексным коэффициентом трансформаций, который не всегда содержит угол θ .

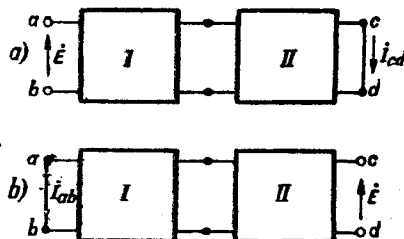
Отмечу еще раз, что наличие условия (3) для данного четырехполусника, не дает возможности представить его обычными схемами замещения П и Т. Изучение токораспределения в многофазной цепи при сложных авариях на базе одной фазы также приводит к универсальному соотношению (благодаря переводным фазовым множителям), чем и объясняется трудность однофазного представления сложных аварий (схема Э. Кларка).

Четко сформулированное универсальное соотношение (1) оказалось «замечательно» тем, что оно дает возможность строгого решения, ставших практически важными, вопросов расчета сетей с учетом продольно-поперечных уравнений э. д. с., а также проливает свет на затруднения однофазного представления многофазных цепей.

Второе возражение критики тесно связано с первым.

Легко показать, что для четырехполусника, эквивалентного многофазной симметричной сети с постоянными параметрами, при наличии условия (3) нельзя полностью применить принцип взаимности.

Рассмотрим однофазную расчетную схему простейшей многофазной симметричной радиальной сети с трансформаторами, имеющими соединение обмоток Δ/Y (рис.).



Пусть первый четырехполусник, представляющий трансформатор с соединением Δ/Y , имеет для простоты постоянные

$$\dot{A}_I = \dot{D}_I = 1, \quad \dot{B}_I = \dot{C}_I = 0 \quad (\theta = 30^\circ),$$

а второй четырехполусник имеет

$$\dot{A}_{II} = \dot{D}_{II} = 1, \quad \dot{B}_{II} = r, \quad \dot{C}_{II} = 0.$$

¹ А. А. Вульф. Проблема передачи электрической энергии на сверхдальние расстояния по компенсированным линиям, стр. 89, ГЭИ, 1941.

² Х. Ф. Фазылов. Применение бустер-трансформаторов для повышения пропускной способности длинных линий. Кандидатская диссертация, защищенная в ученом совете электромеханического факультета ЛПИ в 1940 г.

³ Electrical Transmission and Distribution Reference Book. Third edition, p. 101, 1944.

⁴ П. Л. Калантаров. Теория переменных токов, стр. 118, ГЭИ, 1940.

Тогда обобщенная постоянная \dot{B} контура при определении тока \dot{I}_{cd} будет $\dot{B}_{II-II} = r\varepsilon j\theta$ (рис. 1,а). Следовательно,

$$\dot{I}_{cd} = \frac{\dot{E}}{r\varepsilon j\theta} = \frac{\dot{E}}{r} \varepsilon - j\theta.$$

В то же время, при определении тока \dot{I}_{ab} (рис. 1,б) обобщенная постоянная \dot{B} контура будет $\dot{B}_{II-I} = r\varepsilon - j\theta$ и ток

$$\dot{I}_{ab} = \frac{\dot{E}}{r\varepsilon - j\theta} = \frac{\dot{E}}{r} \varepsilon j\theta.$$

Как видно

$$\dot{I}_{cd} \neq \dot{I}_{ab}$$

т. е. здесь, вследствие того, что $\dot{B}_{I-II} \neq \dot{B}_{II-I}$ принцип взаимности не может быть применен.

На любом примере можно убедиться, что, если между точками m и n схемы имеется фазовое соотношение ($\theta \neq k\pi$), то $Y_{mn} \neq Y_{nm}$, что было отмечено в моей статье.

Мы не видим ничего оскорбительного для памяти великого Максвелла в упоминании того факта, что в определенной специальной области—для однофазных расчетных схем, эквивалентных многофазным симметричным цепям,—принцип, носящий его имя (и установленный в эпоху, когда не было современных сложных многофазных систем и не было современных формальных методов их расчета), в отдельных случаях формально перестает быть справедливым.

Однако, с сожалением нужно отметить, что в современном курсе теории переменных токов проф. П. Л. Калан-

тарова нет ни слова об однофазном эквивалентировании многофазных цепей и о методе узловых напряжений, который, в соединении с идеей эквивалентного четырехполюсника, является фундаментальным методом современной теории и практики инженерных расчетов многофазных электрических сетей.

Вместе с тем, в главе «Общие методы расчета сложных цепей», проф. П. Л. Калантаров основное место отводит методу контурных токов Максвелла, строго говоря, исключающему однофазное представление многофазных цепей и эффективное использование идеи четырехполюсника и по своей громоздкости не нашедшему широкого применения.

Какие же выводы можно теперь сделать?

Как мы видели, дело заключается не в том, что я допустил «принципиальные ошибки, относящиеся к основным положениям теории электрической цепи», а в том, что в этой теории до сих пор не нашли свое отражение некоторые существенные черты современных инженерных методов расчета сложных сетей.

Выступление П. Л. Калантарова и Л. А. Цейтлина в защиту основных положений теории электрической цепи можно объяснить только тем, что они выступили «не касаясь содержания статьи в целом».

Выше я цитировал осторожную формулировку Гардера. Она представляет собой шаг вперед, по сравнению с позицией П. Л. Калантарова и Л. А. Цейтлина, так как ставит вопрос о специфической природе эквивалентных четырехполюсников. Но совершенно очевидно, что словами «не является строго пассивным «strictly passive», которыми Гардер характеризует четырехполюсник с поворотом фазы, он только ставит вопрос об уточнении понятий «пассивный» и «активный» для эквивалентных четырехполюсников, но еще его не решает.



К автореферату Е. И. Дмитриева

«РАСЧЕТ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ДЕЛИТЕЛЕЙ НАПРЯЖЕНИЯ»

(Электричество, № 5, 1946)

Инж. Э. И. ГАТИС

Научно-исследовательский институт Министерства авиационной промышленности СССР

В работе Е. И. Дмитриева рассмотрен важный вопрос о расчете функционального делителя напряжения, нагруженного на постоянное по величине сопротивление. Делители напряжения находят широкое применение в современных счетно-решающих устройствах; они особенно распространены в автоматизированных авиационных приборах: автоштурманах и координаторах, автопилотах, автоматических счетно-решающих устройствах для бомбометания и стрелково-пушечного вооружения.

Автор рассматривает вопрос о влиянии нагрузки R_n на ΔU_1 . Величина $\Delta U_1 = U_1^{(1)} - U_1^{(4)}$ (где $U_1^{(1)}$ — напряжение на нагрузке при $R_n = \infty$, а $U_1^{(4)}$ — напряжение на нагрузке при $R_n = \text{const}$) названа автором абсолютной погрешностью. Согласно общепринятой терминологии величина ΔU_1 называется поправкой, а абсолютная погрешность будет выражаться величиной $(-\Delta U_1)$. Автор делает совершенно ошибочный вывод, что исследование формулы

$$\Delta U_1 = U \frac{x}{L} \left[1 - \frac{1}{1 + \left(1 - \frac{x}{L} \right) \frac{x}{L} \cdot \frac{R}{R_n}} \right] \quad (5)$$

приводит к заключению о том, что при $x = 0,5 L$ погрешность ΔU_1 становится максимальной. В действительности положение максимума зависит от $\beta = \frac{R_n}{R}$, т. е. от соотношения сопротивлений нагрузки и делителя. Величина ΔU_1 может иметь максимум и при $x = 0,5 L$, однако при этом $\beta = \frac{R_n}{R} = -0,25$, что смысла не имеет. Если брать имеющие практический смысл значения β , то максимум ΔU_1 будет получаться при значениях $\frac{x}{L}$, показанных на рис. 1.

Как видно из графика, при $0,08 < \beta < \infty$ максимум погрешности будет при $0,8 > \frac{x}{L} > \frac{2}{3}$. Следствием ошибочного вывода автора является неверно построенный график (рис. 2 автореферата Е. И. Дмитриева).

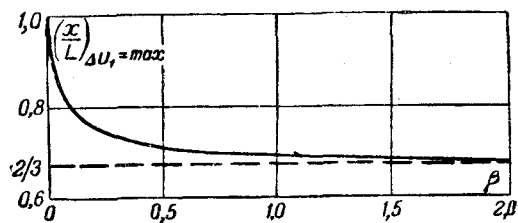


Рис. 1.

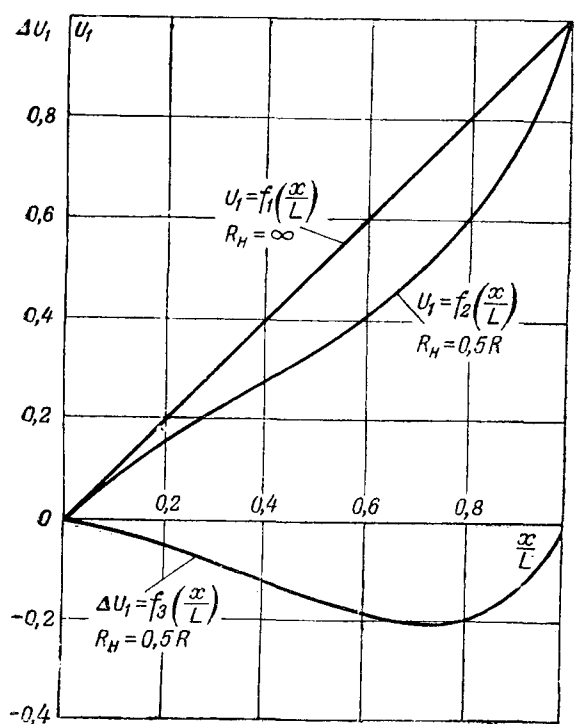


Рис. 2.

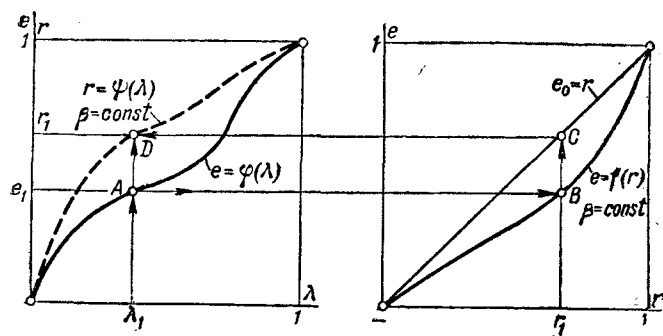


Рис. 3.

В действительности зависимости U_1 и ΔU_1 от $\frac{x}{L}$ имеют другой характер (рис. 2). Для случая $R_n = \infty$ зависимость $U_1 = f_1\left(\frac{x}{L}\right)$ изображается прямой линией, а для случая $R_n = \text{const}$ — плавной кривой с максимумом погрешности при $\frac{x}{L} \approx \frac{2}{3}$ (погрешность выражается вертикальными отрезками между прямой $U_1 = f_1\left(\frac{x}{L}\right)$ при $R_n = \infty$ и кривой $U_1 = f_2\left(\frac{x}{L}\right)$ при $R_n = \text{const}$).

График и таблица коэффициента нелинейности γ (рис. 3 автореферата Е. И. Дмитриева) также составлены автором неверно. Автор строил этот график для случая $x = 0.5L$. Это значение $\frac{x}{L}$, как мы уже показали выше, не определяет максимальную погрешность при положительных значениях $\beta = \frac{R_n}{R}$, но и для этого значения $\frac{x}{L}$ ординаты преувеличены в два раза. Действительные значения

максимума погрешности $\gamma\% = f\left(\frac{R_n}{R}\right)$ даны в следующей сводке:

$\beta = \frac{R_n}{R}$	∞	100	25	20	10	5	2	1
$\gamma = \frac{\Delta U_1}{U} 100\%$	0	0,15	0,59	0,73	1,45	2,84	5,67	12,22

Сделанные выше замечания относятся к мелким недочетам автореферата Е. И. Дмитриева и не затрагивают сущности работы. Автор поставил перед собой задачу определить конфигурацию каркаса делителя напряжения, при которой выполнялся бы заданный закон изменения выходного напряжения, для случая подключения к выходу делителя нагрузки $R_n = \text{const}$. Действительно, воспользовавшись уравнениями (8), (12), (18) и (19), можно определить конфигурацию каркаса, однако такой метод является чрезвычайно сложным и вряд ли может быть рекомендован для практических расчетов.

Данную задачу гораздо легче решить графически, причем это решение может быть получено для любого вида функции $U_1 = \varphi\left(\frac{x}{L}\right)$. В основе решения лежит уравнение

$$R_1 = -\frac{1}{2} \left[\frac{R_n}{\varphi\left(\frac{x}{L}\right)} - R \right] + \sqrt{\frac{1}{4} \left[\frac{R_n}{\varphi\left(\frac{x}{L}\right)} - R \right]^2 + R \cdot R_n}. \quad (8)$$

Если зависимость $R_1 = \psi\left(\frac{x}{L}\right)$ при $R_n = \text{const}$ получить не в виде уравнения, а в виде графика данной функции, то, используя любой из методов графического дифференцирования, нетрудно получить и искомую зависимость $y = y_0 f\left(\frac{x}{L}\right)$ при $R = \text{const}$, т. е. определить конфигурацию каркаса.

Введем безразмерные коэффициенты:

$$r = \frac{R_1}{R}; \quad e = \frac{U_1}{U}; \quad \lambda = \frac{x}{L}.$$

На левом графике (рис. 3) сплошной линией дана заданная зависимость $e = \varphi(\lambda)$ (взята произвольная кривая). На правом графике рис. 3 изображена зависимость $e = f(r)$ для заданного значения β ; эта зависимость справедлива при любом законе $e = \varphi(\lambda)$.

Чтобы найти значение r_1 для положения движка потенциометра λ_1 , находим по кривой $e = \varphi(\lambda)$ значение e_1 , соответствующее λ_1 (точка A), переносим эту точку на кривую $e = f(r)$ при $\beta = \text{const}$ (точка B) и определяем соответствующее значение $r = r_1$.

Для построения зависимости $r = \psi(\lambda)$ можно воспользоваться тем обстоятельством, что прямая $e_0 = r$ имеет наклон 45° . Таким образом, переходя от точки B к точке C, а затем к точке D, получаем величину r_1 .

Аналогично выполняется построение зависимости $r = \psi(\lambda)$ во всем диапазоне изменений λ .

Полученная графическая зависимость (пунктирная кривая на левом графике) после графического дифференцирования даст графическое решение поставленной задачи.

Однако, решенная Е. И. Дмитриевым и нами задача является частным случаем счетнорешающего устройства на делителях напряжения, так как при решении задачи не учитывалось внутреннее сопротивление источника питания, т. е. предполагалось, что оно равно нулю ($R_{ист} = 0$). Подавляющее большинство счетнорешающих устройств

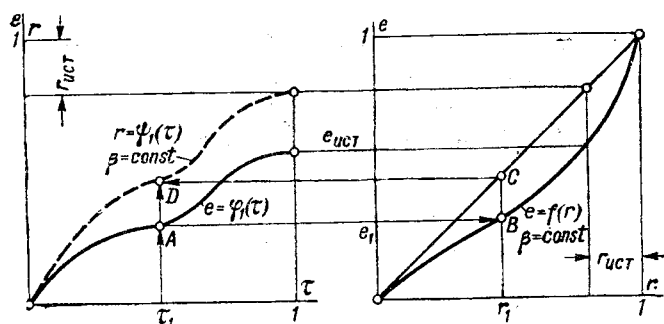


Рис. 4.

использует делители напряжения при включении их каскадами, т. е. один делитель питается с выхода второго делителя и т. д. В этом общем случае, когда $R_{уст} > 0$, за величину L необходимо принимать $L = l_{дел} + l_{уст}$, где L — длина эквивалентного сопротивления, т. е. делителя с сопротивлением $R_0 = R + R_{уст}$; $l_{дел}$ — длина заданного делителя напряжения; l — длина сопротивления $R_{уст}$.

Тогда заданную зависимость $e = \varphi(\lambda)$ нужно строить до значения $\lambda_{дел} = \frac{l_{дел}}{L}$, а не до $\lambda = 1$, так как внутрен-

нее сопротивление источника питания не может участвовать в создании этой зависимости.

Для того, чтобы учесть внутреннее сопротивление источника питания, необходимо получить зависимость $r = \varphi_1(\tau)$, где $\tau = \frac{x}{l_{дел}}$ — новая безразмерная величина.

Зависимость $r = \varphi_1(\tau)$ для $\beta = \text{const}$ находится в результате следующего построения (рис. 4).

На правом графике рис. 4 на оси абсцисс от значения $r = 1$ откладываем значение $r_{уст} = \frac{R_{уст}}{R_0}$. На кривой $e = f(r)$ при $\beta = \text{const}$ находим значение $e_{уст}$, соответствующее $r_{уст}$.

На левом графике рис. 4 построена заданная зависимость $e = \varphi(\tau)$, причем при $\tau = 1$ e равна $e_{уст}$, определенному по кривой $e = f(r)$.

Для нахождения искомой зависимости $r = \varphi_1(\tau)$ построение ведем таким же образом, как это делалось для построения графика $r = \varphi(\lambda)$. Для значения $\tau = \tau_1$ находим по кривой $e = \varphi_1(\tau)$ значение e_1 , соответствующее τ_1 (точка A), переносим эту точку на кривую $e = f(r)$ при $\beta = \text{const}$ (точка B) и определяем соответствующее значение $r = r_1$ (точки C и D). Таким образом, нам удалось графически определить искомую функцию $r = \varphi_1(\tau)$.

В заключение следует отметить, что вопрос, рассмотренный в автореферате Е. И. Дмитриева, представляет большой интерес для ряда научно-исследовательских институтов и конструкторских бюро, и инициатива редакции журнала «Электричество», начавшей освещение в печати данного вопроса, заслуживает всяческого одобрения.

Кандидат техн. наук,

доц. Е. И. ДМИТРИЕВ

Институт машиноведения Академии наук СССР

В моем автореферате неверно показано распределение погрешностей ΔU_1 вдоль нагруженного делителя напряжения. Наибольшие погрешности $(\Delta U_1)_{\max}$ получаются не при $\frac{x}{L} = 0,5$, а при $\frac{x}{L} = 0,65 \pm 0,05$ для значений $\frac{R_n}{R} \geq 2$.

Следует поэтому при чтении опустить текст в левом столбце стр. 82 от слов: «При $R = \text{const}$ погрешность уменьшается...» до слов в правом столбце той же страницы: «При проектировании функционального делителя...».

Указанный недочет инж. Э. И. Гитис относит к мелким, с чем можно согласиться вполне лишь ввиду того, что он совершенно не повлиял на основное содержание работы, т. е. на правильность вывода расчетных уравнений (8), (12), (18) и (19).

Далее Э. И. Гитис показывает разработанный им графический способ определения конфигурации нагруженного функционального делителя напряжения и достаточно категорически утверждает, что аналитический метод расчета «является чрезвычайно сложным и вряд ли может быть рекомендован для практических расчетов».

Весьма вероятно, что графический способ расчета в некоторых или во многих случаях будет более простым, чем аналитический. Однако, нельзя игнорировать то важное обстоятельство, что при расчете функциональных делителей напряжения, особенно если они предназначаются для прецизионной работы в качестве, например, элементов счетнорешающих устройств, требуется высокая точность результатов расчета, которая может быть достигнута применением аналитического метода. Графический же способ с применением графического дифференцирования во многих случаях может привести к грубым результатам. Кроме того, не всегда аналитический расчет требует большего времени, чем графический.

Благоприятное решение вопроса в пользу того или иного способа расчета зависит от формы исследуемых кривых, от сложности функциональных зависимостей, от требуемой точности и пр. Один или несколько способов расчета могут быть заменены новым лишь тогда, когда последний будет лучше прежних по всем показателям.

Объективно правильным заключением является не категорическое утверждение, что один из рассматриваемых способов расчета абсолютно лучше другого, а что один из них является целесообразным дополнением другого.

Попытка Э. И. Гитиса учесть при расчете внутреннее сопротивление источника тока сводится к учету сопротивления предыдущего делителя напряжения и представляет практический интерес. Но этот способ применим лишь для неизменяемого сопротивления предыдущего («питающего») каскада и является поэтому частичным решением общей и очень трудной задачи расчета многокаскадных делителей напряжения.

Графический способ расчета нагруженных делителей напряжения, предложенный инж. Э. И. Гитис, несомненно, является интересным и полезным для практики.



Международная конференция по сетям высокого напряжения

Релейная защита в объединенной английской энергосистеме

(Доклад Е. J. Lane на Международной конференции по сетям высокого напряжения электрических систем. Париж, 1946)

Еще с 1926 г. сети почти всех энергосистем Великобритании были объединены в единую систему, которая к 1939 г. имела до 4 800 км линий 132 кВ, 2 200 км линий более низких напряжений и около 300 подстанций с общей мощностью до 11 млн. кВА. За истекшее время в управлении такой мощной системой был накоплен достаточный опыт.

Состояние релейной защиты до войны. Большинство линий 132 кВ имели дистанционную защиту с временем действия 0,2—0,3 сек. в первой ступени и 0,7 сек. — во второй ступени. На линиях более низких напряжений дистанционная защита устанавливалась только от замыканий на землю. Устанавливалась максимальная направленная защита от междуфазовых замыканий. Кроме того, широко использовалась защита с блокировкой по проводам связи и дифференциальная защита. Высокочастотная защита и быстродействующая дистанционная (0,06—0,1 сек.) находилась только в опытной эксплуатации.

На трансформаторах широко распространялась отдельная для каждой обмотки земляная балансная защита, максимальная токовая и газовая защита, действующие на выключатели с обеих сторон. От установки общей дифференциальной защиты в большинстве случаев отказались из-за трудностей отстройки от токов намагничивания.

В сетях напряжений 66 и 33 кВ широко распространены двухцепные блокные схемы без выключателей на стороне высокого напряжения приемной подстанции, где линии присоединяются непосредственно к высоковольтным выводам трансформатора. Выключатель установлен только на стороне низкого напряжения.

Каждый такой блок имеет защиту, состоящую: со стороны передающего конца из быстродействующей защиты от замыканий на землю и индукционной максимальной токовой защиты; со стороны приемного конца — балансной земляной, направленной и максимальной токовой защиты.

Вследствие того, что нулевые точки трансформаторов со стороны низкого напряжения обычно заземлены, считается, что при замыканиях на землю на стороне низкого напряжения понизительных трансформаторов ток нулевой последовательности является достаточным для действия земляной защиты со стороны передающего конца линий.

Для действия газовой защиты максимально используются провода связи для послышки отключающего импульса на выключатель передающего конца, или автоматическое заземление одной из фаз каждой цепи выключателем, установленным вблизи высоковольтных выводов трансформаторов.

Дифференциальная защита шин была установлена всего на двух подстанциях, имеющих двойную систему шин. Большого распространения эта защита не получала; возможно, что это следует отнести за счет того, что большинство подстанций в системе «Грид» коммутируется по схеме многоугольника.

Рост системы и аварийность за время войны. Война потребовала интенсивного развития сети и оснащения ее устройствами релейной защиты. За время с 1939 по 1944 г. общая протяженность линий 132 кВ возросла с 4 800 км примерно до 5 900 км, трансформаторная мощность возросла с 11 млн. кВА примерно до 13,5 млн. кВА; число комплектов всех видов устройств релейной защиты возросло с 8 140 до 9 674. За это же время установлено сравнительно большое количество комплектов высокочастотной защиты.

Количество аварий за время войны характеризуется следующими показателями:

	Сентябрь-декабрь 1939 г.	1940 г.	1941 г.	1942 г.	1943 г.	1944 г.	Январь-май 1945 г.
Аварии по военным причинам (задевание тросами воздушных заграждений, падение авиационных бомб и др.) . . .	75	744	600	261	298	369	35
Аварии по причинам невоенного характера	66	406	473	345	445	358	132

Работа защиты во время войны. Приводимая в докладе статистика может дать только относительное представление об эффективности защиты, так как метод оценки в британской системе отличен от нашей.

С точки зрения работы защиты аварии делятся на два класса: системные и несистемные. К системным относятся аварии, приводившие к распаду системы на несинхронные части. К несистемным авариям относятся неправильные действия реле, ошибки персонала и т. п.

Работа защиты оценивалась следующим образом:

При системных авариях: $m = \frac{a}{b} \cdot 100\%$, где a — число правильных отключений; b — общее число аварий.

При нестационарных авариях: $n = \frac{c}{d} \cdot 100\%$, где c — число отключений выключателей; d — общее число выключателей.

В результате такого учета приводятся следующие данные о работе защиты за время с 1943 по 1945 г.:

Системных аварий—93,23%.

Несистемных аварий—93,6%.

О причинах неправильных действий реле приводятся следующие данные:

	При системных авариях, %			При несистемных авариях, %		
	1941 г.	1942 г.	1943 г.	1941 г.	1942 г.	1943 г.
По вине заводов-изготовителей, включая ошибки при испытаниях	11,52	5,75	1,33	6	0	1
По военным причинам	30,05	13,60	10,67	31	8	16
В том числе из-за ударов и вибраций				19	4	11
По вине персонала	58,25	81,45	88	50	63	68

Анализ аварий и осциллограмм показывает, что если в нормальных условиях большинство повреждений относится к однофазным, то во время войны большинство повреждений начиналось с междофазовых замыканий. Много аварий было из-за вибраций контактов реле при взрывах авиабомб, особенно от газовой защиты, в результате ложной работы которой без тока оставались целые города¹.

Во время войны также стало ясно, что нельзя пренебрегать характеристиками трансформаторов тока, так как их насыщение приводит к 50% ошибкам во времени действия токовых реле с зависимой характеристикой.

Докладчик отмечает, что защита трансформаторов находится еще в стадии разработки и опыт ее работы ограничен. Весьма удовлетворительные результаты получены при применении на 132 kV линии нового типа дифференциальной защиты с зависимыми характеристиками. Эта защита имеет чувствительность в пределах 25—30% от полного тока для всех видов повреждений при времени действия 0,15 сек. при наиболее тяжелых условиях.

При расчете трансформаторов тока для дифференциальной защиты считается, что их работа должна быть точной при всех токах до 15-кратного включительно, что дает полную безопасность от токов сквозного короткого замыкания, так как стандартное e_k трансформаторов равно 10%.

¹ Отметим, что в результате принятых специальных мер в некоторых системах СССР, подвергавшихся бомбардировке, случаи неправильных действий реле по причинам вибрации реле от взрыва бомб были единичными. При м. р. е ф.

Необходимая чувствительность защиты при заземлении нулевой точки через активное сопротивление считается равной 25% и при наглухозаземленной нулевой точке 50%.

Работа дистанционных защит была удовлетворительной, несмотря на сложность защитных систем.

Трудности использования защит со вспомогательными проводами заключались в том, что эти провода весьма подвержены повреждениям. При использовании линий связи цепи защиты, кроме того, разрывались персоналом, обслуживающим эти линии, в моменты испытаний и ремонта.

Применение защит с высокочастотной блокировкой выявило все ее хорошие качества и показало, что при всей своей сложности эта защита требует не большего обслуживания, чем обычная дистанционная защита.

Война еще раз показала всю важность правильного монтажа и эксплуатации не только основного защитного оборудования, но и вспомогательных его частей: клеммных панелей, вспомогательных кабелей, промежуточных контактов, отключающих устройств и т. д. Во время войны были обсуждены проблемы, касающиеся устройств на открытых подстанциях клеммных коробок, где клеммы защищены от сырости и непогоды, а также вопросов создания более ясной маркировки и устройств для производства испытаний без отключения проводов от клемм.

Исследования и разработка новых типов защит. Несмотря на трудности военного времени, в Англии не прекращалась научно-исследовательская работа по созданию новых типов защитной аппаратуры.

Интересные перспективы сулит применение одного из уже разработанных и переданных в изготовление методов защиты, основанный на непосредственном сравнении скорости изменения тока по времени на одном и на другом конце защищаемой линии, связь между которыми осуществляется при помощи вспомогательных проводов или высокочастотных каналов.

Для этой защиты используются сверхбыстродействующие реле телеграфной аппаратуры, способные точно следовать за периодическим изменением тока и производить отключение, как только возникнет какое-либо смещение фаз².

При применении такой защиты отпадает необходимость в применении всякого рода направленных элементов, в специальном подборе трансформаторов и т. д.

На основании накопленного опыта можно сказать, что развитие техники релейной защиты должно идти по пути уменьшения времени действия, повышения надежности, упрощения защитных и вспомогательных устройств и облегчения их эксплуатации.

² Аналогичного рода защита была предложена перед войной инж. И. С. Цфасманом на заводе ХЭМЗ. При м. р. е ф.

Кандидат техн. наук И. И. СОЛОВЬЕВ



ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ, СТАНЦИИ, СЕТИ И ПЕРЕДАЧА ЭНЕРГИИ НА ДАЛЬНИЕ РАССТОЯНИЯ

Комплексная схема использования гидроресурсов р. Св. Лаврентия. *Eng. News Record, 13 июня, стр. 85, 7 марта, стр. 69, 1946. Civil Eng., т. 16, № 7, стр. 300, 1946.*

Рассмотрение проектов крупных американских гидроустановок (схема рр. Колумбии, Теннесси, Миссури и др.) показывает серьезные трудности, связанные с их осуществлением. Борьба интересов капиталистических монополий и борьба этих монополий с государственным регулированием, согласование энергетики с судоходством, ирригацией, водоснабжением и др., — все это тормозит осуществление технически прогрессивных вариантов энергетической реконструкции речных бассейнов. Энергетическая печать вскрывает также боязнь технического риска и новых строительных решений, необходимых в применении к объектам гидроэнергостроительства в масштабах миллиона киловатт и выше.

Схема р. Св. Лаврентия и соседних водноэнергетических участков р. Ниагары и Великих озер принадлежит к весьма крупным строительным объектам. Реализация схемы сталкивается с особенно значительными трудностями, которые вызваны расположением этого участка на границе двух государств — США и Канады и в районах нескольких провинций и штатов этих государств, а также комплексным транспортно-энергетическим значением сооружений, крупными масштабами строительных работ и др.

Первый период разработки схемы. Реконструкция участка р. Св. Лаврентия на границе США и Канады с падением около 28 м была предложена отдельными штатами, а затем и Конгрессом США уже в 1920/21 гг. Специальная государственная комиссия выдвинула единую схему сооружения гидроэлектростанции с общей стоимостью работ порядка 252 млн. долларов. Канада выдвинула двухплотинную схему. Соглашение не было достигнуто.

В 1926—1927 гг. Министерство торговли США вновь предложило приступить к строительству. Канада вновь отклонила проект, так как улучшение судоходных условий привело бы к конкуренции водных путей с наполовину недогруженными железными дорогами.

В 1932—1934 гг. было достигнуто соглашение о реконструкции порохового участка реки, но договор не был ратифицирован сенатом США ввиду якобы непропорционально большой доли затрат, падающих на США, а также вследствие интернационализации озера Мичиган и перехода к Канаде части канала с затратами порядка 57 млн. долларов. Уже в эти годы развернулась острая борьба вокруг проекта в обеих странах. Представители частных энергосистем и железнодорожных компаний пытались опровергнуть проект, ссылаясь (по аналогии с Панамским каналом) на вероятную заниженность первоначальных смет.

Транспортно-энергетическое содержание схемы. К началу войны была оформлена техническая схема сооружений. Система водных путей разделяется на три участка. Реконструкция подлечит, главным образом, участок реки между Онтарио и Монреалем для обеспечения возможности прохода океанских судов в Великие озера. На протяжении 184 км должны быть сооружены новые и углублены существующие каналы, сооружены 8—9 шлюзов, а также 7 шлюзов на канале Нью-Уэлланд и др. Необходима реконструкция соединительных каналов между озерами, а также на самих озерах и в портах. Все эти работы оцениваются в 597 млн. долларов (без произведенных ранее затрат по каналу Нью-Уэлланд в 130 млн. долларов).

Некоторое энергетическое использование водных ресурсов реки имеет место и в настоящее время. Еще 35 лет назад была построена частной системой гЭС на канале

(у Массена) с использованием около 1/10 расхода реки. В 1926 г. компания Alcoa предложила построить гЭС мощностью в 1,8 млн. kW для нужд алюминиевого производства. Ввиду отказа в утверждении строительства со стороны губернатора Нью-Йорка компания построила гЭС в другом районе (на р. Сэгеней).

Указанный выше первоначальный американский проект тридцатых годов был переработан специальной организацией при так называемом Консультативном комитете по р. Св. Лаврентия (Advisory Committee) и представлен в настоящее время США. Энергетическая часть схемы запроектирована в виде двух гЭС с американской и канадской стороны плотины Барнхарт Айленд с разделением собственности по центру водослива. Плотина обеспечивает напор от 21 до 27 м. На каждой гЭС устанавливается 18 основных агрегатов и 1 агрегат собственных нужд. Выбор столь значительного числа агрегатов проектировщики объясняют соображениями лучшей утилизации водотока и возможностями изготовления энергооборудования. Главные турбины Френсиса будут иметь расчетную мощность 61 тыс. л. с. (при напоре 24,7 м) при оптимальном открытии и 67,1 тыс. л. с. при полном открытии. ГЭС, сооружаемые на стороне США и на канадской стороне, будут иметь неодинаковую мощность генераторов и частоту. Это объясняется покрытием большей части нагрузки канадской провинции Онтарио при частоте 25 Hz. Все 18 генераторов на американской и 6 на канадской гЭС будут иметь мощность по 55 тыс. kVA при $\cos \varphi = 0,95$ и генераторном напряжении 13,8 kV. Эти генераторы будут работать с частотой в 60 Hz. Соответственно скорость вращения турбин составит 69,2 об/мин. Остальные 12 генераторов на канадской стороне будут работать с частотой 25 Hz. Мощность этих генераторов равна 58 тыс. kVA, $\cos \varphi = 0,9$, скорость вращения турбины — 68,2 об/мин. Все генераторы снабжаются воздушным охлаждением. Два генератора собственных нужд будут иметь мощность по 7 500 kVA при $\cos \varphi = 0,8$ и 150 об/мин. Полная установленная мощность гЭС Барнхарт составит около 1,9 млн. kW.

Существенной и подлежащей дальнейшей проектной проработке является проблема коммутации и трансформирования мощности. Свыше 60% мощности (1,15 млн. kW) является полностью обеспеченным. Годовая энергоотдача по обеспеченной мощности составила бы около 10,1 млрд. kWh, а суммарная среднесезонная выработка составит 12,6 млрд. kWh. Высокое число часов использования мощности гЭС (6 650 h) позволяет использовать гидроэнергию для нужд тяжелой и электромеханической промышленности. Стоимость гидроузла определена в 203 млн. долларов, с отнесением на энергетическую часть — 171 и судоходство — 32 млн. долларов.

В развернувшейся вокруг проекта борьбе были выдвинуты возражения прежде всего с точки зрения водного транспорта. Перспективный грузооборот был оценен на уровне довоенного (около 10 млн. т). Противники схемы убеждали в выгоде реконструкции лишь для интересов канадского водного транспорта. Однако, наибольшие возражения связаны с энергетической стороной проекта. Помимо Государственного энергоуправления США (FPC) были затронуты интересы двух канадских провинций с избыточной гидроэнергией, а также частных энергокомпаний в США и Канаде.

Хотя себестоимость энергии на шинах гЭС невысока (около 0,15 цента за 1 kWh), но с учетом передачи в Нью-Йорк стоимость ее якобы возрастет до 0,5 цента на 1 kWh, что лишь незначительно дешевле тепловой энергии. Проект натолкнулся на сопротивление мощных Северо-Восточных энергокомпаний, не желавших распределять огромные дополнительные количества гидроэлектрической энергии по своим высоковольтным линиям. Это и обусловило задержку проекта накануне войны.

В настоящее время проблема реконструкции р. Св. Лаврентия вновь рассматривается в сенате США. По сравнению с отвергнутым в 1941 г. проектом стоимость схемы возросла до 620 млн. долларов. Около 70% капиталовложений приходится на долю США, 30% — на долю Канады. Некоторые воднотранспортные мероприятия осуществлены в предыдущие годы. Но за истекшую четверть века еще вовсе не приступлено к строительству энергетической части схемы.

В настоящее время выдвинуты новые возражения против транспортной реконструкции (недостаточность глубин для новых торговых океанских судов), что может, повидимому, задержать и решение энергетической части схемы.

Кандидат техн. наук **Б. Л. ЭРЛИХМАН**

E. Schultz. Линия электропередачи 230 kV длиной 800 km с серийной компенсацией. El. World, m. 126, № 7, стр. 70—71, 1946.

Использование мощных гидроэнергетических ресурсов Тихоокеанского побережья США неразрывно связано с решением проблемы экономичной передачи больших мощностей на далекие расстояния. Практический предел дальности передачи, достигнутый до настоящего времени, около 480 km, но будущая потребность Бонневильского энергообъединения превышает эту величину.

В результате сравнения нормальных линий электропередачи переменного тока напряжением от 230 до 350 kV, постоянного тока и переменного тока 230 kV с серийной компенсацией было признано, что наилучшими экономическими показателями обладает последняя.

Каждая цепь линии электропередачи 230 kV с серийной компенсацией позволяет передавать мощность 175 тыс. kW на расстояние около 800 km; стоимость передачи 0,125 цента за 1 kWh (в ценах 1940 г.) при коэффициенте загрузки линии 100%.

Основными преимуществами выбранного напряжения 230 kV являются: 1) соответствие существующему напряжению системы; 2) возможность обслуживания потребителей, расположенных вдоль магистральных электропередач, путем строительства подстанций относительно невысокой стоимости; 3) низкие первоначальные капиталовложения в линии с возможностью отнесения установки серийных конденсаторов ко второй очереди работ; 4) применение простых по конструкции проводов; 5) возможность приме-

нения более дешевых деревянных опор; 6) возможность проведения ремонта линий под напряжением.

Наличие серийной компенсации выдвигает ряд новых проблем в области проектирования и эксплуатации длинных линий. Конденсаторы, включаемые последовательно в линию на промежуточных пунктах, компенсируют часть реактивного сопротивления линии, повышая тем самым величину передаваемой мощности. Однако, при повреждениях на линии аварийные токи создают перенапряжения на обкладках конденсаторов, что вызывает необходимость мгновенного отключения последних. Отключение конденсаторов приводит в свою очередь к снижению пропускной способности линии, поэтому после ликвидации повреждения их необходимо быстро включить в работу. Для линий с серийной компенсацией весьма важны величины собственного времени реле, времени отключения выключателей и времени обратного включения конденсаторов в линию. Требуется разрешение проблемы защиты конденсаторов в периоды аварий и их обратного включения в линию в мини-

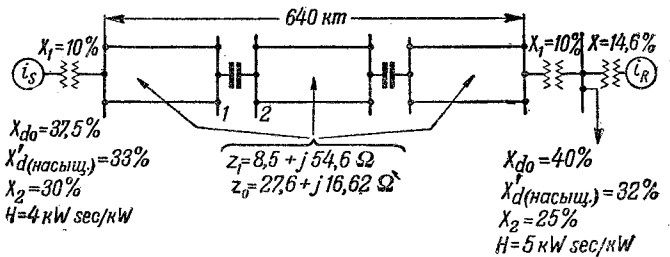


Рис. 1.

Таблица 1

Случай	Мощности оборудования в тыс. kVA		
	Генераторы и трансформаторы питающей системы	Трансформаторы приемной подстанции	Генераторы и трансформаторы приемной системы
1 ÷ 8 9	375 185	320 185	640 370

Таблица 2

Расчетный случай	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Процент компенсации реактивности линии (см. п. 6) до и после аварии	60	63	63	65	66	75	—	—	—
Процент компенсации реактивности линии (до и после аварии; после отключения аварии дополнительная компенсация не вводится)	—	—	—	—	—	—	100	75	0
Отключение конденсаторов в период аварии . .	Нет	Нет	Есть	Нет	Есть	Есть	Есть	Есть	—
Время обратного включения конденсаторов после начала аварии (число периодов 60 Hz)	—	—	7,0	—	7,0	10,5	7,0	10,5	—
Время включения дополнительной компенсации после начала аварии (число периодов—одинаково на обоих конденсаторных пунктах)	7,0	7,0	7,0	10,5	7,0	10,5	—	—	—
Нагрузка на приемном конце в тыс. kW до наступления аварии	311	324	324	325	314	315	324	324	150
Первоначальный угол сдвига э. д. с. E_{is} и E_{iR} в градусах	32,5	34	34	34,5	29	24,5	12,5	12,5	28,5
Максимальный угол сдвига э. д. с. в градусах . .	102	92	Неустойчиво	—	91	—	102	Неустойчиво	91,5
Мощность шунтового реактора, установленного в точке 2, в тыс. kVA	—	—	—	—	109	41	1	114	—

мально возможный срок после ликвидации аварии. Характеристики защитной аппаратуры должны быть аналогичны характеристикам разрядника. Разрядник, включаемый параллельно конденсатору, переключается и замыкает накоротко конденсатор при возникновении перенапряжений на его выводах и дешунтирует конденсатор в течение полупериода после ликвидации аварии или снижения напряжения.

Важна также проблема релейной защиты, вытекающая из того обстоятельства, что из соображений экономичности вся емкость, включенная в линию, сосредоточивается в небольшом числе крупных конденсаторов, а не распределяется равномерно вдоль линии. В этом случае как дистанционные импедансные реле, так и реле направления будут работать неселективно вследствие большой разницы в полных сопротивлениях линии при включенных и отключенных конденсаторах. Выходом из положения является применение балансной токовой защиты участков параллельных линий с вынесением конденсаторов из защитной зоны этих реле.

На рис. 1 приведена расчетная схема двухцепной электропередачи 230 кВ, длиной 640 км с двумя промежуточными пунктами для установки серийных конденсаторов, а в табл. 1 — мощности оборудования, принятые в различных расчетных случаях.

Результаты расчетов устойчивости этой передачи при двухфазном замыкании на землю в точке 1, отключаемом на ближайшем конце линии через 3,5 периода, а в дальнейшем конце линии через 7 периодов, приведены в табл. 2.

Проведенное исследование подтверждает мнение инженеров Бонневильского энергообъединения о том, что серийная компенсация является одним из самых многообещающих способов достижения экономичной передачи электроэнергии на большие расстояния и что в дальнейшем необходимо проведение более углубленных исследований в этом направлении.

Инж. Ю. А. ЯКУБ

Электроснабжение Южно-Африканского Союза. *El. Times*, 5 сентября, стр. 309, 1946; *Engineering*, № 4212, стр. 326, 1946.

Наиболее значительными по потреблению электроэнергии являются северные и северо-восточные районы страны (Трансвааль, Наталь), где сосредоточена золотопромышленность, угольдобыча и другие отрасли промышленности, и район Кейптауна (южная оконечность Африки).

Большая часть всей установленной мощности электростанций Южно-Африканского союза принадлежит «Комиссии по электроснабжению» — энергообъединению, образованному в 1923 г. как полугосударственная организация по регулированию и эксплуатации электрохозяйства. В указанное энергообъединение входят 7 мощных электростанций, работающих в нескольких изолированных энергосистемах (система Центрального Наталья, Дурбанская, Трансваальская и др.). Общая мощность электростанций, принадлежащих Комиссии, к началу 1946 г. достигла 875 тыс. кВт, а при вводе в эксплуатацию строящихся мощностей — составит около 1,1 млн. кВт. Выработка энергии этих электростанций составила в 1945 г. 4,9 млрд. кВт.

В таблице приведены данные о крупнейших электростанциях, входящих в указанную систему. Помимо указанных крупных электростанций Комиссия объединяет ряд мелких энергоустановок мощностью до 2 тыс. кВт (Волк-ораст, Порт Шепстаун, Маргейт, гэс Сабр и др.).

Название электростанции	Год начала эксплуатации	Полная мощность, тыс. кВт	Примечание
Клип	1936	424	Установлено 12 машин по 33 тыс. кВт
Уитбанк	1926	108	
Ваал	1933	200	Установлено 173 тыс. кВт
Колензо	1926	110	
Конжелла . . .	1928	178	90
Солт Ривер . .	1926	90	

Электростанции Комиссии отдают свою энергию, главным образом, предприятиям золотопромышленности. Так, около 2/3 общего потребления энергии на нужды этой промышленности (5,88 млрд. кВт в 1945 г.) покрывали станции Клип и Ваал. Первая выработала около 2,64 млрд. кВт, вторая — около 1,35 млрд. кВт. Следующей по масштабу выработки энергии является станция Уитбанк (710 млн. кВт). Указанные цифры свидетельствуют о довольно высоком уровне централизации электроснабжения в промышленных районах Южно-Африканского союза.

Это подтверждают и данные об электросетях системы. Общая протяженность воздушных кабельных линий Комиссии достигает около 4 300 км и охватывает район площадью около 90 тыс. км². Установленная мощность трансформаторов системы равна 1,86 млн. кВА.

Строительный проект энергообъединения в 1945 г. предусматривал ввод двух турбин по 40 тыс. кВт, трех по 33 тыс. кВт, одной в 25 тыс. кВт и соответствующей котельной мощности, а также ввод 95 тыс. кВА трансформаторной мощности, пяти ртутно-преобразовательных подстанций общей мощностью 9,2 тыс. кВт и строительство около 80 км новых линий передач напряжением 88 кВ.

Как указывалось выше, основным потребителем производимой электростанциями Комиссии электроэнергии является золотопромышленность. Некоторая доля электроэнергии расходуется на нужды угольных шахт и прочей промышленности, а также электрифицированных железных дорог (в основном в Натале) и коммунально-бытовых потребителей.

Преобладающая роль промышленной нагрузки сказывается на высоком показателе использования установленной мощности электростанций (около 5 600 кВт/кВт в год).

Помимо районов, обслуживаемых электростанциями, принадлежащими Комиссии, электроснабжение осуществляет энергосистема («Корпорация») Кейптауна, куда входит мощная электростанция Тейбл Бэй (120 тыс. кВт), а также изолированные энергоустановки Йоханнесбурга, Претории, мелкие энергоустановки горной промышленности и др.

Кандидат техн. наук Б. Л. ЭРЛИХМАН

Сравнительная экономичность высоковольтных передач на переменном и постоянном токе. *El. Times*, т. 111, № 2881, стр. 36—40, 1947.

Наиболее мощной высоковольтной передачей в Германии является двухцепная линия, Рейнско-Вестфальского энергетического объединения, проходящая с севера на юг на расстояние 600 км; она рассчитана на 300 тыс. кВт при 200 кВ. Четыре промежуточные подстанции делят линию на секции длиной в 100—180 км; подстанции связаны с местными сетями, синхронные генераторы которых способствуют поддержанию устойчивости передачи.

Сравнительные расчеты, проведенные для передачи на 1 000 км переменным током при напряжении 400 кВ, показали, что при применении линии с расщепленными проводами по одной цепи может быть передано 600 тыс. кВт, в то время как линия с полными проводами допускает передачу только 430 тыс. кВт. Каждая фаза расщеплялась на четыре проводника, имеющих сечения от 185 до 210 мм². Расстояние между отдельными проводниками равнялось 40 см. Сопоставление стоимостей воздушных линий передач на постоянном и переменном токе дано в табл. 1.

Как видно из приведенной таблицы, двухцепная линия постоянного тока с изолированной средней точкой дешевле на 30% по сравнению с линией переменного тока, имеющей ту же передаваемую мощность.

При переходе к системе постоянного тока с заземленной средней точкой (вариант 3) передаваемая мощность при той же стоимости передачи может быть увеличена на 34%, что ведет к снижению затрат на передачу 1 кВт по сравнению с линией постоянного тока (вариант 2) на 20% и на 44% по сравнению с линией переменного тока (вариант 1). С другой стороны, для передачи той же мощности, что и в варианте 2, но при применении системы переменного тока пришлось увеличить стоимость передачи на 80%, при росте затрат на 1 кВт на 66%.

Интересны также данные, показывающие, во сколько раз можно увеличить передаваемую мощность по существующим линиям трехфазного тока при переводе их на постоянный ток (табл. 2).

Таблица 1

Вариант	1	2	3	4
Передаваемая мощность в тыс. kW	260	260	350	350
Тип системы	220 kV двухцепная линия переменного тока Изолирована	Двухцепная линия постоянного тока Изолирована	Двухцепная линия постоянного тока Заземлена	Двухцепная линия переменного тока Изолирована
Средняя точка				
База сравнения (все варианты сопоставлены с первым)		Одинаковая прочность изоляции при замыкании на землю. Одинаковый % потерь энергии	Одинаковое напряжение коронирования. Одинаковый % потерь энергии	Та же самая передаваемая мощность, как и в варианте 3
Напряжение в kV	220	310	360	250
Потери на 100 km в %	2,4	2,4	2,4	—
Абсолютные в тыс. kW	6,2	6,2	8,3	—
Плотность тока A/mm ²	1,0	1,23	1,42	—
Стоимость передачи в % (для варианта 1—100%)	100	70	70	125
Стоимость передачи 1 kW в % (для варианта 1—100%)	100	70	56	93

Таблица 2

Вариант	1	2	3
Передаваемая мощность в тыс. kW	260	390	520
Тип системы	220 kV двухцепная линия переменного тока Изолирована	Та же линия, переведенная на постоянный ток Изолирована	Та же линия, переведенная на постоянный ток Заземлена
Средняя точка			
База сравнения (в сопоставлении с вариантом 1)	—	Одинаковая прочность изоляции при замыкании на землю. Одинаковый % потерь энергии	Одинаковое напряжение коронирования. Одинаковый % потерь энергии
Напряжение в kV	220	310	360
Потери на 100 km в %	2,4	2,4	2,4
Абсолютные в тыс. kW	6,2	9,3	12,4
Плотность тока в A/mm ²	1,0	1,23	1,42
Отношение передаваемых мощностей для постоянного и для переменного токов	1,0	1,5	2,0

Как следует из таблицы, перевод существующих высоковольтных линий трехфазного тока на постоянный дал бы возможность увеличить передаваемую мощность в 1½ или 2 раза. Экономия в стоимости линий, получаемая как при проектировании новых установок, так и при переоборудовании существующих указывает на экономичность высоковольтного постоянного тока при расстояниях в 600 km и выше.

Инж. А. Н. ЗЛАТОПОЛЬСКИЙ

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ И ТРАНСФОРМАТОРЫ

С. Р. Potter. E. A. Frohardt. Соотношение температур асинхронных электродвигателей, измеренных в процессе работы и после остановки. *El. Eng., Tr., № 2, стр. 56, 1946.*

Стандарты США указывают, что температура асинхронных электродвигателей, измеряемая термометром, обычно повышается после остановки двигателя. Наибольшее значение температуры, отмеченное при этом, и должно быть принято для оценки двигателя в отношении нагревания.

В реферируемой статье приведены результаты экспериментального исследования изменения температур после остановки в зависимости от условий вентиляции электродвигателя. Объектом исследования служил асинхронный электродвигатель 50 л. с., 400 V, 1750 об/мин с полуза-

крытыми пазами и двухслойной обмоткой в статоре и с короткозамкнутым ротором с литой алюминиевой клеткой. В корпусе статора были вырезаны окна во всю длину активного железа. Условия вентиляции изменялись частичным и полным закрытием этих окон, что позволило воспроизвести закрытый, защищенный и открытый тип. Ни статор, ни ротор не имели вентиляционных каналов.

При испытании применялись несколько роторов, отличающихся между собой величиной сопротивления клетки.

В обмотке статора, в двух пазах, были встроены 12 термпар (по три термпары на дне паза и под клином) и 4 термпары в головках обмотки внутри изоляции. Наибольшее показание какой-либо из этих термпар оценивалось как превышение температуры наиболее нагретого места. Кроме того, были установлены термпары по наружной поверхности в доступных местах, а именно, 6 термпар в лобовых частях обмотки и 3 — на спинке статора. Наибольшее показание какой-либо из этих термпар после остановки двигателя принималось для сравнения с превышением температуры наиболее нагретого места.

Всего было произведено 15 циклов испытаний. Результаты пяти из них даны в таблице.

Существующие стандарты США устанавливают для изоляции класса А $\tau_m = 40^\circ \text{C}$, что предполагает $\tau_m = 50^\circ \text{C}$. Так как в настоящее время строятся преимущественно защищенные электродвигатели, то авторы предлагают внести в стандарты изменение, установив наибольшее допустимое превышение температуры, измеряемое по тер-

мометру или по термопаре на поверхности, 45° С, что соответствует 90% от превышения температуры наиболее нагретого места.

Условия вентиляции (способы защиты)	Сопротивление клетки ротора	τ_m	$\tau_{\text{м}}$	$\frac{\tau_m}{\tau_{\text{м}}}$
Закрытый двигатель . . .	Малое	50,0	50,6	98,8
Защищенный двигатель . .	Большое	61,9	69,7	88,8
Защищенный двигатель . .	Малое	47,5	54,5	87,2
Открытый двигатель . . .	Малое	39,0	46,4	84,0
Максимально открытый двигатель	Малое	38,5	48,6	79,0

Здесь:

(τ_m — наибольшее после остановки превышение температуры по поверхностной термопаре; $\tau_{\text{м}}$ — превышение температуры наиболее нагретого места. Результаты исследования показывают, что отношение $\frac{\tau_m}{\tau_{\text{м}}}$ зависит от условий вентиляции).

Примечание референта. Интересно отметить соотношение между превышениями температуры, измеренными по методу сопротивления и по встроенным и поверхностным термопарам ($\tau_{\text{м}}$, τ_m). Эти данные заимствуем из кривых охлаждения, приведенных в реферируемой работе.

	1	2	3	4	5
τ_c	50,6	60,0	48,2	39,3	42,8
τ_c/τ_m (%)	101,0	97,0	101,5	100,6	111,2
$\tau_c/\tau_{\text{м}}$ (%)	100,0	86,0	88,5	84,6	88,0

Из этих данных видно, что превышение температуры, измеренное по методу сопротивления и по термопаре на поверхности, практически одинаковы для всех условий вентиляции, за исключением максимально открытого типа. Как известно, ГОСТ 183-41 (З 85) устанавливает предельные допускаемые превышения температуры для обмотки асинхронных двигателей при измерении по методу сопротивления 65° С, а по термометру (или поверхностной термопаре) 60° С и, следовательно, предполагает, что τ_c примерно на 10% выше τ_m . Далее, можно отметить, что отношение $\frac{\tau_c}{\tau_m}$, если исключить закрытый тип, практически не зависит от условий вентиляции.

Кандидат техн. наук **В. В. ЕНЬКО**

F. E. Murray, R. C. Jones. Особенности трансформаторов для точечной сварки. El. Eng., № 11, стр. 726, 1946.

Согласно стандарту RWMA (Ассоциация производителей аппаратуры для точечной сварки), трансформаторы к аппаратам для точечной сварки маркируются на номинальную мощность для ПР (относительной продолжительности работы), равной 50%. При нагрузке, отличной от номинальной, допустимое число периодов сварки в минуту в процентах от общего числа периодов в то же время составляет $\left(\frac{P_n \cdot 7,07}{P}\right)^2$. Согласно тому же стандарту,

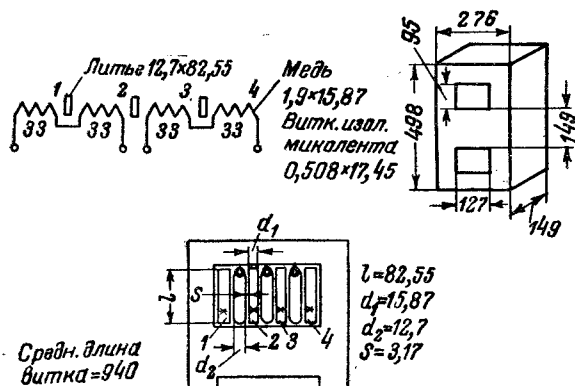
ток холостого хода трансформатора должен быть не выше 10% при мощности трансформатора до 100 kVA и не более 5% при мощности, превосходящей 100 kVA. Класс изоляции должен соответствовать одноминутному испытательному напряжению, 2 J + 1 kV. При обмотках, выполненных с изоляцией класса В, их перегрев, определенный по термопаре, не должен превосходить 85° С и при изоляции класса А 60° С.

При выборе конструктивных параметров приходится считаться со следующими ограничениями: 1) вписаться

в габарит, предусмотренный для трансформатора в сварочном агрегате; 2) удовлетворить требованиям RWMA; 3) удовлетворить стремлению к малым потерям; 4) обеспечить разумную стоимость; 5) одновитковое выполнение вторичной обмотки.

Для сердечников применяется высококачественная трансформаторная сталь с малыми удельными потерями, что позволяет выбирать относительно высокие значения индукции. При желании удовлетворить требованиям RWMA в части величины тока холостого хода индукция должна быть не выше порядка от 11,7 ÷ 12,2 kG, в зависимости от мощности трансформатора. Стержень квадратного сечения дает минимальную длину витка. Если по условиям габаритов отказываются от оптимальной формы, не следует все же принимать толщину пакета больше трехкратной ширины стержня.

В сварочных агрегатах с ионным регулирующим устройством предпочитают первичную обмотку, выполненную по схеме параллельно-последовательного соединения (рисунок). Схема имеет то преимущество, что она позволяет уве-



личить число периодов сварки, когда мощность сварки снижается. В аппаратах без ионных автоматических устройств в первичной обмотке, для целей регулировки предусматриваются отводы, обычно числом восемь. Сварочный агрегат работает в режиме, близком к режиму короткого замыкания, и его мощность убывает пропорционально квадрату напряжения холостого хода. Если исходить из условия постоянства числа периодов сварки (ПР) на всех отводах, то сечение меди обмотки по отводам должно изменяться пропорционально квадрату напряжения холостого хода, соответствующего данному отводу. По данным экспериментального обследования ряда сварочных агрегатов для первичной обмотки допустимы по условиям термических гарантий следующие плотности тока:

1) комплект обмоток запрессован до отказа, секции чередующихся обмоток разделены лишь микалашбой, а вторичная обмотка охлаждается водой, — для первичной обмотки допустима плотность тока порядка 3,85 A/mm²;

2) трансформатор естественного охлаждения, чередующаяся обмотка, — допустима плотность тока порядка 2,4 A/mm², ϵ_k , второй конструкции сравнительно выше.

При водяном охлаждении вторичная обмотка — литая (медь с проводимостью не ниже 85% от проводимости электротехнической меди). — $\rho = 20,2 \frac{\Omega \text{ мм}^2}{\text{км}}$. Охлажда-

ющие трубки или привариваются к обмотке, или же отливаются как одно целое с ней. В первом случае толщина литья может быть меньше на требуемую толщину стенок трубки; ϵ_k трансформатора будет ниже. Когда трубки привариваются, толщину литья выбирают не выше порядка полдюйма. При водяном охлаждении для вторичной обмотки обычно принимают плотность тока в литье порядка 4,95 A/mm².

Благодаря совместному проявлению скин-эффекта и эффекта близости плотность тока к углам литья выше и, как утверждает автор, фактически средняя длина витка несколько меньше расчетной. Поэтому расчетные потери меди (с учетом добавочных потерь) несколько выше, определяемых из опыта ϵ_k .

В заключение статьи дан расчет трансформатора (рисунок) мощностью 100 kVA, 440/6,67 V, ПР — 50%, $I_2 = 15\,000$ A, $I_1 = 227$ A. Вторичная обмотка — литая. Труб-

ки системы охлаждения привариваются к вторичной обмотке; $W_1 = 66$; $W_2 = 1$. Потери в меди составляют 3 420 W, в стали — 218 W; $R_1 = 0,0177$, $R_2 = 6,08 \cdot 10^{-6}$ Ω, $R_{eq} = 0,0663 \cdot 10^{-6}$ (активное); $X_{тр} = 0,608$ Ω; $e_k = 4,64\%$; $\cos \varphi = 0,736$, к. п. д. = 96,5%. Суммарное активное сопротивление обмоток, приведенное к первичной цепи (R_{eq}), принимается в расчете равным 1,5-кратному омическому (не приводя обоснований).

Инж. И. И. РАТГАУЗ

ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ ТРАНСПОРТА

Новые тепловозы и электровозы в США. *Diesel Power and Diesel Transportation*, № 1, стр. 54—55, 1946; *Diesel Progress* № 5, стр. 49—51, 1946.

В течение 1945 и 1946 гг. в США появились новые типы магистральных тепловозов. Если в течение ряда лет мощные тепловозы поставлялись только тремя фирмами: General Motors, Baldwin (с электропередачей фирмы Westinghouse) и American Locomotive (с электропередачей фирмы GE), то за последнее время тепловозы строятся многими другими фирмами. С 1944 г. тепловозы начала выпускать дизельстроительная фирма Fairbanks-Morse. В 1946 г. выпущен первый тепловоз с дизелем мощностью 1 650 л. с. кораблестроительной фирмой Ingalls Corp. Тепловозы предназначены для пассажирского и грузового движения как при одиночной тяге, так и при кратной тяге по системе многих единиц. Электрооборудование изготовлено фирмой Westinghouse и состоит в основном из главного генератора с длительным током 1 760 А, дифференциального возбуждателя, вспомогательного генератора, четырех тяговых двигателей и аппаратуры. Тяговые двигатели соединены параллельно-последовательно и имеют 2 ступени ослабления поля.

Фирма General Motors выпустила в 1945 г. новый пассажирский тепловоз, состоящий из 4 секций по 1 500 л. с., из которых одна оборудована полным постом управления, остальные управляются нормально с передней секции. Максимальная скорость тепловоза равна 152 km/h. Электро-

передача изготовляется фирмой Electromotive, входящей в концерн General Motors.

Самый мощный в мире тепловоз построен в конце 1945 г. фирмой Baldwin для железной дороги Slaboard Air Line. Тепловоз имеет установленную мощность 3 000 л. с. в одной секции и может работать по системе многих единиц. На нем установлены два восьмицилиндровых двигателя по 1 500 л. с., подобных дизелю 1 000 л. с. тепловоза Д^Б, работающего на железных дорогах Союза, но с турбозарядкой, которая повысила мощность дизеля до 1 500 л. с. Каждый дизель соединен с генератором. На тепловозе подвешено 8 тяговых двигателей. Электрооборудование поставляется фирмой Westinghouse.

Фирма GE строит для Вирджинской железной дороги мотор-генераторные электровозы длительной мощностью 3 400 л. с. на напряжение в контактном проводе 11 000 В с частотой 25 Гц. Электровозы предназначены для грузовых перевозок и имеют сравнительно низкую максимальную скорость 80 km/h.

Новые тепловозы характеризуются увеличением мощности дизеля. До последнего времени дизели для тепловозов строились в США мощностью до 1 000 л. с. и лишь в одном товарном тепловозе General Motors был применен дизель 1 350 л. с. В новых тепловозах дизели имеют мощность 1 500—1 650 л. с. Второй характерной чертой является уменьшение веса тепловоза на единицу мощности (до 1945 г. 75—105, в новых тепловозах — 66—87 kg/l. с.).

Основные данные новых тепловозов приведены в таблице.

Кандидат техн. наук А. Д. СТЕПАНОВ

К системе управления троллейбусами. *Transport World* № 3158, стр. 50—52, 1946.

Разработанная English Electric Co в 1936 г. система электродинамического торможения для троллейбусов показала, что в ряде случаев применение рекуперативного торможения в качестве служебного тормоза при торможении с максимальных скоростей троллейбуса при достаточной продолжительности рекуперации может дать значительный эффект с точки зрения экономии электроэнергии. Однако, как показал 9-летний опыт эксплуатации этой системы, в схемах с рекуперативным торможением внимание водителя сосредоточивается не на дороге, а отвлекается наблюдением за достижением наиболее эффективного рекуперативного торможения с целью получения максимально возможной экономии электроэнергии при торможении. Так как рекуперативное торможение не может быть использовано при низких скоростях, в тормозных системах неизбежно предусматривалось также реостатное торможение. Опыт эксплуатации показал, что большинство водителей в целях упрощения управления троллейбусом вскоре практически перестало пользоваться рекуперативным торможением и применяло только реостатное торможение. Использование серийного двигателя как генератора в тормозной схеме требовало, однако, для достижения эффективного торможения осложнения схемы. В целях создания эффективного рекуперативного торможения с полных скоростей троллейбуса был разработан компаундный двигатель с значительным числом ампервитков шунтовой обмотки и незначительным серийной. Для окончательного торможения такая схема предусматривала реостатное торможение, вступающее в действие после рекуперативного. При реостатном торможении тяговый двигатель использовался в качестве шунтового или противокомпаундного генератора. Однако, возлагаемые на эту схему большие надежды с точки зрения получения значительного эффекта от рекуперации энергии не оправдались на практике. Наряду с этим применение рекуперативного торможения на троллейбусах при наличии ртутных выпрямителей на тяговых подстанциях неизбежно вызывало осложнение оборудования подстанций для приема рекуперированной энергии, а также требовало установки на самом троллейбусе реле перенапряжения в целях предупреждения перегорания электроламп и повреждения электрооборудования вследствие возможного повышения напряжения в сети при рекуперации.

Тщательное изучение эксплуатации схем электродинамического торможения позволило прийти к выводу о целесообразности сохранения применения в этих схемах компа-

	Электро- воз GE	Тепловоз Ingalls	Тепловоз General Motors	Тепловоз Baldwin
Формула ходовых частей	—	$B_0 - B_0$	$B_0 - B_0$	$2 \cdot D_0 - D_0 - 2$
Вес локомотива в рабочем состоянии, t	227	109	104	261
Вес сцепной в рабочем состоянии, t	227	109	104	186
Мощность длительная установленная, л. с.	3 400	1 650	1 500	3 000
Сила тяги максимальная, kg	54 000	32 600	31 200	54 000
Сила тяги длительная, kg	36 700	19 400	—	40 000
Скорость длительная, km/h	25,3	16,9	—	16,6
Скорость максимальная, km/h	80	104	152	96
Вес на единицу установленной мощности, kg/l. с.	66,8	66,0	69,5	87

удных тяговых двигателей, однако без рекуперации энергии при торможении. В новых схемах сериес-динамического торможения на моторном режиме используется чисто сериесная характеристика тягового двигателя, без участия поля шунтовой обмотки. В первоначальном исполнении в подобных схемах на моторном режиме тяговый двигатель работал как компаундный, с незначительным возбуждением шунтовой обмотки, однако в последнем исполнении от применения шунтовой обмотки на моторном режиме вскоре отказались, сохранив чисто сериесную характеристику тягового двигателя для этого режима с использованием шунтовой обмотки только при переходе на схему реостатного торможения.

Крутизна сериесной характеристики тягового двигателя обеспечивает высокое пусковое ускорение при незначительных пиках пускового тока. В схеме реостатного торможения здесь используется в основном шунтовая обмотка, причем сериесная обмотка тягового двигателя не служит, как в прежних схемах, в качестве противокомпаундной, а наоборот, включается в схему как дифференциальная к полю шунтовой обмотки путем подпитки сериесной обмотки, по потенциометрической схеме от части сопротивления, обтекаемого тормозным током, что обуславливает ограничение тормозного тока при реостатном торможении.

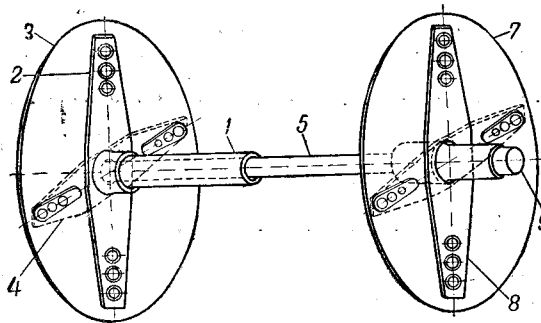
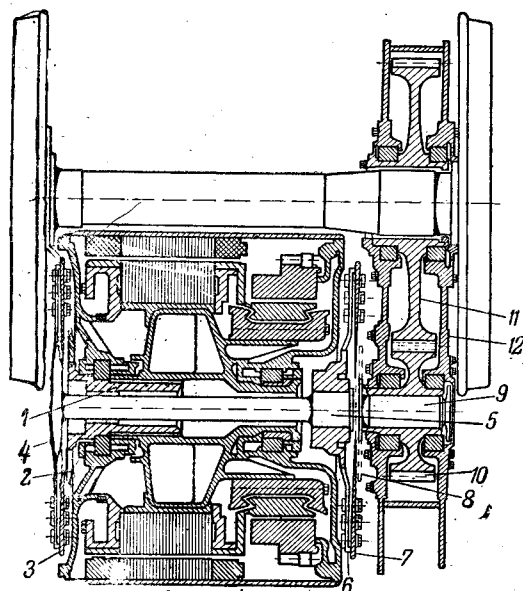
В прежних схемах изъятие шунтовой обмотки в моторном режиме на последних позициях контроллера в целях достижения крутизны сериесной характеристики обуславливало наличие слабого поля при начале реостатного торможения. Возбуждение шунтовой обмотки на моторном режиме перед переходом на схему реостатного торможения, при изменении направления тока в сериесной цепи, обуславливало при переходе на тормозную схему значительный начальный толчок тока и тормозного усилия.

В новых схемах сериес-динамического торможения возбуждение тягового двигателя и тормозной эффект зависят только от напряжения тягового двигателя, вследствие чего тормозной ток плавно падает, а вместе с ним ослабляется и поле тягового двигателя. Целый ряд троллейбусных предприятий Англии, применяющих схему сериес-динамического торможения, пришел к выводу о целесообразности применения новой системы сериес-динамического торможения вместо прежней рекуперативно-реостатной системы торможения.

Кандидат техн. наук Ю. М. ГАЛОНЕН

Новые электровозы Лэтчбергской железной дороги. *Railway Gazette*, т. 85, № 7, стр. 180—184, 1946.

Фирмой ВВС построены для Лэтчбергской железной дороги (Швейцария) электровозы со следующими основными характеристиками: формула осей B_0-B_0 , вес в рабочем состоянии 80 т, часовая мощность 4 000 л. с., часовая сила тяги при скорости 75 км/ч — 14,2 т, максимальная сила тяги при трогании — 22 т, максимальная скорость — 125 км/ч, диаметр колес — 1 250 мм. Напряжение в контактном проводе 15 кВ, ток однофазный 16 $\frac{2}{3}$ Hz. Электровоз предназначен для тяги поездов весом 650 т на подъеме 15 ‰ со скоростью 75 км/ч. На подъеме 27 ‰ поезд весом 400 т должен иметь скорость 75 км/ч. Скорость 75 км/ч для поездов 650 и 400 т на подъемах 15 и 27 ‰ должна достигаться в течение 5 мин. Рама тележки сварная. Подшипники — роликовые. Рессорное подвешивание — двойное, на цилиндрических и листовых рессорах. Тяговые двигатели жестко закреплены к раме тележки. Новинкой является система передачи момента от тягового двигателя, включающая полую ось и эластичный диск (рис.); передаточное число 1 : 2,22. Диски 3 и 7 сделаны из высокопрочной стали, толщина их изменяется от 7 мм по краям до 2 мм вблизи центра. Диаметр дисков 1 065 мм. Вертикальные перемещения колесной пары относительно тележки вызывают повышение или понижение малой шестерни, но в меньшей пропорции. Вал 5 перемещается, так же как и шестерня 10, в своем ведущем конце, но сохраняет центральное положение в другом конце, т. е. перекашивается, что вызывает изгиб стальных дисков. Обе тележки соединены специальным стержневым эластичным соединением для лучшего вписывания в кривые и уменьшения поперечных усилий. Четыре тяговых сериесных однофазных двигателя включены параллельно. При 395 В, 720 об/мин и токе 2 100 А каждый двигатель имеет момент 1 000 кгм.



Разрез тягового двигателя и передача с эластичными дисками.

1—полый вал; 2—водило (одно целое с валом 1); 3 и 7—стальные диски; 4—водило, приваренное к валу 5; 5—вал, передающий момент двигателя; 6—водило, соединенное с валом 5; 8—водило на оси малой шестерни; 9—ось малой шестерни; 10—малая шестерня; 11—большая шестерня; 12—кожух зубчатой передачи.

Охлаждение двигателей — воздушное, от специальных вентиляторов. Силовой трансформатор в отличие от ранее строившихся имеет радиально-ламинированный сердечник. Вес трансформатора 9,5 т. Регулирование напряжения осуществляется со стороны 15 кВ регулятором с 28 ступенями. Электропневматические контакторы обратного хода расположены в непосредственной близости от тяговых двигателей. Электровоз имеет электрическое торможение, причем двигатели в этом случае получают возбуждение от небольшого генератора постоянного тока. Кроме электрического на электровозе имеются автоматическое тормоза Вестингауза и неавтоматический тормоз. Имеется также пневматическое противобуксовочное приспособление.

Инж. Л. А. ВИСЛОУХ

ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ СЕЛЬСКОГО ХОЗЯЙСТВА

D. W. Teare. Экономические принципы организации нагрузок на ферме. *El. Light and Power*, № 6, стр. 106—112, 1946.

Для каждой электрифицируемой фермы рекомендуется осуществлять проводку с учетом роста применения электроэнергии в ближайшие пять и даже десять лет. До настоящего времени на фермах электроэнергия применялась, главным образом, для целей освещения и бытовых приборов. В производстве она использовалась очень слабо. В связи с этим на доход от электрификации, который был крайне незначительным, нельзя расширить число приборов и машин, использующих электроэнергию.

Автором предлагается первоначальный набор приборов, доступный по цене и в то же время дающий возможность сразу получать денежный доход от электрификации. Количество бытовых непродуктивных приборов в начале сокращается и сводится к осветительным установкам, упрощенному радиоприемнику, электроутюгу и установке для мытья посуды. Основное внимание обращается на приобретение дешевых, но дающих большую прибыль продуктивных электроустановок. К ним автор относит холодильник, объемом не менее 225 л, который используется как для бытовых целей, так и для хранения продуктов, предназначенных на продажу. Далее должны быть оборудованы освещение птичника, повышающее носкость кур в зимнее время, и подогреватель питьевой воды для кур. Также должен быть установлен электробрудер (искусственная насадка) для вывода цыплят, который может сделать сам фермер.

Полив огорода с подачей воды в сухой период повышает урожай в 2—10 раз.

Для полива огорода площадью 0,2 га нужен насос производительностью 1,35 м³/ч. Он также должен устанавливаться в первую очередь.

Рекомендуется установка самодельного электробрудера для поросят. Отход поросят при применении электробрудеров сокращается на 30—50%. Наконец, должен быть приобретен передвижной электродвигатель для замены ручного привода различных машин.

Потребления электроэнергии фермой, имеющей перечисленный набор бытовых и производственных приборов оценивается в 235 kWh в месяц. При использовании более дорогих бытовых приборов: стиральной машины, электроплиты, электрооборудования ванной и подогревателя воды, электропотребление фермы возрастет до 700 kWh в месяц.

Кандидат с.-х. наук И. А. БУДЗКО

ТЕХНИКА ВЫСОКИХ НАПРЯЖЕНИЙ

R. Koller. Основные свойства вакуумного выключателя. *El. Eng., Tr., № 8—9, стр. 597—604, 1946.*

Две характерные черты привлекают внимание к вакууму как средству гашения дуги в выключателях: 1) значительно более высокая электрическая прочность вакуума по сравнению с другими дугогасящими средствами; 2) сильная радиальная диффузия ионизированных частиц в дуге в вакууме и лучшие условия деионизации.

Первый небольшой вакуумный выключатель был построен в 1921 г. шведской фирмой Birka. В 1923—1926 гг. Соренсен и Менденхалл провели исследования с большим вакуумным выключателем. В 1932 г. опубликованы исследования Зейтца и Юбигца. В результате этих исследований был создан промышленный образец вакуумного выключателя на небольшой ток. В реферируемой статье приведены результаты изучения процесса отключения в вакууме и факторов, определяющих расход материала электродов; рассмотрены механизм гашения дуги и наиболее существенные черты конструкции вакуумного выключателя.

Исследования проводились на постоянном токе на двух образцах вакуумных выключателей, один из которых, полностью запаянный, стеклянный с магнитным управлением (рис. 1), а другой — разборный, металлический с стеклянной колбой (рис. 2) и внешним механизмом управления, допускающий откачку в процессе работы. Механизм управления разборным выключателем показан на рис. 3. Отключающая пружина S_0 растягивается при помощи шипа A на диске D , вращающемся с синхронной скоростью. Натянутая пружина запирается зацеплением L на тяге T , когда зуб на диске замыкает контакты SW цепи катушки магнита M . Отключение производится катушкой TC , освобождающей тягу при замыкании рубильника S или контактов CS . Движение контактам выключателя передается через металлический уплотняющий мех на головке выключателя (рис. 2).

Механизм гашения. В момент размыкания плотность тока в месте касания сильно возрастает, происходит плавление и испарение материала контактов и возникает дуга. Вследствие сильной радиальной газовой диффузии в вакууме дуга гаснет сама. Восстанавливающиеся напряжение пробивает очень малый промежуток между

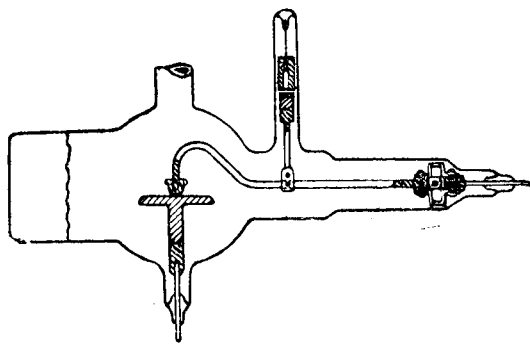


Рис. 1.

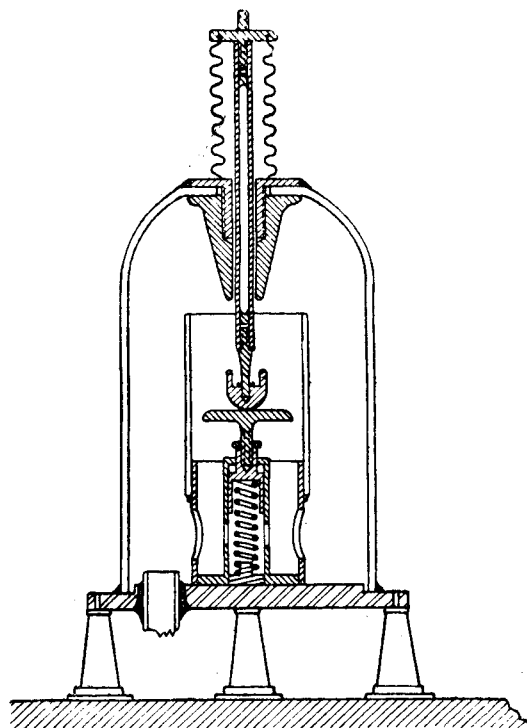


Рис. 2.

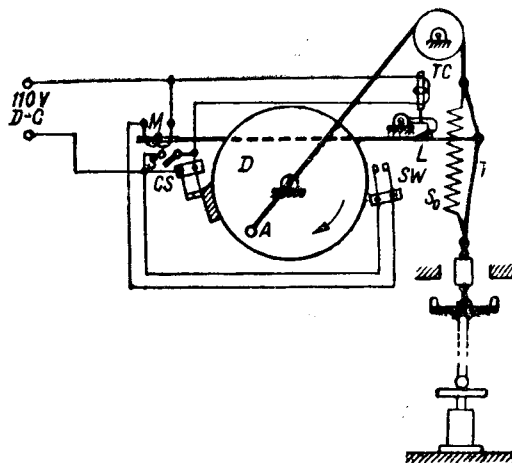


Рис. 3.

контактами и возникает новая вспышка дуги, которая снова гаснет и возобновляется пробоем промежутка. Таким образом, механизм гашения представляет серию дуговых эпизодов продолжительностью около 1 мс, перемежающихся с паузами примерно такой же продолжительности. Они происходят до тех пор, пока промежуток не станет

достаточно большим, чтобы выдержать восстанавливающееся напряжение. Общее время гашения растет с увеличением отключаемого тока и доходит (в исследованных пределах от 10 до 100 А) от 10^{-4} до 0,1—0,5 sec.

При хорошо дегазированных электродах для нормальной работы достаточно давление 10^{-4} мм рт. ст. С увеличением давления растет время гашения. Следует отметить, что при отсутствии откачки давление в колбе не всегда увеличивается при отключениях, а при определенных условиях может даже установиться постоянным или уменьшаться. Повышение давления, вызываемое выделением газов и паров из электродов, компенсируется вследствие захвата газовых молекул диффундирующим к стенкам материалом, распыляемым катодом, а также абсорбцией газовых молекул тонкой пленкой распыленного материала, осаждающегося на стенках. Выключатель совершал тысячи операций отключения, будучи разобщен с откачивающей системой, без изменения давления в колбе.

Расход материала электродов происходит за счет атомного распыления (испарение материала электродов) и взрывного выделения газа из катода (с захватыванием частиц последнего) вследствие сильного местного нагрева бомбардировкой положительных ионами.

Изменение давления в пределах 10^{-6} — 10^{-4} мм рт. ст. незначительно оказывается на расходе электродов. С дальнейшим ростом давления потери растут. Размеры анода в пределах от 0,5 до 50 см не влияют на величину потерь. Радиус кривизны катода резко сказывается на величине потерь: время гашения и потери растут с уменьшением радиуса кривизны. Потери несколько больше для колб с меньшим диаметром. Тугоплавкие металлы дают меньший расход электродов. Потери растут с увеличением тока, причем при малых токах в меньшей степени для металлов с меньшей температурой плавления; поэтому для вакуумных выключателей на небольшие токи часто употребляют хорошо проводящие серебро и медь. Хорошая дегазация электродных материалов или применение металлов вакуумной плавки должны уменьшить расход электродных материалов.

С увеличением скорости отключения потери уменьшаются за счет сокращения времени гашения. Линейное напряжение в пределах от 50 до 500 В не влияет на потери, так как восстанавливающееся напряжение, влияющее на увеличение числа дуговых эпизодов, т. е. времени гашения, много выше линейного.

Существенные черты конструкции. По мнению автора, вакуумный выключатель особенно пригоден для высоковольтных цепей, при условии максимального уменьшения выделения газов и паров. Для токов от 100 до 200 А на контакт для дегазации достаточно кондиционирование бомбардировкой положительными ионами. Для больших токов необходимы тугоплавкие металлы вакуумной плавки. Могут быть применены также многократные контакты, однако для них требуется большая степень одновременности размыкания.

Сечение токоведущих элементов, находящихся в вакууме, должно быть достаточно велико во избежание значительного нагрева и связанного с ним выделения газов.

Для уменьшения расхода металла электродов скорость размыкания контактов должна быть больше 1 м/сек. Малый ход электродов, необходимый для гашения, позволяет при переменном токе производить отключение вблизи нуля тока, вследствие чего уменьшаются потери катода. В случае отключения при любой полярности переменного тока оба электрода должны быть симметричны и иметь большой радиус кривизны.

Включение конденсаторов и сопротивлений параллельно вакуумному выключателю улучшает характеристики вакуумного выключателя, снижая восстанавливающееся напряжение.

В статье отсутствуют данные о величине перенапряжений, сопровождающих работу вакуумного выключателя.

Автор предполагает, что на основании приведенных в статье материалов может быть сконструирована удовлетворительная модель вакуумного выключателя для постоянного или переменного тока.

Кандидат техн. наук А. М. МЕЛЬКУМОВ

Ж. М. Меек. Влияние подсвечивания на измерение импульсных напряжений шаровыми разрядниками. *ЖЭЕ*, ч. II, т. 93, № 32, стр. 97—103, 1946.

Многочисленные исследования показали, что импульсные пробивные напряжения шаровых разрядников сильно зависят от способа и степени облучения искрового промежутка, в особенности при малых разрядных расстояниях и напряжении до 50 кВ_{мах}. Проведенная автором статьи лабораторная проверка говорит о том, что влияние подсвечивания существенным образом сказывается и при значительно более высоких напряжениях. Это подтверждается проведенными испытаниями при напряжениях до 400 кВ_{мах} с волнами напряжения 1/50 мкс и 1/5 мкс положительной и отрицательной полярности, для шаров диаметром 6,25, 12,5 и 25 см. Как показали испытания, работа шарового разрядника зависит от освещения его ультрафиолетовыми лучами, источником которых являются искровые промежутки генератора импульсных напряжений. Поэтому расположение шарового разрядника относительно импульсного генератора влияет на результаты измерений. Так, например, шаровой разрядник с шарами диаметром $D = 12,5$ м и при расстоянии между ними $S = 3$ см был помещен на расстоянии 1,5 м от искровых промежутков импульсного генератора. При этом волны напряжения 1/5 мкс и 1/50 мкс давали резкий переход от 0% к 100% пробивному напряжению. Затем шаровой разрядник, оставаясь на том же месте, был закрыт преоспанным ящиком, предохранявшим его от проникновения света. В этом случае пробивное напряжение разрядника сильно возросло и переход от 0% к 100%-ному пробивному напряжению стал постепенным. Однако, на работу шарового разрядника влияет не только свет, излучаемый при разряде искровыми промежутками, но также корона, появляющаяся на различных частях импульсного генератора в процессе его зарядки и распространяющая заряды в окружающее пространство. Можно полагать, что недостаточный учет этих обстоятельств является причиной расхождения результатов, полученных в различных лабораториях при градуировке шаровых разрядников. Эти факторы были учтены автором статьи при его последующих измерениях.

Ввиду того, что подсвечивание измерительного шарового разрядника ультрафиолетовыми лучами от искровых промежутков импульсного генератора не всегда удобно и трудно осуществимо на практике, было исследовано облучение радиом (0,5 мг), помещенным в потенциальный шар разрядника. Результат получился вполне удовлетворительным. Без облучения имеет место постепенный переход от напряжения, вызывающего пробой для 10% от общего числа приложенных импульсов, к напряжению, вызывающему пробой в 90% случаев. В то же время при подсвечивании получается резкий переход от одного напряжения к другому и можно достаточно обоснованно говорить просто о

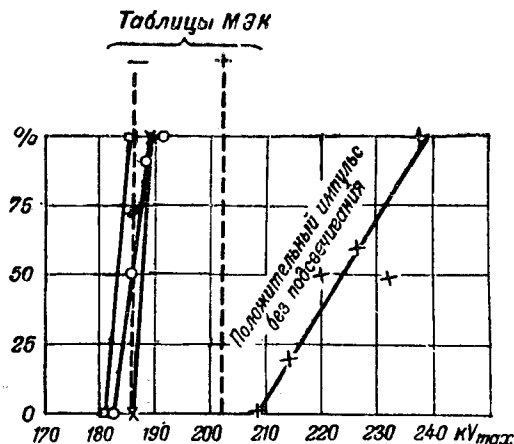


Рис. 1. Пробивные напряжения для шаров $D=12,5$ см, $S=9$ см, волна 1/50 мкс.

По оси ординат — процент импульсов, вызывающий пробой; по оси абсцисс — пробивное напряжение: ++ — положительный импульс (промежуток не подсвечивается); XXX — положительный импульс (промежуток подсвечивается 0,5 мг радия в потенциальном шаре); OOO — отрицательный импульс (промежуток не подсвечивается); □□□ — отрицательный импульс (промежуток подсвечивается радием).

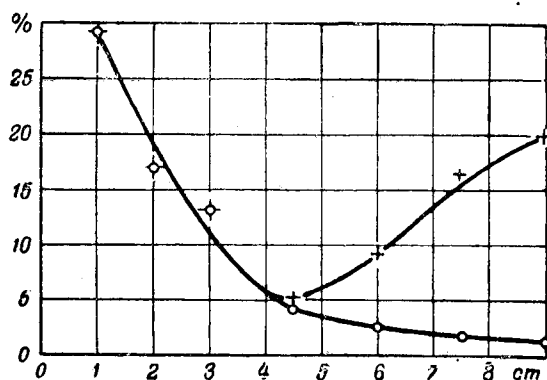


Рис. 2. Разность между 50%-ным пробивным напряжением неосвещенного и освещенного промежутка при $D=12,5$ см, волна $1/50$ мкс. По оси ординат — разность пробивных напряжений в %; по оси абсцисс — расстояние между шарами.

«пробивном напряжении» шарового разрядника, без указания процента приложенных импульсов, вызывающего разряд (рис. 1). В указанном случае разница между пробивными напряжениями для неосвещенного и освещенного промежутка доходит до 13%. При больших промежутках, когда появляется влияние полярности волны, возможная в результате отсутствия подосвечивания ошибка в измерениях больше при положительной и меньше при отрицательной волне (рис. 2). Так, например, 50%-ное пробивное напряжение для шаров диаметром 12,5 см при $\Delta=9$ см и положительном импульсе, и отсутствии облучения на 20% выше, чем при его наличии, а при отрицательном импульсе — всего на 1,5% выше.

Сравнивая между собой различные средства для облучения (ртутно-кварцевая лампа, искровые разряды, радий), автор приходит к выводу, что наиболее эффективным источником ионизации является радий, помещенный внутрь потенциального шара. Результаты, полученные автором с 0,5 мг радия, дали при всех измерениях устойчивые, четкие пробивные напряжения. Однако, при малых искровых промежутках между шарами (порядка миллиметров) этого количества радия недостаточно для облучения при волнах $1/5$ мкс вследствие того, что небольшой объем подвергнувшегося ионизации пространства приводит к замедлению ионизации и снижению скорости возникновения новых объемных зарядов.

Для промежутков меньше тех, для которых начинает сказываться влияние полярности волны, результаты, полученные автором с применением радия, хорошо совпадают со стандартными таблицами разрядных напряжений Британского стандарта и Международной электротехнической комиссии. Для больших промежутков пробивные напряжения при отрицательных импульсах и наличии облучения также совпадают с данными этих таблиц, в то время как полученные автором пробивные напряжения для положительных импульсов значительно ниже, чем по таблицам Международной электротехнической комиссии. В связи с этим автор считает необходимым пересмотреть соответствующие стандарты, если ориентироваться на необходимость подосвечивания со всеми вытекающими из него преимуществами.

Инж. А. Г. КРАЙЗ

КАБЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

L. Domenach. Дискуссия о высоковольтных кабелях постоянного тока на международной конференции. *Technique Moderne*, № 19—20, 1946.

Как сообщалось ранее (Электричество, № 1, 1947) на Международной конференции по сетям высокого напряжения 1946 г. высоковольтным кабелям постоянного тока были посвящены два доклада, в ходе которых выявились принципиальные разногласия между шведскими и французскими исследователями по вопросу выбора типа кабелей для передачи энергии постоянным током.

В последующей дискуссии L. Domenach (Франция) указал на фундаментальное значение величины возможных перенапряжений для выбора толщины изоляции кабелей постоянного тока. Ch. Ehrensperger (Швейцария) подчеркнул, что благодаря наличию больших сглаживающих дросселей на обоих концах передачи постоянным током внутренние перенапряжения, вызванные высшими гармоническими выпрямленного напряжения и нестационарными процессами, будут незначительными.

Vjursigb (Швеция) осветил результаты испытаний постоянным напряжением кабелей разных типов в вертикальном положении. Кабели с вязкой пропиткой были пробиты в результате утечки массы уже при невысоком напряжении, маслонеполненные же выдерживали до 75 кВ/мм длительно и до 95—120 кВ/мм в импульсном режиме. Бюрстрем считает допустимой температуру жилы до 70°С.

Доменах напомнил об опыте эксплуатации кабеля с вязкой пропиткой длиной в 64 км, проложенного в 1925 г. компанией Cables de Lyon на линии постоянного тока системы Тюри между Мутье и Лионом. Несмотря на пересеченный профиль трассы с уклонами до 30—45°, этот кабель (рассчитанный на 150 кВ постоянного тока) успешно проработал в течение 12 лет при напряжениях до 100 кВ относительно земли. При демонтаже линии в 1937 г. не было обнаружено никаких следов изменения в изоляции кабеля.

Лабораторные испытания кабелей с толщиной изоляции от 4 до 14 мм при температуре жилы 60°С показали, что кабели с вязкой пропиткой неограниченно долго выдерживают постоянное напряжение, равное 80% от пробивного. Благодаря тщательному выбору бумаги и прадации ее по толщине и плотности удалось довести асимптотический градиент до 130 кВ/мм, а фактический градиент пробы — до 170 кВ/мм и выше. Если считать, что кратность внутренних перенапряжений при передаче постоянным током будет мала, рабочий градиент можно будет принять равным 50 кВ/мм.

На данном этапе можно изготовить кабели до 2×750 кВ постоянного тока; по двум таким одножильным кабелям можно будет передавать до 1 200 000 кВт. По своим размерам они были бы не больше кабелей 220 кВ трехфазного тока, работающих в районе Парижа.

В ходе дискуссии было высказано единодушное желание провести опыты большого масштаба путем перевода на 500 кВ постоянного тока одной из существующих трехфазных линий 220 кВ.

Кандидат техн. наук Я. М. ЧЕРВОНЕНКИС

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ИЗМЕРЕНИЯ И ПРИБОРЫ

J. A. Williams. Электронный усилитель взамен чувствительного гальванометра. *Crystal-Driven Modulator D.-C. Amplifier. Electronics*, № 1, 1945. M. D. Liston, C. E. Quinn, W. E. Sargant, G. G. Scott. A Contact Modulated Amplifier to Replace Sensitive Suspension Galvanometer. *Rev. Sc. Instr.*, № 5, 1945.

Зеркальные гальванометры, служащие для измерения весьма малых постоянных или медленно меняющихся напряжений, крайне промоздки и неудобны, а при вибрациях и ускорениях (например, в движущихся объектах) или при необходимости переноски вовсе неприменимы. Непосредственное усиление весьма малых постоянных э. д. с. с помощью электронных ламп ограничивается флуктуациями анодного тока ламп, колебаниями напряжения источника питания и нестабильностью характеристик ламп и других элементов схемы. Для преодоления этих ограничений применяется модулирование измеряемого постоянного напряжения, т. е. преобразование его в переменное напряжение, которое затем усиливается с помощью электронного усилителя. Переменное напряжение с выхода усилителя снова выпрямляется и измеряется техническим прибором. В качестве модулятора применяется обычно или прерывающийся контакт или меняющее свою величину при изменении нажатия угольное сопротивление. Привод модулятора осуществляется с помощью электромагнита, питаемого переменным током или от мотора, или с помощью кристалла, включенного в схему лампового генератора.

В последние годы в США имеются большие достижения в области разработки электронных чувствительных гальванометров.

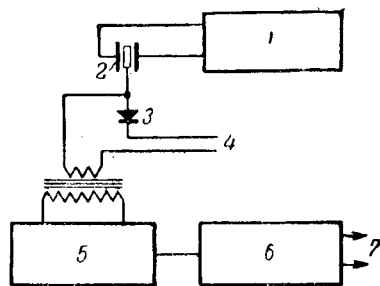


Рис. 1. Схема усилителя по Уильямсу.
1—генератор 1 000 Hz; 2—кристалл; 3—микрофон; 4—вход трансформатора; 5—выходной трансформатор; 6—фильтр; 7—выход.

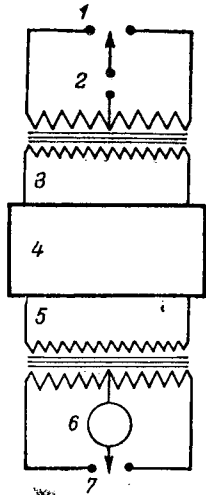


Рис. 2. Схема усилителя по Листону и др.

1—входной переключающий контакт; 2—вход постоянного тока; 3—входной трансформатор; 4—измерительный прибор постоянного тока; 5—выходной переключающий контакт; 6—синхронный выходной переключающий контакт.

Уильямс [Л. 1] применил в качестве модулятора капсулу угольного микрофона, механически связанный с кристаллом сегнетовой соли (рис. 1). Кристалл возбуждается генератором, работающим на частоте 1 000 Hz. Сигнал постоянного тока через угольный микрофон подается на повышающий входной трансформатор с коэффициентом трансформации 30 : 1. Коэффициент усиления между сеткой первой лампы усилителя и входом постоянного напряжения с учетом падения напряжения в микрофоне составляет 10 : 1.

Переменный ток, полученный в результате действия модулятора, усиливается в трехкаскадном полосовом усилителе. Частотная характеристика усилителя в пределах от 900 до 1 100 Hz равномерна (укладывается в диапазоне ± 5 db, что создает возможность усиления сигналов с частотой от 0 до 100 Hz. Несущая частота надежно устраняется с помощью фильтра с пограничной частотой 150 Hz и затуханием 70 db при 1 000 Hz. Фильтр работает на нагрузку 500 000 Ω . Входное сопротивление прибора 75 Ω . Максимальное усиление соответствует 40 V на выходе при 20 μ V на входе. Прибор был применен для полевых измерений сигналов с уровнем от 2 μ V, причем не наблюдалось сползания нулевой точки.

Желательно, чтобы входная лампа и кристалл были амортизированы во избежание микрофонного эффекта и экранированы.

Описанная схема, выгодно отличаясь отсутствием механического контакта и высоким пределом по частоте сигнала, обладает тем недостатком, что не различает полярности сигнала.

Листон и др. [Л. 2] весьма тщательно разработали электронный гальванометр с механическими контактами в качестве модулятора и выпрямителя. Идея такой схемы была предложена Ганном (Gunn) и Сиром (Sear). Блок-схема прибора показана на рис. 2. Переключающие контакты во входной и выходной цепях действуют синхронно. Наличие выходного контакта позволяет различать полярность сигнала. Индуцированные напряжения и шумы усилителя частоты, отличной от частоты контактов, создают переменные составляющие в выходной цепи и могут быть отведены. Частота контактов выбрана 75 Hz (при частоте сети 60 Hz). Чувствительность и устойчивость показаний прибора зависят в основном от свойств входной цепи и, в частности, от входного переключающего контакта. Поэтому конструкции этой части прибора уделено большое внимание. Входной переключающий не должен вибрировать и создавать скользящего контакта, т. е. положение контакта при замыкании и размыкании должно быть одинаково. Это обеспечивает отсутствие трения и вызываемого им нагрева. Контакты изолируются от внешних источников тепла при помощи специальной теплоизоляции. Соединения внутри входной части, по возможности, сводятся к минимуму; проводниковые материалы подбираются так, чтобы получить минимальные термо-э. д. с. Предусматривается тщательное магнитное и электрическое экранирование. Входной трансформатор и переключатель, а также вся схема входа помещены в экраны

из муметалла. Образование петель во входной цепи сведено к минимуму во избежание индуцированных напряжений при изменении внешних магнитных полей. Входная цепь заземлена и экранирована. Специально разработанный входной трансформатор намотан на сердечник из муметалла и тщательно пропитан во избежание микрофонного эффекта. Отношение числа витков вторичной обмотки к половине первичной составляет 320 : 1. Входной и выходной переключающие контакты приводятся в движение от одного моторчика, причем кулачок, управляющий выходным переключателем, может регулироваться для того, чтобы учитывать фазовый сдвиг, создаваемый усилителем. Вторичное напряжение входного трансформатора подается на трехкаскадный усилитель с реостатно-конденсаторными связями, рассчитанный так, что максимальное усиление соответствует частоте 75 Hz. Усилитель не требует строгого поддержания величины напряжения питания.

Прибор разработан для измерения напряжений постоянного тока от 0,01 до 300 μ V при внутреннем сопротивлении источника напряжения 5 и 20 Ω . Когда усилитель работает на нагрузку 500 Ω , он дает на выходе 5 V с пропорциональной шкалой.

Чувствительность прибора ограничивается величиной флюктуаций на выходе, которая зависит как от сопротивления входной цепи, так и от скорости реагирования выходного указывающего прибора. Если выражать эти флюктуации в единицах эквивалентного входного напряжения, то при входном сопротивлении 5 Ω и применении регистрирующего миллиамперметра Эстерлейн-Алгюна на 5 мА отклонение от среднего значения не превышает $1,5 \cdot 10^{-9}$ V, а при присоединении к регистратору параллельного конденсатора 200 μ F уменьшается до $0,5 \cdot 10^{-9}$ V.

Наибольшее изменение показаний за 4 h, испытанное при записи значения $1 \cdot 10^{-7}$ V, составило $4 \cdot 10^{-9}$ V.

Прибор испытан при низкой температуре до -40° C и давлении, соответствующем высоте над уровнем моря 12 km. Прибор нечувствителен к вибрациям и ускорениям. Его размер $250 \times 200 \times 200$ мм³ и вес 16 kg.

С указывающим или регистрирующим прибором описанный усилитель может применяться взамен чувствительного подвесного гальванометра в полевых условиях, где последний практически неприменим.

Кандидат техн. наук С. А. ГИНЗБУРГ

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ

J. R. Weeks. Ускоренные испытания бумажных конденсаторов. *Bell. Lab. Rec.*, № 8, стр. 296—299, 1946. H. A. Sauer, *Bell. Lab. Rec.*, № 1, стр. 17—20, 1947.

Работы по изучению старения бумажных конденсаторов и их сроков службы в различных условиях ведутся фирмой Белл на протяжении 15 лет. За это время испытано более 30 000 конденсаторов, причем некоторые опыты велись непрерывно на протяжении 10 лет. Накоплен большой экспериментальный материал, позволяющий рационально подходить к выбору рабочей напряженности поля в диэлектрике конденсатора и допускаемого значения рабочей температуры. Разработана методика ускоренных испытаний бумажных конденсаторов при повышенном напряжении и повышенной температуре, позволяющая получить представление о реальном сроке службы конденсаторов (порядка нескольких лет), путем их испытания в течение нескольких недель. Методика основана на экспериментально полученных данных о зависимости срока жизни конденсатора от приложенного к нему напряжения и от температуры окружающей среды. Установлено, что «срок жизни» конденсатора (т. е. срок службы его до пробоя, при непрерывном воздействии напряжения) обратно пропорционален пятой степени напряжения. Установлено также, что в пределах температур $20 \div 80^\circ$ C повышению температуры на 10° C соответствует снижение срока жизни в 2 раза.

В настоящее время ускоренные испытания конденсаторов проводятся не только как типовые испытания при разработке новых типов, но и как контрольные испытания для проверки качества нормально выпускаемой продукции. Для этой цели используется 12 испытательных стендов, позволяющих одновременно испытывать 10 000 конденсаторов. При этом возможно включать отдельные группы конденсаторов на различные значения напряжения постоянного тока (35 значений до 20 kV) и переменного тока 60 Hz (10 значений до 11 kV). Некоторые из стендов рассчитаны

на испытание при повышенной температуре. Нагрев производится горячим воздухом, продуваемым специальным вентилятором; температура поддерживается постоянной с точностью $\pm 2^\circ \text{C}$. Один стедд дает возможность испытания при низких температурах (до -40°C).

В статье Уикса дана типичная кривая распределения пробоев группы конденсаторов, т. е. зависимость числа пробитых конденсаторов (в процентах от всего испытываемого количества) от продолжительности пребывания под напряжением. Для того, чтобы пробивалось 5% конденсаторов, обычно требуется от $1/10$ до $1/3$ того времени, которое необходимо для пробоя 50% конденсаторов испытываемой группы; начальные пробои происходят через промежуток времени от $1/12$ до $1/4$ того времени, которое необходимо для пробоя 100% испытываемых конденсаторов. Такой большой разброс данных связан с неоднородностью качества конденсаторной бумаги, даже получаемой от одного и того же поставщика, а также неизбежными колебаниями в технологическом процессе изготовления конденсаторов. Поэтому приходится вести расчет конденсаторов на заданный срок службы с учетом того, чтобы не менее 98% всех конденсаторов проработали в течение этого срока без пробоя; 2% могут пробиться до истечения этого срока, а остальные будут иметь срок службы в 3–10 раз больше заданного. Этот запас электрической прочности обусловлен прежде всего большими колебаниями качества бумаги.

Поведение того или иного сорта бумаги при длительной работе в конденсаторе нельзя точно предопределить по физическим и химическим характеристикам бумаги. Точный ответ можно получить только непосредственным испытанием опытных конденсаторов, изготовленных из исследуемой бумаги. Однако, даже при ускоренных испытаниях описанный выше результат можно получить только через несколько недель. В связи с этим был разработан специальный метод для ускоренного испытания бумаги на срок службы, позволяющий получить результат в 30 раз скорее, чем при обычных ускоренных испытаниях конденсаторов. Для этой цели из испытываемой бумаги наматывается 20 шт. двухслойных конденсаторных секций небольшой емкости. Секции высушиваются под вакуумом и пропитываются стабилизированным пентахлордифенилом, так как опыт показал, что при этой пропитывающей массе особенно сильно проявляется влияние качества бумаги на срок службы конденсатора. Конденсаторы монтируются в коробку с закрытой крышкой, препятствующей удалению паров, выделяющихся в процессе испытания. На каждую секцию при помощи специальной пружины прикладывается вполне определенное давление. Коробка с секциями помещается в термостат, нагретый до 130°C . После того как секции разогреются до этой температуры, к ним подводится постоянное напряжение. Для каждой секции предусмотрен максимальный автомат, отключающий ее в случае пробоя (когда ток, проходящий через секцию, достигнет 25 мА), и счетчик времени, который останавливается, как только будет выключен автомат. Кроме того, имеется сигнальная лампа, которая горит, пока секция находится под напряжением и пока работает счетчик времени. После пробоя всех десяти секций, на что обычно требуется несколько десятков часов, строится диаграмма зависимости числа пробитых образцов от времени пребывания в термостате под напряжением. Эта диаграмма характеризует качество бумаги. В статье Сэйнера дано сопоставление диаграмм, полученных при испытании бумаги при 130°C , с аналогичными диаграммами, полученными при нормальном ускоренном испытании бумажных конденсаторов при 85°C . Диаграммы обоих типов оказываются весьма сложными, если в первом случае по оси времени масштаб взят в часах, а во втором случае — в сутках. Таким образом, испытание образцов бумаги при 130°C дает возможность дополнительно ускорить ход процесса старения бумаги примерно в 30 раз по сравнению с обычным ускоренным испытанием конденсаторов при 85°C ; по сравнению со старением конденсаторов в нормальных условиях эксплуатации можно достигнуть ускорения в 1500 раз. Небольшой размер испытываемых секций взят для того, чтобы избежать возможности перегрева во внутренней части конденсатора, вызывающего тепловой пробой, и обеспечить развитие химической формы пробоя, поскольку только в этом случае имеет

место определенная зависимость скорости процесса от температуры. Эта особенность данного процесса и дает возможность так сильно ускорить процесс испытания.

Кандидат техн. наук В. Т. РЕННЕ

J. A. Weeks. Полистирольные конденсаторы. *Bell Lab. Rec.*, № 3, стр. 111–115, 1946.

При разработке специальной аппаратуры во время войны возникла потребность в конденсаторах большой емкости, которые по стабильности не уступали бы слюдяным конденсаторам, но отличались бы резко уменьшенной абсорбцией и особо высокими значениями постоянной времени (сопротивления изоляции на единицу емкости). Эту задачу удалось разрешить, применив в качестве диэлектрика для таких конденсаторов полистирольную пленку. Сначала использовалась пленка из пластифицированного полистирола, но особо хорошие результаты были получены, когда удалось наладить процесс получения гибких пленок из чистого полистирола, без добавки пластификаторов. Секции конденсаторов для рабочего напряжения 200 В изготавливаются с применением между обкладками двух полистирольных лент толщиной по 25 м; в качестве обкладок используется оловянная фольга толщиной 6 м, с содержанием олова 85%. Опыт показал, что для обеспечения нужной стабильности емкости содержание олова в фольге должно быть не менее 50%; применение алюминиевой и свинцовой фольги дало неудовлетворительные результаты. Наилучшая стабильность была получена для цилиндрических секций, намотанных на латунные трубки; в некоторых конструкциях применялись и плоские секции. В качестве выводных контактов используются тонкие луженые латунные полоски, закладываемые примерно посередине длины обкладок. Для тех конденсаторов, от которых требовался особо малый угол потерь при изготовлении плоских прессованных секций, применяется «безиндукционная» намотка со сдвигом фольги к торцам секции. Для того, чтобы снять внутренние напряжения, возникающие в секции при намотке, готовые секции подвергаются воздействию нескольких температурных циклов, с изменением температуры от $+20^\circ$ до $+65^\circ \text{C}$. Конденсатор собирается из нескольких секций, соединяемых параллельно и подобранных по емкости с таким расчетом, чтобы получить отклонение суммарной емкости от заданного номинала не более $\pm 2\%$. Секции помещаются в металлический корпус и заливаются в нем твердым минеральным воском (для закрепления в корпусе и уменьшения влияния вибраций на стабильность конденсатора); после этого конденсатор полностью герметизируется.

Приведен ряд данных для сравнения характеристик полистирольных, слюдяных (серебряных) и бумажных конденсаторов. Некоторые характеристики даны в табл.:

Характеристика	Тип конденсатора		
	Полистирольный	Слюдяной	Бумажный
Сопротивление изоляции, $\text{M}\Omega \cdot \mu\text{F}$:			
при $+20^\circ \text{C}$	630 000	10 000	12 000
при $+60^\circ \text{C}$	100 000	4 000	1 000
при $+80^\circ \text{C}$	23 000	2 000	Менее 1 000
Изменение емкости, % после 5 температурных циклов (8h: -40°C ; 16h: $+20^\circ \text{C}$; 8h: $+65^\circ \text{C}$; 16h: $+20^\circ \text{C}$)	— 0,05	+ 0,10	+ 0,60
Изменение емкости в % от ее значения при $+20^\circ$ при нагреве до $+80^\circ \text{C}$	— 0,58	— 0,18	
Добротность ($Q = \text{ctg } \delta$):			
при 1 kHz	12 000	3 200	Менее 500
при 10 kHz	11 200	6 000	Менее 500
при 100 kHz	8 200	6 300	Менее 500

Полистирольные конденсаторы по ряду характеристик превосходят слюдяные, но имеют несколько повышенные значения температурного коэффициента емкости.

Кандидат техн. наук В. Т. РЕННЕ

Научно-техническая конференция Харьковского электротехнического института

В феврале 1947 г. Харьковский электротехнический институт (ХЭТИ) провел научно-техническую конференцию, посвященную итогам научно-исследовательской работы института за 1946 г.

Открывая конференцию, заместитель директора ХЭТИ по учебно-научной работе, доктор техн. наук, проф. Г. И. Штурман подчеркнул, что намеченный Институтом пятилетний план научной работы предполагает максимальное участие профессорско-преподавательского состава в разрешении конкретных задач стоящих перед энергетикой и электропромышленностью в четвертой сталинской пятилетке. Предусмотренные планом работы связаны с предстоящей научной деятельностью института и будут выполняться на базе развития опыта, накопленного научным коллективом Института.

В докладе «Расчеты неустановившихся процессов в цепях с железными сердечниками» доктор техн. наук, проф. Р. Л. Аронов указал, что автоматическое управление электроприводами и особенно методы непрерывного регулирования (электромашина автоматика) вызывают ряд важных вопросов по исследованию неустановившихся процессов в обмотках, охватывающих магнитопроводы из ферромагнитных материалов. Работа современных машин и аппаратов, протекающая в большинстве случаев при индукциях в железе, захватывающих область больших насыщений, приводит к всестороннему изучению нелинейных контуров. Приближенные вычисления при интегрировании нелинейных дифференциальных уравнений дают возможность численного решения конкретного варианта, но исключают общий анализ поставленной задачи. Формулу, аппроксимирующую кривую намагничивания, впервые в 1850 г. предложил Мюллер. Но эта формула давала лишь приближенное значение точек кривой намагничивания. С тех пор почти 100 лет этот вопрос непрерывно привлекал внимание ученых разных стран. В докладе были сформулированы требования к аналитическим выражениям для кривой намагничивания, и на их основе сопоставлены многочисленные формулы, предлагавшиеся для этой цели многими авторами в течение столетия. В заключение проф. Р. Л. Аронов рекомендовал некоторые из проанализированных формул и предложил их новые модификации.

Конструированию новых электрических машин и аппаратов было посвящено 5 докладов.

Доктор техн. наук, проф. Г. И. Штурман выступил с докладом «Индукционные машины с разомкнутым магнитопроводом», в котором сформулировал основные положения теории индукционных машин с разомкнутым магнитопроводом и дал оценку специфических свойств и технико-экономических показателей асинхронных двигателей с дугowymi и плоскими статорами. Решение одной из исходных задач общей теории, заключающейся в аналитическом и экспериментальном исследовании магнитных полей, возбуждаемых токами активной зоны, было уже освещено на страницах журнала «Электричество» (№ 10, 1946). О «краевом эффекте» индукционных машин с разомкнутым магнитопроводом в «Электричестве» была напечатана статья (№ 2, 1947 г.), написанная докладчиком совместно с доктором техн. наук, проф. Р. Л. Ароновым.

Кандидат техн. наук, доц. М. М. Тарашанский в докладе «Магнитофугальный генератор» рассмотрел вопросы электроослабления и управления магни-

тофугальных двигателей, приводящих в движение механизмы ударного действия. В результате подробных экспериментальных исследований магнитофугального генератора в режиме холостого хода и в режимах нагрузки было установлено, что напряжение генератора, отнесенное к его частоте, остается величиной постоянной при данном токе возбуждения и не зависит от числа ходов генератора. Рядом экспериментов был проверен и подтвержден приближенный метод определения кривой разгона бегуна магнитофугального двигателя в случае питания его от магнитофугального генератора. Доклад был иллюстрирован фотоснимками построенной в ХЭТИ машины, осциллограммами и кривыми сопоставления результатов расчетов с экспериментальными данными.

Кандидат техн. наук, доц. С. М. Фертик сделал доклад «Механические выпрямители сильного тока для напряжений до 800 В». В докладе были рассмотрены принципы устройства и работы механических преобразователей сильного тока в режиме выпрямителя с искрогашением при помощи прессыщающих дросселей и дано сравнение механических выпрямителей с ртутными и твердыми выпрямителями в отношении к. п. д., расхода активных материалов, стоимости, удобства обслуживания и эксплуатационной надежности. В прениях по докладу было отмечено, что без особого доказательства нельзя принять допущенное докладчиком при исследовании процессов коммутации сосредоточение всей индуктивности трансформатора во вторичной обмотке.

Доклад «Машина постоянного тока с вентильным коммутатором» был сделан кандидатом техн. наук, доц. А. Л. Гореликом. В отличие от генераторов постоянного тока в генераторе с вентильным коммутатором выпрямление тока производится твердыми выпрямителями, собранными в виде блока и вращающимися вместе с якорем на валу машины. В этом случае вентильный блок находится в выгодных условиях охлаждения, что значительно увеличивает допустимую нагрузку выпрямителей. Вес выпрямительной части вентильного блока для случая применения селеновых выпрямителей составляет от 1,5 до 3 кг/кВт, что дает возможность строить некоторые специальные машины с вентильным коммутатором небольших габаритов. В докладе были приведены экспериментальные данные исследования пробного образца машины, построенной доц. А. Л. Гореликом. Выступавшие в прениях отметили, что новая попытка решить старый вопрос об избавлении от коллектора представляет интерес, однако необходимо более подробно рассмотреть вопросы экономичности и надежности конструкции, недостаточно обобщи-дованные докладчиком.

В докладе кандидата техн. наук, доц. Ф. А. Ступеля «Новый контактор постоянного тока на 150 А» была освещена работа кафедры электроаппаратостроения Института в области рационального конструирования контакторов. Работы в этом направлении были начаты в Институте еще до Отечественной войны и получили свое отражение в трудах доктора техн. наук, проф. О. Б. Брона, кандидата техн. наук Н. А. Бабакова, доктора техн. наук, проф. Р. Л. Аронова, кандидата техн. наук И. С. Солодухо и др. На основе анализа работы всех элементов контактора — магнитной системы, контактной системы, камеры гашения дуги, кинематических узлов — разработаны условия для создания совершенного аппарата, выдерживающего большое число включений

(порядка миллионов) и обладающего хорошей коммутационной способностью. Докладчик демонстрировал разработанную и построенную в Институте новую конструкцию контактора постоянного тока на 150 А, 550 В. Испытания аппарата показали хорошие результаты в отношении коммутационной способности, отсутствия вибраций при включении, минимальные значения величин ударов в осях.

Доклад «Свойства системы Леонарда с машинными регуляторами» инж. А. П. Пинскера был посвящен сопоставлению современных машинных регуляторов.

Инж. В. П. Стахов представил доклад «Электроприводы с малым перемещением», в котором изложил разработанный им аналитический метод расчета переходных процессов шунтового двигателя с учетом самоиндукции якоря и индуктивной связи обмоток якоря и полюсов при постоянном статическом моменте нагрузки.

Три доклада были посвящены разработке приборов и аппаратов автоматизации производственных процессов. Проф. Р. Л. Аронов в докладе «Магнитное реле времени» предложил метод расчета магнитных реле времени на основе применения аппроксимации кривой намагничивания. Работу проф. Р. Л. Аронова намечено издать в виде отдельной монографии.

Доклад на тему «Анализ квазистационарных процессов в цепях, содержащих твердые выпрямители» сделал инж. О. Н. Суев. На основании проведенного анализа переходного процесса, происходящего в выпрямителе после включения его на сеть, сформулирована общая методика расчета в цепи с выпрямителем, у которого момент появления тока в проводящем направлении совпадает с моментом прохождения через нулевое значение напряжения на выпрямителе.

Инж. Л. А. Гельбух сделал доклад на тему «Расчет электромеханических моментов индукционного реле с цилиндрическим ротором». Разработанный метод дает возможность аналитического определения движущего и тормозящего момента для любого многополюсного реле с цилиндрическим ротором.

Доц. Н. А. Ренке в докладе «Распланировка цехов и оборудования в производстве малых электрических машин в СССР и за границей» проанализировал обширнейший материал 14 заводов СССР и 13 предприятий крупнейших иностранных фирм по вопросу организации производства малых электрических машин. Для поднятия на высшую ступень производства в СССР электромашин малой мощности необходимо, чтобы Главэлектромашпром МЭП СССР пересмотрел и разработал более четкую специализацию заводов, улучшил и стандартизовал конструкции электрических машин, приспособив их для массового производства в условиях конвейеризации его. При проектировании новых заводов, реконструкции и расширении старых следует учитывать последние достижения мировой техники в области электромашиностроения, внедрить современную технологию, автоматизацию и конвейеризацию производственного процесса.

Вопросы работы энергетических систем и передачи электроэнергии были рассмотрены конференцией в четырех докладах.

Кандидат техн. наук Д. С. Колобков в докладе «Автоматическое повторное включение

транзитных линий электропередачи» сообщил о разработанных аналитическом и графическом методах максимально допустимого времени разрыва связи станций для случая двух станций, эквивалентных разорванным частям системы. Установлено, что для протяженных линий напряжением 220 кВ ток подпитки дуги отключенной фазы через междупазовые емкости со стороны здоровых фаз может достигнуть значительной величины, достаточной для устойчивого горения дуги. Докладчик описал новый вариант повторного включения, представляющий единовременное трехполюсное повторное включение через промежуток времени, превышающий допустимое время разрыва, с последующим нарушением синхронизма, образованием асинхронного режима в системе и самосинхронизацией станций под влиянием регуляторов первичных двигателей.

На тему «Системы телеуправления и телесигнализации положений масляных выключателей в энергосистемах» был сделан доклад Л. Л. Рожанским, который охарактеризовал разработанную кафедрой схему передачи сигналов постоянным током по двум проводам, специально проложенным или телефонным. В настоящее время в центральной лаборатории Харьковского изготовляется опытный макет устройства.

Кандидат техн. наук, доц. В. В. Гусев в докладе «Метод симметричных составляющих в расчетах переходных процессов» подробно рассмотрел методику расчета переходных процессов, вызванных включением и выключением трехполюсным аппаратом трехфазных симметричных сетей при наличии в них короткого замыкания. Техника составления операторных выражений тока и напряжения для цепей разных последовательностей может быть усовершенствована с помощью тензорной алгебры. Цепи последовательностей могут быть использованы для определения токов и напряжений переходных процессов на модели сетей с помощью катодных или магнитных осциллографов.

С докладом «Методы расчета протяженных заземлителей» выступил старший преподаватель В. Н. Флору. Сопоставив различные методы расчета, докладчик показал, что наиболее удобными являются: метод численного интегрирования телеграфного уравнения, основанный на замене частных производных конечными разностями и позволяющий легко учесть любые граничные условия, и метод, основанный на применении теоремы Хэвисайда, дающей решение в виде ряда. В отличие от распространенной точки зрения о малой роли коэффициента связи, расчеты, приведенные докладчиком, показывают, что в прунтах относительно невысоких сопротивлений роль утечки в увеличении коэффициента связи значительна и может существенно повысить защитный уровень линии передачи.

В прениях по докладу было указано на то, что искровые процессы в начальной части протяженного заземлителя в существенном виде влияют на процесс стекания тока. Поэтому должны быть сделаны попытки учета этого фактора.

Кандидат техн. наук, доц. М. М. ТАРАЩАНСКИЙ

Канд. техн. наук Л. Л. РОЖАНСКИЙ



ДИССЕРТАЦИИ

Уральский индустриальный институт им. Кирова

В ученом совете энергетического факультета Уральского индустриального института защищены следующие диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук за период с 1942 г. по декабрь 1946 г.:

М. В. Мееров защитил 13 мая 1942 г. диссертацию на тему «Автоматическое регулирование напряжений электрических систем».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. С. А. Лебедев и кандидат техн. наук, доц. К. В. Черторыжский.

Рассмотрены дифференциальные уравнения машин постоянного и переменного токов при прямом и косвенном регулировании, методы их линеаризации, статика регулирования. В итоге составлено общее уравнение регулирования, для которого исследованы условия устойчивости.

Л. В. Литвак защитил 14 октября 1942 г. диссертацию на тему «Новая методика определения усилий на исполнительном органе рабочих машин».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. С. А. Пресс и проф. Н. С. Сиунов.

Дана общая теория зависимости момента от скольжения в форме полного уравнения Клосса для всех случаев, в том числе и для двигателей с переменными параметрами. В качестве иллюстрации приведен расчет двух типов ко- вочных машин.

Л. И. Подольский защитил 18 ноября 1942 г. диссертацию на тему «Вопросы заземлений и занулений в установках с напряжением до 1 000 V».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. С. А. Пресс и проф. В. П. Иванов.

Работа составлена на базе опубликованных диссертан- том материалов в 1927—1942 гг. Дополнительно изложен метод определения сопротивления изоляции электрических сетей и установок при эксплуатационных режимах.

М. В. Беляев защитил 25 ноября 1942 г. диссертацию на тему «Вопросы защиты асинхронных короткозамкнутых двигателей».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов и кандидат техн. наук, доц. В. М. Синьков.

Дано научное обоснование рекомендации по защите двигателей плавками вставками не только от коротких замыканий, но и от перегрузки. Разработана оригинальная методика приближенного определения температуры плавких вставок при различных режимах работы двигателей.

А. А. Фельдбаум защитил 23 декабря 1942 г. диссертацию на тему «Некоторые проблемы точного автоматического контроля размеров электрическими методами».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. С. А. Пресс и кандидат техн. наук, доц. А. Г. Лурье.

Для усовершенствования методики расчета датчиков некоторых типов с целью максимального сближения результатов опытов и расчета в работе учтены факторы, которые обычно не принимаются во внимание: нелинейная характеристика железа и неравномерное распределение потока по сечению. Приведен расчет индуктивных датчиков, схем с переменной емкостью и др.

Л. В. Бронштейн защитил 25 января 1943 г. диссертацию на тему «Быстроотзывчивое возбуждение, как мера повышения динамической устойчивости электрических систем».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. С. А. Лебедев и кандидат техн. наук, доц. К. В. Черторыжский.

Работа посвящена задаче повышения динамической устойчивости посредством увеличения отзывчивости возбуждения синхронных генераторов, а также методам выбора параметров возбудителей при сложных схемах возбуждения.

С. А. Воробьев защитил 18 июля 1943 г. диссертацию на тему «Торможение индукционных двигателей постоянным током».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. С. А. Пресс и доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов.

Дана общая теория динамического торможения, расчет тормозных характеристик с учетом влияния насыщения, расчет тормозных реостатов и расчет эффективности торможения. Теоретические данные подтверждены большим экспериментальным материалом. К работе приложена расчетная инструкция для проектных организаций, занимающихся вопросами электропривода.

П. А. Фридкин защитил 30 июня 1944 г. диссертацию на тему «Дуговые статоры и их промышленное применение».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. С. А. Пресс и доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов.

Исследованы дуговые статоры и указаны области их применения. Приведен выбор электромагнитных нагрузок и изложен метод борьбы с концевыми потерями.

И. Н. Богачева защитила 28 декабря 1944 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы теории электромагнитных датчиков».

Официальные оппоненты: проф. М. Л. Цукерман, кандидат техн. наук, доц. А. Г. Лурье и кандидат техн. наук, доц. А. А. Янко-Триницкий.

Сформулирован метод расчета датчиков с шихтованными и массивными сердечниками. Исследована стабильность работы измерительных устройств с электромагнитными датчиками и рассмотрен вопрос о применении электромагнитных датчиков для целей измерения давлений.

В. А. Бессекерский защитил 16 марта 1945 г. диссертацию на тему «Вопросы расчета тепловой защиты пусковых обмоток синхронных двигателей в асинхронных режимах».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов и инж. Б. Л. Привальский.

Исследованы условия нагревания беличьих клеток синхронных двигателей в асинхронных режимах, разработаны методы расчета тепловых процессов и методы защиты клеток при синхронизации и ресинхронизации двигателей.

Е. И. Баранчук защитил 21 июня 1946 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы динамической устойчивости синхронных двигателей».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов, кандидат техн. наук, доц. В. М. Синьков и инж. И. Д. Урусов.

Рассмотрен вопрос динамической устойчивости синхронного двигателя. При переходных процессах в синхронном двигателе весьма существенную роль играет асинхронный момент демпферной клетки. В работе сделан шаг вперед в вопросе изучения динамической устойчивости синхронного двигателя. Экспериментальная проверка подтвердила справедливость основных положений работы.

В. Б. Перетц защитил 22 ноября 1946 г. диссертацию на тему «Переходные процессы в системе «управляемый ртутный преобразователь двигателя»».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов, доц. В. К. Крапивин, кандидат техн. наук, доц. А. Е. Тропп.

Представлен детальный анализ переходных процессов при изменении угла регулирования, при форсированном пуске, при прерывистом режиме горения. Указаны методы выбора оптимальных параметров двигателя.

В. Е. Поляков защитил 29 ноября 1946 г. диссертацию на тему «Вопросы высокочастотной защиты линий передач высокого напряжения».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов, кандидат техн. наук Э. П. Старшин и инж. А. М. Ярославцев.

Разработана новая схема фазовой высокочастотной защиты, основанная на сравнении фаз токов по концам защищаемого участка. Исследованы вопросы, связанные с выбором оптимальных несущих частот, рациональных схем высокочастотных приемопередатчиков. Рассмотрены вопросы использования комбинированных фильтров токов отрицательной и нулевой последовательности. Разработан новый способ непрерывного питания цепей накала электронных ламп приемопередатчиков от сети переменного тока, обладающий большой экономичностью и обеспечивающий увеличение срока службы ламп. Экспериментальная проверка показывает, что работа схемы отвечает основным требованиям, предъявляемым к защите высоковольтных линий электропередач.

М. М. Акодис защитил 13 декабря 1946 г. диссертацию на тему «Повышение грозоупорности энергетических систем».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. Н. С. Сиунов и кандидат техн. наук, доц. В. М. Синьков.

Освещен ряд проблем, связанных с повышением грозоупорности энергетических систем. Даны исследования трубчатых разрядников и отмечена их роль в провозащите сетей; разработана методика определения грозоупорности линий высокого напряжения.

Доктор техн. наук, проф. Н. С. СИУНОВ



В Энергетическом институте им. Кржижановского Академии наук СССР

Научные семинары

В январе—марте текущего года состоялся ряд докладов на семинарах по постоянному току, по теории электрических цепей, лаборатории электросистем и по пирогенным процессам.

Доклад кандидата техн. наук **Я. М. Червоненкиса** был посвящен «Искусственной коммутации инверторов». Этой теме уделено значительное место в статье, написанной докладчиком к решению основных вопросов передачи энергии постоянным током (Электричество, № 1, 1947).

Лабораторией постоянного тока была сделана инверторная установка с одноступенчатой коммутацией, включенная по трехфазной мостовой схеме и работающая в емкостном квадранте $\cos \varphi$ до 0,1. Доклад **Я. М. Червоненкиса** был иллюстрирован демонстрацией работы этой установки в обоих квадрантах, а также при $\cos \varphi = 1$.

Кандидат техн. наук **Ю. Г. Толстов** представил на семинаре доклад «Измерительные трансдукторы тока». Отметив трудности, возникающие при измерениях на высоковольтных установках постоянного тока, в связи с необходимостью изоляции высоковольтной цепи от измерительной, докладчик показал, что косвенные методы измерения постоянного тока (путем измерения создаваемого им магнитного поля) дают возможность осуществить изоляцию измерительной цепи. Наиболее пригодными устройствами для измерения в условиях эксплуатации постоянных токов являются трансдукторы. Измерительный трансдуктор типа Кремер обладает преимуществами перед другими трансдукторами. К ним относятся: независимость показаний измерительного прибора от колебаний в широких пределах частоты и амплитуды напряжения вспомогательного источника; нелинейность характеристики; высокий класс точности (0,5%) и трансформация переходных процессов в первичной цепи в измерительную цепь.

Были рассмотрены также трансдукторы, основанные на принципе удвоения частоты, и трансдукторы, в которых сердечники выполнены из обычного трансформаторного железа. Эти трансдукторы также могут быть использованы для целей измерения постоянного тока, но обладают целым рядом недостатков, ограничивающих их применение. К недостаткам относятся: необходимость применения стабилизаторов вспомогательного напряжения, зависимость показаний измерительного прибора от частоты вспомогательной сети и несоответствие между формами кривых первичного и вторичного токов. Кроме измерительных трансдукторов был показан метод Дитша, позволяющий измерять постоянный ток при изоляции измерительной цепи компенсационным методом. Этот метод дает очень высокую точность измерений, но приемлем только в лабораторных условиях, вследствие длительности операции по измерению тока.

Кандидат техн. наук **Я. З. Цыпкин (МАИ)** доложил о системах с запаздывающей обратной связью; это—системы, в которых величина обратной связи в момент времени t зависит от состояния системы в предшествующий момент времени $t - \tau$, где τ — постоянная величина, называемая временем запаздывания. К СЗС относятся: системы, в которых обратная связь осуществляется через устройство, содержащее распределенные параметры; генераторы УКВ; многие системы автоматического регулирования и др.

В докладе было показано, что важнейшая задача исследования СЗС — определение устойчивости СЗС — может быть выполнена путем сопоставления СЗС с другой систе-

мой, отличающейся от данной СЗС только отсутствием элемента запаздывания.

Сочетание результатов работы, освещенной в докладе, с несколько видоизмененным методом Ван-дер-Поля позволяет определить нелинейность элементов СЗС — области отсутствия автоколебаний и найти в этих областях их амплитуды и частоты.

В докладе доктора техн. наук **И. М. Марковича**, представляющем результаты работы **И. М. Марковича** и кандидатов техн. наук **В. И. Горушкина** и **С. А. Савалова**, были рассмотрены принципы автоматического регулирования частоты и активной нагрузки в энергосистемах с жесткими связями и дан общий обзор освещенных в литературе методов регулирования частоты. На основе анализа различных методов предложена новая система автоматического регулирования частоты и активных нагрузок, заключающаяся в применении наряду с регуляторами частоты автоматического устройства, устанавливаемого на центральном диспетчерском пункте энергосистемы. Это устройство, именуемое «распределителем активных нагрузок» (РАН), автоматически определяет нагрузку отдельных станций, в соответствии с требованиями экономичности режима системы в целом, исходя из суммарной ее нагрузки. Указания РАН передаются станциями как директивные указания диспетчера. Применение РАН обеспечит экономичность работы системы, недостижимую при неавтоматическом распределении активных нагрузок и поддержание регулировочного диапазона на регулирующей станции системы на определенном, целесообразном уровне или в определенной зоне. В докладе были проанализированы различные критерии регулирования частоты, принцип выбора регулирующих станций, величины регулировочного диапазона и допустимых отклонений частоты. В лаборатории построен макет РАН на 4 электростанции и разработана схема подобного устройства для одной из крупных энергосистем на 16 электростанций. На основе данной работы совместно с ОРГРЭС установлены технические условия на универсальные комбинированные регуляторы частоты и активной мощности для Министерств электростанций.

Б. Б. Гельперин в докладе «Намагничивание трехфазных трансформаторов», исходя из приближенного аналитического выражения для кривой намагничивания в форме степенного ряда, представил расчет высших гармонических в токе холостого хода для различных магнитопроводов и схем соединения обмоток. Докладчиком предложен метод расчета пятистержневого магнитопровода, намагничивающие токи которого не содержат пятой гармоники. В сочетании с соответствующей схемой соединения обмоток, пятистержневый магнитопровод обеспечивает синусоидальный ток холостого хода трансформатора.

Доцент **А. П. Ковалев (МЭИ)** в докладе «Электростатический метод обогащения пыли коксующихся углей» детально разработал работы американских и немецких исследователей, безуспешно пытавшихся решить проблему электростатического обогащения угольной пыли и о намеченной постройке опытной производственной установки в Кузнецком бассейне, на базе углеобогащательной фабрики одной из шахт Кемеровской области.

Кандидат техн. наук **Г. А. МАТВЕЕВ**
Ученый секретарь энергетического института
им. Кржижановского Академии наук СССР



В Секции по разработке научных проблем радиотехники Академии наук СССР

В первом квартале текущего года были проведены теоретические разработки и создавалась база для экспериментальных работ по радиоволноводам, а также для исследования поглощения в верхних слоях атмосферы. На заседании ученого совета Секции были рассмотрены итоги научной работы за 1946 г. На четырех коллоквиумах были заслушаны доклады: 1) «Излучение продольных и поперечных щелей на поверхности проводящего цилиндра» (член-корр. Академии наук СССР **А. А. Пистолькорс**); 2) «Щелевые антенны» (кандидат техн. наук **Я. Н. Фельд**); 3) «Радиодукты» (академик **Б. А. Введенский**); 4) «Распространение сферических волн при наличии слабых границ раздела» (кандидат техн. наук **Л. М. Бреховских**).

На сессии Отделения технических наук Академии наук СССР сотрудниками Секции были сделаны доклады: 1) «Передача сигналов по коаксиальному кабелю» доктор техн. наук **Л. А. Жекулин**; эта ра-

бота позволяет производить оценку влияния неоднородностей и обосновать вопрос согласования строительных участков кабеля при его прокладке; 2) «Поглощение коротких радиоволн в ионосфере и опыт расчета напряженности электрического поля в месте приема» (ст. научный сотрудник **А. Н. Казанцев**).

На заседании Секции распространения радиоволн общества им. Попова и на научно-технической конференции МЭИ был заслушан доклад «Расчет минимальных рабочих частот и необходимых мощностей при коротковолновой радиосвязи» (ст. научный сотрудник **А. Н. Казанцев**). Работа имеет практическое значение для расчета и эксплуатации линий радиосвязи, так как уточняет вопрос о выборе рабочих частот и необходимых мощностей излучения.

Кандидат техн. наук М. И. ПОНОМАРЕВ



Вопросы электрокоррозии подземных сооружений

Совещание в Академии наук СССР

Комиссией содействия реконструкции г. Москвы при президиуме Академии наук СССР, совместно с техническим отделом Мосгорисполкома, при участии представителей ряда заинтересованных организаций было проведено 27 февраля с. г. совещание по вопросам борьбы с коррозией подземных сооружений Москвы.

Председатель совещания академик **А. М. Терпигорев** во вступительном слове охарактеризовал большое значение проблемы коррозии подземных сооружений под воздействием почвенной коррозии и блуждающих токов и кратко сообщил о выполненной комиссией работе, особо отметив создание карты зон коррозионности в Москве.

Инж. **В. А. Притула** в своем докладе «Исследование зон коррозионности» отметил, что до 1941 г. в Москве был собран материал по 7 000 случаям коррозии подземных сооружений, который из-за начавшейся войны не был обработан. В течение последних 4—5 лет был собран, систематизирован и тщательно изучен материал по 546 случаям коррозии подземных сооружений. Приблизительно в 200 случаях имелись аварийные последствия, главным образом на кабелях. В качестве примера тяжелой коррозии докладчик описал случай с очагом повреждения кабеля блуждающими токами на участке в 100 см², а также указал на питтинг глубиной 12 мм на стальном трубопроводе, пролежавшем в земле в течение 7 лет.

Докладчик предложил принять ряд существенных мер по упорядочению борьбы с коррозией путем: создания при каждой крупной организации, эксплуатирующей подземные сооружения, собственных коррозионных служб; унификации методики учета аварийных случаев от коррозии, типизации методов определения блуждающих токов, создания экспериментальной лаборатории для измерений и исследований, связанных с почвенной коррозией и коррозией от блуждающих токов, и др.

Член-корр. Академии наук СССР **К. А. Круг**, возглавляющий секцию по подземной коррозии Академии наук СССР, в докладе «Основы координирования работ в области борьбы с коррозией министерств и ведомств, имеющих под-

земные сооружения в Москве» отметил назревшую необходимость планомерного изучения явлений коррозии и в этом смысле оценил первую серьезную попытку систематизации случаев повреждений от коррозии, результаты которой были доложены инж. **В. А. Притула**, как крайне нужную и ценную работу.

Разработанная подкомиссией по борьбе с коррозией подземных сооружений карта очагов коррозии является уникальной, так как до настоящего времени такой карты в СССР не существовало, а за рубежом коррозионная карта была составлена лишь для Нового Орлеана (США).

На карте зон коррозионности должны тщательно фиксироваться все перемещения катодной и других видов защиты подземных сооружений от блуждающих токов, электродренажи, отсасывающие сети электрических железных дорог и пр. В местах, обуславливающих повышенную коррозию, должны проводиться исследования почв и почвенных вод и измерения потенциала и направления блуждающих токов.

В заключение докладчик подчеркнул актуальность Всесоюзной конференции по вопросам коррозии подземных сооружений, намечаемой к созыву в 1947 г.

В прениях было отмечено, что при проведении разработки карты зон коррозионности очаги максимальной коррозионности, выявленные статистическим методом, должны систематически корректироваться и уточняться физическими методами измерения и методами электроразведки. Было указано также на необходимость учета в дальнейшем влияния на коррозию системы подземного энергоснабжения метрополитена, не учтенного при разработке карты зон коррозионности.

Совещание признало необходимым создание специальной экспериментальной базы по изучению явлений почвенной коррозии и коррозии от блуждающих токов.

На совещании демонстрировались образцы кабелей и трубопроводов, поврежденных почвенной коррозией и блуждающими токами.

Кандидат техн. наук Ю. М. ГАЛОНЕН



Вопросы электрификации железных дорог на научно-технической конференции ЦНИИ железнодорожного транспорта

В конце марта 1947 г. состоялась очередная научно-техническая конференция Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта (ЦНИИ).

На пленарном заседании в докладе «Размещение видов тяги на железных дорогах СССР» кандидат техн. наук А. Е. Гибшман сообщил, что по намечаемой в перспективном проектировании схеме к 1960 г. предполагается охватить электрической тягой 22,6% железнодорожной сети и 46,3% грузооборота. Для этого требуется постройка 4500 электровозов различных типов. В течение двух пятилетий намечено электрифицировать важнейшие дороги: Москва—Донбасс, Уральская, Сибирская, Карагандинская и др. Критерием для перевода того или иного направления на электротягу является грузонапряженность линии (при 7—8 млн. ткм и стоимости энергии 8 коп./кВт·ч электрификация выгоднее паровой тяги при любом профиле) и некоторые чисто эксплуатационные соображения, например, суровые климатические условия.

Доктор техн. наук, проф. В. Б. Медель и инж. М. Р. Барский в докладе «Унифицированная тележка для существующего и вновь строящегося электрического мотор-вагонного подвижного состава» привели основные данные характеристики нового типа тележки, проектируемой на скорости до 130 км/ч, с ускорением 0,8 м/сек, с двигателем мощностью 200 кВт, при трамвайной подвеске последнего.

В докладе кандидата техн. наук М. Д. Находкина «Выбор типа характеристики тягового двигателя для мотор-вагонного подвижного состава» на примере расчета более 80 вариантов исследован вопрос влияния меньшего насыщения двигателя на расход энергии в условиях пригородного движения с частыми остановками. Подсчеты показали, например, что на перегонах длиной 2—3 км при скоростях 40 км/ч и выше использование менее насыщенного двигателя снижает расход энергии на 12—15%. Подробный анализ показал, что для перспективного мотор-вагонного состава двигатель мощностью 200 кВт целесообразно спроектировать при насыщении, соответствующем воздушному зазору 1,0 см, с кратностью пускового тока 1,4 и степенью усиления поля 0,5.

В сообщении «Статический преобразователь частоты (исследование схем статического преобразователя частоты на стеклянных одноанодных выпрямителях)» кандидат техн. наук М. Д. Трейвас после обзора применяемых за границей схем статического преобразования частоты доложил об исследованных в лаборатории тяговых подстанций ЦНИИ схемах преобразования тока нормальной частоты в однофазный ток 16 $\frac{2}{3}$ Hz. Исследовались схемы с жесткой связью, собиравшиеся из тиратронов ТГ 15/3 000, причем для обеспечения коммутации на сетки подавалось напряжение 16 $\frac{2}{3}$ Hz от специального статического преоб-

разователя частоты. Дальнейшей работой является выяснение вопросов, связанных с передачей через преобразователь реактивной мощности.

Кандидат техн. наук М. А. Чернышев в докладе «Новая схема рекуперации энергии на тяговых подстанциях» рассмотрел вопрос использования мутаторов для инвертирования постоянного тока и описал оригинальную схему инверторного режима с использованием в ней обычных силовых трансформаторов. В этой схеме в отличие от схем, примененных на некоторых зарубежных дорогах, необходимое повышение анодных напряжений инвертора получается за счет применения одноанодных мутаторов, причем используются не фазовые, а линейные напряжения трансформатора. Схема проверена на лабораторной установке.

Инж. И. М. Ершов в докладе «Блуждающие токи в московском метрополитене и вопросы защиты его сооружений от электрокоррозии» сообщил о работах, проведенных в 1946 г. ЦНИИ совместно с группой коррозии Метрополитена. Работы охватили измерения потенциалов рельсов, обследование случаев коррозии сооружений, установление нормы электрического сопротивления стыка ходовых рельсов и разработку мероприятий по предупреждению коррозии. Основная причина утечки — большая разность потенциалов между рельсами и телом туннеля и значительная увлажненность основания пути и шпал. Обследование показало, что в туннелях метрополитена на долю повреждений кабелей блуждающими токами приходится около 22% всех повреждений, количество которых вообще невелико.

В докладе «Износ контактных проводов на электрических железных дорогах» кандидат техн. наук И. И. Власов проанализировал и обобщил измерения износа контактного провода на советских железных дорогах за несколько лет их эксплуатации. Кривые распределения показали, что средний удельный износ провода составляет: для участков 3 кВ с электровозной тягой однопутных — 0,74, двухпутных — 0,35, для участков с мотор-вагонной тягой двухпутных — 0,30 мм² на 10 000 пантографопроходов. На износ большое влияние оказывает величина снимаемого тока. Другими факторами, влияющими на износ, являются: истощение смазки, скорость движения, состояние поверхности провода, наличие паровой тяги, конструкция и состояние контактной подвески, состояние пути. Среди мероприятий, ведущих к уменьшению износа, одним из эффективных является применение сухой графитовой смазки на лыжах пантографа и на контактном проводе.

В работе конференции приняли участие представители дорог, учебных заведений, управлений и организаций Министерства путей сообщения СССР, Метрополитена, Метро-строя, Московского трамвая и др.

Инж. Л. А. ВИСЛОУХ



В Комиссии по истории физико-математических наук Академии наук СССР

О деятельности Э. Х. Ленца в Петербургском университете

25 марта 1947 г. в Ленинграде под председательством академика С. И. Вавилова состоялось заседание Комиссии по истории физико-математических наук Академии наук СССР.

С докладом о деятельности Э. Х. Ленца в С.-Петербургском университете выступил профессор Ленинградского университета К. К. Баумгардт. Начало своего сообщения докладчик посвятил предшественникам академика Э. Х. Ленца по кафедре физики физико-математического факультета С.-Петербургского университета: Н. П. Щеглову и Н. Т. Щеглову. В декабре 1835 г. была организована отдельная кафедра физики и физической географии; на эту кафедру ординарным профессором был избран академик Э. Х. Ленц. Ленц родился в 1804 г., обучался в Дерптском университете, который не окончил. С 1823 г. Ленц находился в кругосветном плаваньи в качестве физика экспедиции. Здесь впервые проявились его замечательные свойства экспериментатора. По возвращении из экспедиции и защите докторской диссертации Ленц переехал в Петербург. В 1828 г. он был избран адъюнктом Академии наук, в 1830 г. — экстраординарным академиком и в 1834 г. ординарным академиком.

Научная работа Э. Х. Ленца спискала ему славу одного из лучших экспериментаторов его времени и глубокого мыслителя. Но Э. Х. Ленц был не только крупным ученым, он был еще и необыкновенно одаренным педагогом и выдающимся организатором. Расцвет, который наступил в деятельности физико-математического факультета в 60-х годах, в значительной степени был результатом энергии и организаторского таланта академика Э. Х. Ленца.

С. И. Вавилов, отметив исключительное значение академика Э. Х. Ленца как педагога, подготовившего большое количество учеников (в дальнейшем академиков и профессоров), и как замечательного исследователя, необычайно строго относившегося ко всем своим экспериментам и выводам, указал на желательность осветить деятельность Э. Х. Ленца, которая протекала в сотрудничестве с академиком Парротом и затем с академиком Якоби. По мнению С. И. Вавилова, имеются все основания рассматривать Э. Х. Ленца как одного из классиков физики, шедших по стопам Эрстеда и Ампера и положивших начало электромагнетизму.

М. И. РАДОВСКИЙ

*Ученый секретарь Комиссии по истории
физико-математических наук Академии наук СССР*



Даты истории электричества, электротехники и электрификации СССР

В 1947 году исполняется:

150 лет — рождения американского физика и электротехника, президента американской Академии наук Джозефа Генри (17 декабря 1797 г.)

100 лет — рождения Томаса А. Эдисона (11 февраля 1847 г.)

100 лет — рождения изобретателя телефона А. Г. Белла (3 марта 1847 г.)

100 лет — рождения П. Н. Яблочкова (26 сентября 1847 г.)

100 лет — рождения А. Н. Лодыгина (6 октября 1847 г.)

100 лет — рождения Г. Феррариса (1847 г.)

75 лет — смерти С. Морзе (22 апреля 1872 г.)

50 лет — смерти Н. Г. Славянова (5 октября 1897 г.)

50 лет — со дня открытия 2 Ленинградской электростанции.

25 лет — предисловия В. И. Ленина к книге И. И. Степанова „Электрификация РСФСР“ (18 марта 1922 г.) и письма В. И. Ленина по поводу этой книги (19 марта 1922 г.)

25 лет — письма В. И. Ленина К. Штейнмецу по вопросам электрификации Советской России (10 апреля 1922 г.)

25 лет — ввода в эксплуатацию первой в СССР линии электропередачи 110 кВ Кашира—Москва

25 лет — торжественного открытия Каширской районной электростанции — первой электростанции на подмосковном угле (4 июля 1922 г.)

25 лет — пуска ленинградской районной электростанции „Красный октябрь“ (8 октября 1922 г.)

Составил инж. Ф. Л. ВЕЙТКОВ



Учебник по технике высоких напряжений

Проф. А. А. ВОРОБЬЕВ. ТЕХНИКА ВЫСОКИХ НАПРЯЖЕНИЙ. Допущено ВКВШ в качестве учебника для электротехнических институтов. Госэнергоиздат, 1945, 520 стр., 403 рис., ц. 22 руб.

Как указывает автор в предисловии, книга его должна быть учебником для студентов-электриков, не специализирующихся по технике высоких напряжений. Потребность в такой книге несомненна, так как единственный современный курс техники высоких напряжений (проф. Л. И. Сиротинского) слишком обширен для этой цели. Автор поставил своим девизом слова тов. В. М. Молотова: «Нам нужен учебник, отвечающий современным требованиям. Он должен быть на уровне современной науки и вполне доступен по своему языку. Он должен дать необходимый объем знаний и вместе с тем подготавливать учащегося к его будущей практической деятельности...». Чтобы выложить, в какой мере рассматриваемая книга выполняет эти указания, познакомимся кратко с ее содержанием.

Книга разделена на шесть частей. Первые четыре касаются методов расчета электрического поля и пробой газобразных, твердых и жидких диэлектриков. Содержание их можно объединить наименованием «физика диэлектриков». Часть V трактует получение высоких электрических напряжений (для лабораторных целей — добавим мы) и высоковольтные измерения. Часть VI носит название «Элементы высоковольтных установок и высоковольтные конструкции». Это очень широкое название включает, однако, лишь небольшую часть того, что инженер-электрик привык ассоциировать с ним, а именно только изоляторы, кабели и конденсаторы. Автор указывает во введении, что в курс техники высоких напряжений входит также вопрос о перенапряжениях, но изложение этого вопроса он обещает дать в отдельной книге.

Все указанные выше разделы обычно входят в состав техники высоких напряжений, а потому возражать против них не приходится. Однако, автор не включил в книгу вопросы о токах в земле и заземлениях и о влиянии линий передачи на линии связи. Эти вопросы нормально относятся к курсу техники высоких напряжений и отсутствие их в рецензируемой книге не может быть оправдано.

Наибольшее место автор отводит разделам, которые мы объединили под названием физики диэлектриков. Из общего объема книги в 520 стр. на эти разделы отведено 344 стр., т. е. почти 70%. Заметим, что в курсе проф. Л. И. Сиротинского, рассчитанного на специализирующихся по технике высоких напряжений, на физику диэлектриков отведено 350 стр., что составляет менее 50% от объема, охватывающего разделы, содержащиеся в рецензируемой книге. Таким образом, случайно или нет, автор нашел необходимым изложить физику диэлектриков студентам, не специализирующимся по технике высоких напряжений, в объеме большем, чем она преподносится студентам, специализирующимся в этой области. С таким распределением материала книги согласиться, конечно, нельзя. Разделы, относящиеся к физике диэлектриков, должны были бы занять в рецензируемой книге объем, по крайней мере в два раза меньший. Непропорционально много места также отведено электрическому полю. В этом разделе могли бы быть существенно сокращены расчеты с помощью конформных преобразований и вопрос об экспериментальных методах построения поля. Наоборот, значение вопроса об электрической прочности жидких диэлектриков автор недооценил и уделил ему слишком мало места (всего 14 стр.). Этот раздел следовало бы существенно расширить. В части III («Твердые диэлектрики») автор ответил слишком много места вопросам о проводимости, диэлектрической проницаемости и поляризации и слишком мало — вопросу о диэлектрических потерях, в частности, опытным данным о диэлектрических потерях.

В части V (Получение высоких напряжений и высоковольтные измерения) слишком мало сказано о профилактических испытаниях изоляции. Вопрос этот с каждым годом приобретает все большее значение, и на него необходимо обращать серьезное внимание не только студентов, специализирующихся по технике высоких напряжений, но и всех остальных студентов-электриков. Четыре страницы — это явно недостаточно для такого важного вопроса.

Часть VI могла бы быть несколько расширена (за счет первых разделов книги). В частности, следовало бы увеличить и наполнить более конкретными инженерными данными главу XX («Высоковольтные конденсаторы»). Те 4 страницы, которые отведены на эту главу, дают так мало, что их не стоило включать в книгу.

Таковы соображения, которые мы можем высказать по поводу структуры книги. Кратко наши выводы можно сформулировать так: в книге слишком много места уделено физике диэлектриков и слишком мало — собственно технике высокого напряжения.

Переходя к содержанию книги, отметим хороший (за редкими исключениями) стиль автора и ясное изложение большинства вопросов курса. Достоинством книги является также то, что автор при рассмотрении многих вопросов пользуется современными физическими теориями (квантовая теория).

К сожалению, наряду с достоинствами книга имеет существенные недостатки. Попытаемся иллюстрировать это несколькими примерами.

Ошибочные утверждения автора. На стр. 84 говорится, что «в равномерных электрических полях пробой воздуха происходит, при нормальных условиях, по достижении напряженности поля, равной $30 \text{ kV}_{\text{max}}/\text{cm}$ ». Это утверждение совершенно неправильно. Оно, правда, часто встречается в книгах и журнальных статьях, но автор серьезного учебника обязан вскрывать подобные ходячие ошибочные представления, а не принимать их без критики. Автор должен был указать, что пробивной градиент воздуха (при постоянной плотности) в равномерном поле есть функция расстояния между электродами. Он может изменяться от $\sim 24,5 \text{ kV}_{\text{max}}/\text{cm}$ до сотен $\text{kV}_{\text{max}}/\text{cm}$ в случае воздуха.

На стр. 130 на протяжении нескольких строк автор делает три ошибки. Он пишет: «Считают, что при температурах $5000-7000^\circ \text{K}$ и наличии в дуге паров металла термическая ионизация будет достаточна для создания необходимой плотности ионного тока. Учитывая наличие в дуге областей и более высоких температур, следует считать, что термическая ионизация также будет возможна и в дуге, горящей в атмосфере водорода. В электрической дуге при высокой температуре одновременно происходит ударная и термическая ионизация» (разрядка наша. Рец.). — В нормальной дуге, горит ли она в атмосфере воздуха или водорода, никаких «областей более высоких температур» нет, если не говорить о небольшой разнице температур на оси дуги и на ее периферии. Для объяснения горения дуги в водороде не требуется допущения каких-либо особых «областей более высоких температур». Термическая ионизация в дуге, горящей в водороде, будет существовать и без них, ибо достоверно известно, что температура дуги в водороде должна быть выше, чем дуги в воздухе. Что же касается до ударной ионизации, якобы происходящей в дуге при высокой температуре, то ее там никак не может быть, — во всяком случае, если мы говорим о стационарной дуге, — так как градиент электрического поля в дуге в 10—20 раз меньше того, который необходим для начала ударной ионизации при температуре дуги.

На стр. 131 автор пишет тепловой баланс дуги в виде

$$Ei = 2\pi r \sigma T^4. \quad (37,2)$$

В этом уравнении содержится ряд ошибок. Во-первых, потери на излучение составляют 10—15% от общей суммы потерь, поэтому баланса в уравнении (37,2) не может быть. Во-вторых, дуга является не поверхностным, а практически объемным излучателем. Поэтому, если даже допустить, что вся энергия дуги отводится через излучение, то вместо $2\pi r$ надо было бы подставить в уравнение (37,2) π^2 . Наконец, надо помнить, что закон Стефана-Больцмана выведен для абсолютно черного тела и с некоторым приближением может применяться к «серым» телам, но к дуге он совершенно неприменим, так как тепловое излучение газов существенно отличается от излучения твердых тел.

На стр. 140—141 автор рассматривает различные способы гашения дуги и объясняет их в большинстве случаев совершенно ошибочно. Рассматривая гашение дуги продольным и поперечным дутьем, автор исходит из представления о разделении дуги под влиянием дутья на отдельные волокна, что облегчает ее гашение. Эта идея была выдвинута в 1932 г. Слепяном и его учениками в Америке и подхвачена в статье Третьяка в сборнике «Высоковольтное аппаратостроение», широко использованной автором рецензируемой книги. Теория Слепяна вызвала серьезные возражения и вскоре была оставлена самим автором ее; в своих последних статьях он этой теорией больше не пользуется. Таким образом, объяснение автора является ошибочным и устаревшим.

Говоря о дуге в жидкости, автор выдвигает ряд факторов, участвующих в гашении дуги, большая часть которых не имеет никакого практического значения, но не указывает важнейшего фактора — испарения жидкости и нагревания образовавшейся газовой сферы.

Неверно описывается процесс действия гасительной камеры. Разведение контактов совершается не в газонаполненном сосуде, а в камере, наполненной маслом. Было бы катастрофой для выключателя, если бы гасительная камера оказалась наполненной газом, вместо масла.

Не будем больше останавливаться на гл. V, хотя в ней имеется еще немало ошибок. Перейдем к дальнейшим главам. На стр. 218 автор сообщает совершенно неправильные сведения о грозах. Так, он приписывает тепловым грозам огромные скорости — до 110 km/h, а фронтальным грозам — скромные скорости, порядка нескольких километров в час. В действительности все происходит как раз наоборот — большие скорости имеют фронтальные прозы (в СССР средняя скорость их около 40 km/h), а малые скорости — тепловые прозы.

На стр. 345 автор утверждает, что пробивное напряжение технически чистого масла увеличивается с повышением давления линейно. Это неверно. Зависимость пробивного напряжения от давления для такого масла всегда нелинейна и только при изменении давления в некоторых, более или менее узких пределах, участок кривой может практически сливаться с прямой. Однако, этот частный случай нельзя превращать в общий закон.

На стр. 408 автор сообщает, что с помощью клидонографа «были получены ценные данные о токах молний». Лучше было бы сказать, что с помощью клидонографа, из-за неудачной схемы его включения, были получены совершенно ложные сведения о токах молнии. Эти сведения на несколько лет серьезно дезориентировали работу по защите от прямых ударов молнии.

На стр. 445 автор говорит, что изоляторам типа Кегелькопф присущи те же недостатки, что и изоляторам типа Кугелькопф. Это неверно. Автор правильно указал важнейший недостаток изоляторов типа Кугелькопф — выкрашивание фарфорового шарика (других недостатков он не указал). Но как раз этим недостатком изоляторы типа Кегелькопф не обладают. Поэтому-то они широко применяются в Германии, в то время как изоляторы Кугелькопф давно сняты с производства.

На стр. 446 автор говорит: «В связи с трудностями крепления стержня в гнезде предложен ряд конструкций изоляторов двухшпалочного типа» и, далее: «Электрическое поле таких изоляторов оказывается более равномерным». Двухшпалочные изоляторы были разработаны не в связи с трудностями крепления стержня в гнезде изоляторов со стержнем и шпалкой, а в связи с желанием повысить до

возможного предела электрическую прочность изолятора. Электрическое поле таких изоляторов наиболее неравномерно по сравнению с полем всех других типов подвешенных изоляторов, в силу чего и распределение напряжения в гирлянде двухшпалочных изоляторов наименее равномерно.

На стр. 482—483 автор указывает, что Зонненфельд предложил придавать свинцовой оболочке кабелей с поясной изоляцией типа Н и типа ОСБ трехугольную форму. Кабели типа Н и типа ОСБ не имеют поясной изоляции.

Следующую группу недостатков книги образуют случаи некритического использования ошибочных материалов других авторов.

На стр. 135 автор приводит заимствованный из вышеуказанной статьи Третьяка рис. 73. На этом рисунке в оригинале ошибочно показана единица измерения тепло-

проводности — $\frac{\text{Cal}}{^\circ\text{C cm sec}}$, тогда как она в действительности должна быть $\frac{W}{^\circ\text{C cm sec}}$. Эту ошибку не исправил Третьяк, не исправил ее и автор.

На стр. 164—167 приводится теория короны на проводах, предложенная Холмом. Эта теория неверна и приводит к ошибочным результатам (в частности, начало потерь при напряжении видимой короны; прямо пропорциональная зависимость потерь от частоты и пр.). Автор не дает никакой критики этой теории.

Автор приводит нередко неверные цифровые данные или формулы. Например, на стр. 79 он дает для работы ионизации молекул воздуха величины 20—25 eV, вместо 15—16 eV. При этом он не обращает внимания на то, что на той же странице (рис. 40) он приписывает воздуху работу ионизации, равную 15 eV. Заметим, что разница в 5—10 eV имеет для термической ионизации газа колоссальное значение.

На стр. 158 автор дает неверную формулу для опережения критического коронного напряжения $U_{кр}$ для системы провод — плоскость (уравнение 41,15). На стр. 155 критическое коронное напряжение определено как напряжение, при котором начинаются потери, а уравнение (41,15) дает напряжение начала видимой короны, которое значительно выше напряжения, при котором начинаются потери. Сверх того, численные коэффициенты в этой формуле относятся к системе двух концентрических цилиндров, а не к системе провод — плоскость.

На стр. 298 автор приводит формулу (76,20), заимствованную им из книги «Физика диэлектриков» под ред. А. Ф. Вальтера. Эта формула написана у Вальтера с ошибкой (должно быть r_2 вместо r_1 перед логарифмом в числителе).

На стр. 449 автор дает неверное значение параметров a , α и ρ , входящих в уравнение (119,1).

Очень часто встречается несоответствие рисунков с подписями к ним или с текстом. Так, на стр. 439 сказано, что на рис. 345 представлен штыревой изолятор, а на самом деле там изображен телеграфный изолятор. На стр. 440 в подписи к рис. 347 указан изолятор типа ШД, а изображен изолятор германского типа Дельта. Та же ошибка повторена на стр. 441, где сказано, что на рис. 37 показан изолятор типа Дельта — ШД, в то время как там изображен изолятор хотя и типа Дельта, но не ШД, а германский, и т. п.

Автор делает ряд неверных ссылок на первоисточники. На стр. 171 указано, что коронирующие электроды предложены Архангельским и Швецом. Это неверно. Коронирующие электроды были предложены Кремером в 1922 г.

На стр. 181 сказано: «Вул и Гольдман . . . установили, что в ходе функции $U_{rp} = f(p)$ при положительном острей наблюдается максимум» и т. д. Этот факт установлен Райаном еще в 1911 г.

На стр. 346 автор приписывает Кошпельману объяснение понижения пробивного напряжения масел, имеющих примесь воды, влиянием проводящих мостиков, образуемых между электродами влажными волокнами. Это объяснение было дано в СССР в 1922 г. и в 1923 г. Шретером в Германии, а не Кошпельманом.

В заключение укажем на неверную или неудачную терминологию и обозначения автора. На стр. 86 и во многих местах в дальнейшем автор

обозначает заряд электрона через q . Между тем ГОСТ требует обозначать этот заряд через e .

На стр. 200 и 201 автор говорит о «времени разряда», но не определяет этого понятия, что делает непонятным сопоставление этой величины с «временем запаздывания разряда».

Термин «вольтвременная» характеристика, применяемый автором, неудачен, так как он соединяет в себе величину (время) и единицу измерения (вольт). Такое построение терминов неправильно. В наших стандартах принят термин «вольтсекундная характеристика». Этим термином, следовательно, обязаны пользоваться все авторы.

В главе XII автор пользуется термином «электрическая проницаемость». Этот термин также незаконен, ибо ГОСТ устанавливает термин «диэлектрическая проницаемость», которым все электрики в СССР и должны пользоваться.

На стр. 482 автор вводит еще один собственный термин — «самоудлиняющийся расширительный кабель». В нашей литературе принято говорить просто «удлиняющийся» кабель.

Отметим еще неправильные выражения «пробой (или разряд) на постоянном токе, на переменном токе, на импульсах» и т. п., которыми систематически пользуется автор. Это неправильное построение речи, и его необходимо избегать. Правильно говорить: «пробой при постоянном или переменном токе (напряжении), при импульсах» и т. п.

Мы привели только небольшую часть замеченных нами недостатков книги и все же получился довольно длинный список. Вывод: рецензируемая книга составлена не вполне удачно. Она не отвечает тем высоким требованиям к которым автор избрал в качестве девиза своей книги.

Доктор техн. наук, проф. А. М. ЗАЛЕССКИЙ



Жизнеописание М. В. Ломоносова и его труды в области электричества

Б. Н. МЕНШУТКИН. ЖИЗНЕОПИСАНИЕ МИХАИЛА ВАСИЛЬЕВИЧА ЛОМОНОСОВА. Третье издание при участии П. Н. Беркова, С. И. Вавилова и Л. Б. Модзалевского. Под редакцией С. И. Вавилова и Л. Б. Модзалевского. Изд. Академии наук СССР. 1947, 296 стр., тираж 10 000 экз.

Широко известно, что изучением научной деятельности М. В. Ломоносова впервые занялся профессор Б. Н. Меншуткин. Изданная им в 1911 г. к 200-летию со дня рождения ученого монография была поистине событием в русской литературе. Труд Меншуткина был напечатан в небольшом по тем временам тираже — 80 000 экземпляров. О достоинстве этого произведения писали не только в нашей, но и в зарубежной печати. Действительно, автор обрисовал величественную фигуру Ломоносова, осветил почти все стороны его многогранной деятельности.

Не остались вне внимания биографа и изыскания Ломоносова в области электричества.

Необходимо отметить, что до Меншуткина эта область научной деятельности Ломоносова была освещена в изданном VI (электротехническом) отделом Русского технического общества «Очерке работ русских по электротехнике. 1800—1900». Но Б. Н. Меншуткин, изучавший труды Ломоносова по первоисточникам — опубликованным трактатам и не видевшим еще света автографа, хранящимся в Архиве Академии наук СССР, внес немало нового в дело изучения трудов Ломоносова по электричеству. В изданном Б. Н. Меншуткиным томе «Труды Ломоносова по физике и химии» большое место занимает раздел, посвященный области электричества. Как и в других разделах этого тома, Б. Н. Меншуткин привлек большое количество новых документов, переведенных им с латинского языка, на котором написаны диссертации Ломоносова, и впервые ввел их в научный обиход.

Работам Ломоносова по электричеству посвящена значительная часть IV главы рецензируемого издания. Здесь разобраны не только изданное Ломоносовым «Слово о явлениях воздушных от электрической силы происходящих» и оставшиеся ненапечатанными записки, относящиеся к этой теме. Б. Н. Меншуткин подробно показал ту неприглядную действительность, в которой жил и творил

Ломоносов. Может быть ни в какой другой области ему не пришлось больше бороться за признание и преодолевать столь много препятствий, усердно воздвигавшихся его недругами из так называемой «немецкой партии», которая душила зарождавшуюся русскую науку.

Б. Н. Меншуткин обрисовал, правда, несколько схематично, состояние учения об электричестве в эпоху Ломоносова. В этом отношении эта часть работы значительно отличается от других разделов, особенно тех, в которых освещаются труды Ломоносова по химии. Это вполне понятно. Химик по специальности, Б. Н. Меншуткин был крупным специалистом по истории химии.

Рецензируемое издание, выходящее после смерти автора (умер в 1938 г.) — дополнено рядом статей, освещающих те стороны деятельности Ломоносова, которые остались неисследованными Б. Н. Меншуткиным. Можно с уверенностью сказать, что для «Жизнеописаний» потребуется не одно еще издание, в котором, надо надеяться, будут соответственные дополнения и к разделу, трактующему о работах Ломоносова по электричеству. Специального исследования этой области деятельности Ломоносова еще не приводилось. Между тем давно пора показать эти его труды на фоне достижений науки того времени и, главное, показать значение тех идей Ломоносова, которые он выдвигал, и тех проблем, которые он ставил перед ученым миром.

Особенно необходимо в новых исследованиях в свете объективных исторических данных показать самобытность и оригинальность работ Ломоносова, работы которого в области электрических явлений были весьма значительными и составляют важную веху в истории науки об электричестве.

М. И. РАДОВСКИЙ



ПОПРАВКА

В дискуссионных замечаниях М. Ю. Шухатовича (Электричество, № 1, 1947), на стр. 70, левый столбец, 12 строка сверху, следует читать: «по данным кандидата техн. наук П. А. Фридкина обычный многополюсный асинхронный двигатель на 1 500 kW, 75 об/мин по отношению к такому же двигателю с дуговым стартером имеет на 550% больший вес, на 225% больше обмоточных секций, на 396% больше вырубок, на 176% больше электротехнической стали, на 100% больше меди, на 150% больше изоляционных материалов, на 0,18 меньший коэффициент мощности и на 2% меньший к. п. д.»

ЦЕНА 8 РУБ.

ГОСЭНЕРГОИЗДАТ

*Москва, Шлюзовая наб., 10***ПРИНИМАЕТСЯ ПОДПИСКА**

на II полугодие 1947 г.

НА ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

„ЭЛЕКТРИЧЕСТВО“

ОРГАН АКАДЕМИИ НАУК СССР, МИНИСТЕРСТВА ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ СССР
И МИНИСТЕРСТВА ЭЛЕКТРОПРОМЫШЛЕННОСТИ СССР

Основан в 1880 году Русским техническим обществом

12 номеров в год по 12 печ. листов

Журнал рассчитан на инженеров и научных работников в широкой области исследования и применения электричества и освещает основные теоретические и практические проблемы, связанные с развитием всех отраслей электротехники и электрификации СССР

ТЕМАТИЧЕСКИЕ ОТДЕЛЫ ЖУРНАЛА

Физические и общетеоретические вопросы электричества и электротехники
Общие вопросы электроэнергетики

Электрические системы, станции, сети и передача электроэнергии на дальние расстояния

Электрические машины и трансформаторы

Электропривод и электрификация отраслей промышленности

Электрификация транспорта

Электрификация сельского хозяйства

Техника высоких напряжений (высоковольтная аппаратура и грозозащита)

Ионно-электронные преобразователи

Радиотехника

Электросвязь по проводам

Автоматика, телемеханика, техника релейной защиты

Кабельная техника

Светотехника

Электротермия и электросварка

Электрические измерения и приборы

Электротехнические материалы

Электротехнические стандарты, правила, нормы, терминология

История науки об электричестве и история электротехники

КРОМЕ ТОГО, В ЖУРНАЛЕ ИМЕЮТСЯ ОТДЕЛЫ:

Из научно-исследовательских работ (авторефераты); Дискуссии; Рефераты
(по иностранным техническим журналам); Хроника; Библиография.

Подписная цена на полугодие 48 руб.

ПОДПИСКА ПРИНИМАЕТСЯ В ОТДЕЛЕНИЯХ „СОЮЗПЕЧАТИ“ И НА ПОЧТЕ